

MARCO STIPKOVIC FILHO

T R E F I L A Ç Ã O
À M É D I A T E M P E R A T U R A

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

ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

Departamento de Engenharia Metalúrgica

T R E F I L A Ç ã O

À M É D I A T E M P E R A T U R A

Marco Stipkovic Filho

Dissertação apresentada à EPUSP
para obtenção do Título de:
"Mestre em Engenharia"
(Engenharia Metalúrgica)

Orientador: Prof. Dr. RONALD LESLEY PLAUT

São Paulo/1.984

A G R A D E C I M E N T O S

Ao professor Doutor Ronald Lesley Plaut, pela incansável orientação e incentivo, que ultrapassou os limites deste trabalho.

Aos professores Doutores Eitaro Yamane, Ettore Bresciani Filho e Renato Rocha Vieira, pelo apoio e sugestões dadas .

Ao professor Doutor Tharcísio Damy de Souza Santos, pelo apoio, aceitação e encaminhamento deste trabalho junto ao Departamento de Engenharia Metalúrgica da E.P.U.S.P. .

Aos engenheiros Júlio Nobuo Hozawa, Milton de Oliveira e Mário Frito Junior, pela colaboração nos ensaios realizados.

Ao professor engenheiro Eider Alberto Simielli, pela colaboração nos trabalhos de microscopia eletrônica.

Aos Doutores Paulo Iris Ferreira e Waldemar Alfredo Monteiro, pela valiosa contribuição prestada nos trabalhos de microscopia eletrônica realizados no IPEN.

Aos professores e colegas, em cujas amizades e sugestões buscou-se o sustento dessa realização.

À Diretoria da Bardella S/A., pelos recursos técnicos e processuais oferecidos.

À minha esposa e aos meus filhos, pela compreensão e suporte moral.

À srta. Maria José Franco Oliveira, pelos trabalhos de datilografia.

R E S U M O

O processamento mecânico denominado de trefilação ou estiramento é tradicionalmente desenvolvido a frio, em barras ou em rolos, objetivando a obtenção de um produto final com tolerâncias dimensionais mais estreitas, melhor acabamento superficial e propriedades mecânicas superiores àquelas obtidas pelos processos de laminação ou extrusão a quente.

Observou-se que, após a trefilação a frio, submetendo-se o material a um beneficiamento (alívio de tensões), resultou em resistências à tração mais elevadas e menores tensões residuais. Mais recentemente vêm sendo feitas experiências objetivando desenvolver o processo a média temperatura. Poucos trabalhos foram desenvolvidos nessa linha, entretanto, a trefilação a média temperatura produz barras com todas as vantagens obtidas pelo processamento a frio, somando-se resistências consideravelmente maiores, com melhor uniformidade estrutural e qualidades ainda não disponíveis comercialmente.

Aços carbono, trefilados a média temperatura, poderão substituir com sucesso alguns materiais ligados, tratados termicamente, por oferecer resistências comparáveis, além do que, a possibilidade de eliminação do tratamento térmico, limpeza, pós-endiretamento, inspeção, etc., contribuíram sensivelmente para uma economia de custos.

Neste trabalho, em diferentes etapas experimentais, analisamos os materiais de baixo e médio carbono, especificamente o SAE-1020 e o SAE-1045.

O propósito fundamental desse trabalho foi analisar detalhadamente, a técnica de trefilação a média temperatura.

Procurou-se, também, determinar uma avaliação - energética entre esse processo e a técnica convencional de estirar e beneficiar a posteriori, resultando numa vantagem significativa.

No que se refere aos problemas de ordem dimensional e de acabamento superficial, constatou-se um perfeito enquadramento com as normas que atendem as condições processuais convencionais , ou seja, a frio.

Buscou-se, também, estabelecer uma correlação entre propriedades mecânicas e microestruturais na definição dos meca - nismos envolvidos.

A B S T R A C T

The mechanical working procedure known as drawing or stretching is traditionally developed through the cold route, in the form of bars or in rolls, aiming at a final product with narrow tolerances, a better surface finish and mechanical properties superior to those obtained by the hot extrusion or rolling processes.

It was observed that after cold-drawing, submitting the material to a stress relief resulted in higher tensile strengths and smaller residual tensions. Recently, experiences have been conducted with the purpose of developing the process at a "worm" working temperature. Little research has been developed along this line, however this route produces bars with all advantages obtained by the cold procedure in addition to significant improvement in the mechanical resistance, with enhanced structural uniformity and qualities not yet commercially available.

Carbon steels, drawn at those "warm" temperatures may replace with success some alloyed materials, heat-treated, offering comparable properties, apart from the possibility of elimination of such as heat-treatment, cleaning, post-straightening, inspection, etc., with substantial contribution to the economy of costs.

In this work, through different experimental stages, low and medium carbon steels, namely SAE-1020 and SAE-1045, have been analysed.

The main purpose of this work was to analyse in detail the "worm" drawing technique.

An energetic evaluation between this process and the conventional drawing technique and a subsequent heat treatment was also conducted, showing a meaningful advantage.

Regarding the problems of dimensional accuracy and surface finish, a perfect fitting with cold processed material standards has been found.

An attempt was also tried to establish a correlation between the mechanical and micro-estructural properties in the definition of the mechanisms involved.

Í N D I C E

	Página
CAPÍTULO I	
I.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE TREFILAÇÃO	09
I.1.1 - Determinação do Esforço de Trefilação	11
I.1.1.a) Método de Geleji	11
I.1.1.b) Método de Rowe	16
I.1.2 - Determinação da Potência de Trefilação	20
I.1.3 - Fieiras	20
I.2 - TRATAMENTOS TERMOMECÂNICOS	25
I.2.1 - Definições	25
I.2.2 - Consequências Sobre Propriedades Mecânicas	28
I.2.3 - Microestruturas e Mecanismos Associados	31
I.3 - MECANISMOS DE DEFORMAÇÃO NA TREFILAÇÃO À TEMP. AMBIENTE	35
I.4 - MECANISMOS ASSOCIADOS À DEFORMAÇÕES EM ALTA TEMPERATURA	40
I.5 - TREFILAÇÃO À MÉDIA TEMPERATURA	48
CAPÍTULO II	
II - OBJETIVOS DO TRABALHO	60
CAPÍTULO III	
III - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	61
CAPÍTULO IV	
IV - RESULTADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS	65
IV.1 - 1ª) Fase Experimental	65
IV.2 - 2ª) Fase Experimental	81
IV.3 - 3ª) Fase Experimental	92
IV.4 - 4ª) Fase Experimental	96
IV.5 - 5ª) Fase Experimental	101
IV.6 - 6ª) Fase Experimental	103
IV.7 - 7ª) Fase Experimental	105
CAPÍTULO V	
V - DISCUSSÃO	108
V.1 - Resultados Energéticos	108
V.2 - Resultados Dimensionais e de Acabamento Superficial ..	114
V.3 - Propriedades Mecânicas e Estruturais	117
V.3.1 - Propriedades Mecânicas	117
V.3.2 - Estrutura do Material	117
V.3.3 - Estrutura do Material Laminado a Quente	123
CAPÍTULO VI	
VI - CONCLUSÕES	128
CAPÍTULO VII	
VII - SUGESTÕES PARA NOVOS ESTUDOS	130
CAPÍTULO VIII	

Í N D I C E D E F I G U R A S

	Página
Figura (01) - Banco de estiramento para barras e tubos	10
Figura (02) - Esforços na trefilação	11
Figura (03) - Distribuição das tensões	14
Figura (04) - Distribuição das tensões (Rowe)	16
Figura (05) - Proporções dimensionais do núcleo de uma fieira ...	21
Figura (06) - Fieira de trefilação	22
Figura (07) - Dimensões básicas das fieiras e carcaças (ISO R1684) -	22
Figura (08) - Valores do ângulo de entrada (ISO R-1684).....	23
Figura (09) - Classes de dureza (ISO R-1684)	23
Figura (10) - Placa porta fieira	24
Figura (11) - Representação esquemática do tratamento termo-mecâ- nico "Hot-Cold-Working"	26
Figura (12) - Representação esquemática do tratamento termo-mecâ- nico "Ausforming"	26
Figura (13) - Representação esquemática do tratamento termo-mecâ- nico "Isoforming"	27
Figura (14) - Representação esquemática do tratamento termo-mecâ- nico "Warm Working"	27
Figura (15) - Efeito do Ausforming sobre as propriedades mecâni - cas do aço EN-30-B em comparação com processos con- vencionais de temperado em ar ou água	29
Figura (16) - Microestrutura "Ausforming" (5000 X) - Aço ligado - (0,4% C - 4% Mn - 8% Ni - 2% Cr)	32
Figura (17) - Microestrutura "Isoforming" a 700°C (40000 X) - EN-18	32

Figura (18) - Microestrutura "Isoforming" a 550°C (50000 X) - EN-18	- 32
Figura (19) - Distribuição do tamanho de partículas de carbono - com temperatura do tratamento "Isoforming"	- 33
Figura (20) - Distribuição do tamanho do grão ferrítico com tempe- ratura do tratamento "Isoforming"	- 33
Figura (21) - Microestrutura "Hot-Cold-Working" (50000 X) aço li- gado (0,6% C - 1,4% Si - 0,6% Mn - 0,6% Mo - 0,2%V) -	- 34
Figura (22) - Tensão de escoamento (σ_{LE}) do fio de perlita estira- do em função da redução (%) e $\exp \frac{\epsilon}{4}$	- 39
Figura (23) - Representação esquemática da massa de perlita / ferrita ilustrando vários parâmetros microestrutu- rais	- 43
Figura (24) - Propriedades mecânicas do AISI-1018	- 49
Figura (25) - Propriedades mecânicas do AISI-1080	- 50
Figura (26) - Propriedades mecânicas do AISI-1144	- 51
Figura (27) - Propriedades mecânicas do AISI-4140	- 52
Figura (28) - Efeito da temperatura de trefilação e porcentagem de redução sobre propriedades mecânicas de trefilação - em barras de aço AISI-1018	- 54
Figura (29) - Efeito da temperatura de trefilação e porcentagem de redução sobre propriedades mecânicas de trefilação - em barras de aço AISI-1080	- 55
Figura (30) - Efeito da temperatura de trefilação e porcentagem de redução sobre propriedades mecânicas de trefilação - em barras de aço AISI-1144	- 56
Figura (31) - Efeito da temperatura de trefilação e porcentagem de redução sobre propriedades mecânicas de trefilação - em barras de aço AISI-4140	- 57

Figura (32) - Efeito da trefilação a média temperatura em função da forma da curva tensão-deformação	-	58
Figura (33) - Propriedades mecânicas do estiramento a média temperatura e do material trefilado a frio com alívio de tensões	-	58
Figura (34) - Efeitos relativos do estiramento a frio seguido de alívio de tensões e do estiramento à média temperatura para C-1144	-	59
Figura (35) - Aço laminado ABNT-1020, \varnothing 26,99 mm, ampliação 160 X, corpo de prova longitudinal	-	78
Figura (36) - Aço laminado ABNT-1020, \varnothing 26,99 mm, ampliação 160 X, corpo de prova transversal	-	78
Figura (37) - Aço trefilado ABNT-1020 a 20°C de \varnothing 24,00 mm com taxa de redução de 20,9%, ampliação 160 X, corpo de prova longitudinal	-	79
Figura (38) - Aço trefilado a 20°C de \varnothing 24,00 mm com taxa de redução de 20,9%, ampliação de 160 X, corpo de prova transversal - ABNT-1020	-	79
Figura (39) - Aço trefilado ABNT-1020 de \varnothing 24,00 mm a 200°C com taxa de redução de 20,9%, ampliação 160 X, corpo de prova longitudinal	-	80
Figura (40) - Aço trefilado ABNT-1020 de \varnothing 24,00 mm a 200°C com taxa de redução de 20,9%, ampliação 160 X, corpo de prova transversal	-	80
Figura (41) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1020 - \varnothing 17,90 mm, taxa de redução de 25% em diferentes temperaturas de processo	-	84
Figura (42) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1045 - \varnothing 17,90 mm, taxa de redução de 25% em diferentes temperaturas de processo	-	85

Figura (43) - Aço laminado ABNT-1045, transversal 100 X, ataque Nital 3%	-	87
Figura (44) - Aço trefilado ABNT-1045, na temperatura de 20°C, transversal 100 X, ataque Nital 3%	-	87
Figura (45) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 100°C, transversal 100 X, ataque Nital 3%	-	88
Figura (46) - Aço trefilado ABNT-1045, na temperatura de 210°C, transversal 100 X, ataque Nital 3%	-	88
Figura (47) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 320°C, transversal 100 X, ataque Nital 3%	-	89
Figura (48) - Aço laminado ABNT-1045, longitudinal 100 X, ataque Nital 3%	-	89
Figura (49) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 100°C, longitudinal 100 X, ataque Nital 3%	-	90
Figura (50) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 210°C, longitudinal 100 X, ataque Nital 3%	-	90
Figura (51) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 320°C, longitudinal 100 X, ataque Nital 3%	-	91
Figura (52) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1020, Ø 19,05 mm, em diferentes temperaturas de processo e velocidade de trefilação de 16,6 m/min	-	94
Figura (53) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1045, Ø 19,05 mm, em diferentes temperaturas de processo e velocidade de trefilação de 16,6 m/min	-	95
Figura (54) - Comportamento de microdureza "VICKERS" aço ABNT-1020-		97
Figura (55) - ABNT-1045 (1000X) longitudinal - trefilado - 20°C	-	98
Figura (56) - ABNT-1045 (1000X) longitudinal - trefilado - 300°C	-	98
Figura (57) - ABNT-1045 (1000X) longitudinal - trefilado - 400°C	-	99
Figura (58) - ABNT-1045 (1000X) transversal - trefilado - 20°C	-	99

Figura (59) - ABNT-1045 (1000X) - transversal - trefilado - 300°C -	100
Figura (60) - ABNT-1045 (1000X) - transversal - trefilado - 400°C -	100
Figura (61) - Propriedades mecânicas, Limite de Resistência (LR) e Limite de Escoamento (LE) do aço trefilado ABNT - 1020, Ø 19,05 mm [A - trefilado a frio com alívio de tensões; B - trefilado à média temperatura] ..	102
Figura (62) - Valores de resistência à deformação (N/mm^2) em função da deformação natural ϵ (%) para diferentes taxas de deformação média $\dot{\epsilon}^o$ (seg^{-1}), para um aço - 0,15% C	113
Figura (63) - Diagrama de Embury, σ_{LE} em função de redução (%) de $\exp \frac{\epsilon}{4}$, com sobreposição do valores dos ensaios	120
Figura (64) - Microeletrônica nº. 2599 do material trefilado a 20°C ABNT-1045, com ampliação de 15000 X	121
Figura (65) - Microeletrônica nº. 2594 do material trefilado a 300°C, ABNT-1045, com ampliação de 20000 X	121
Figura (66) - Microeletrônica nº. 2588 do material laminado a quente, secção transversal com ampliação de 25000 X	124
Figura (67) - Aspecto Micrográfico do material ABNT-1045 laminado a quente	125
Figura (68) - Tensão de escoamento em função da distância média da ferrita (λ_L) para aços com diferentes teores de carbono	127

Í N D I C E D E T A B E L A S

	Página
Tabela (1) - Efeito do revenimento sobre corpos de prova em "Isoforming", SAE-5140	28
Tabela (2) - Comparação entre produto laminado convencionalmente (EN-18) (SAE-5140) e obtido por "Isoforming"	30
Tabela (3) - Comparação das propriedades do aço ferramenta -5%Cr tratados pelo método convencional, "Hot-cold-working" e "Ausforming"	31
Tabela (4) - Composições químicas, bitolas, dureza HB do aço laminado ABNT-1020, trefilado para diferentes bitolas com distintas taxas de redução e respectivas microdurezas nas temperaturas de processo de 20 e 200°C ...	68
Tabela (5) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1020 - nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C	69
Tabela (6) - Composições químicas, bitolas, dureza HB do aço laminado ABNT-1045, trefilado para diferentes bitolas com distintas taxas de redução e respectivas microdurezas nas temperaturas de processo de 20 e 200°C ...	70
Tabela (7) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1045 - nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C	71
Tabela (8) - Composições químicas, bitolas, dureza HB do aço laminado ABNT-1112M, trefilado para diferentes bitolas com distintas taxas de redução e respectivas microdurezas nas temperaturas de processo de 20 e 200°C-	72
Tabela (9) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1112 M nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C	73
Tabela (10) - Composições químicas, bitolas, dureza HB do aço laminado "CHUMBALLOY", trefilado para diferentes bitolas com distintas taxas de redução e respectivas microdurezas nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C .	74

Tabela (11) - Propriedades mecânicas do aço "CHUMBALOY" nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C	-	75
Tabela (12) - Microdurezas VICKERS do aço ABNT-1020 trefilado de Ø 26,99 mm para Ø 24,00 mm na temperatura ambiente de 20°C	-	76
Tabela (13) - Microdurezas VICKERS do aço ABNT-1020 trefilado de Ø 26,99 mm para Ø 24,00 mm na temperatura de 200°C .	-	77
Tabela (14) - Composição química e dureza HB do laminado ABNT 1020 de Ø 20,64 mm, trefilado para Ø 17,90 mm em diferentes temperaturas, apresentando cotas finais trefiladas e valores correspondentes às durezas HB e microdurezas HV	-	82
Tabela (15) - Composição química e dureza HB do laminado ABNT 1045 de Ø 20,64 mm, trefilado para Ø 17,90 mm em diferentes temperaturas, apresentando cotas finais trefiladas e valores correspondentes às durezas HB e microdurezas HV	-	83
Tabela (16) - ABNT-EB-551 - Barras trefiladas redondas	-	115
Tabela (17) - Grau de acabamento mínimo em função do campo da tolerância e Acabamento usual a máquina	-	116

C A P Í T U L O I

I.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE TREFILAÇÃO

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. (1) (2)

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 à tratamentos térmicos (alívios de tensão).

O processo se desenvolve em máquinas de trefilação comumente conhecidas como bancos de trefilação, cabeçotes simples ou múltiplos de trefilação, máquinas combinadas de trefilação, etc., 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. (4) (5) (6)

Às barras assim submetidas são conferidas melhores características mecânicas, melhor condição de usinabilidade, melhor acabamento superficial e ainda melhores tolerâncias dimensionais. (3)

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, etc., tubos de diferentes paredes, arames e fios de aço, de cobre, de alumínio, etc. .

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.

Com finalidade ilustrativa, a Figura (01) representa, esquematicamente, um banco de estiramento de barras, similar ao que utilizamos neste trabalho.

A = Acoplamento
 B = Cambio
 C = Engrenagem de corrente
 D = Fim de curso
 E = Alavanca de engate

F = Carro trefilador
 G = Cabeçote porta fieira
 H = Barramento principal
 I = Mancal regulável
 L = Redutor de retrocesso

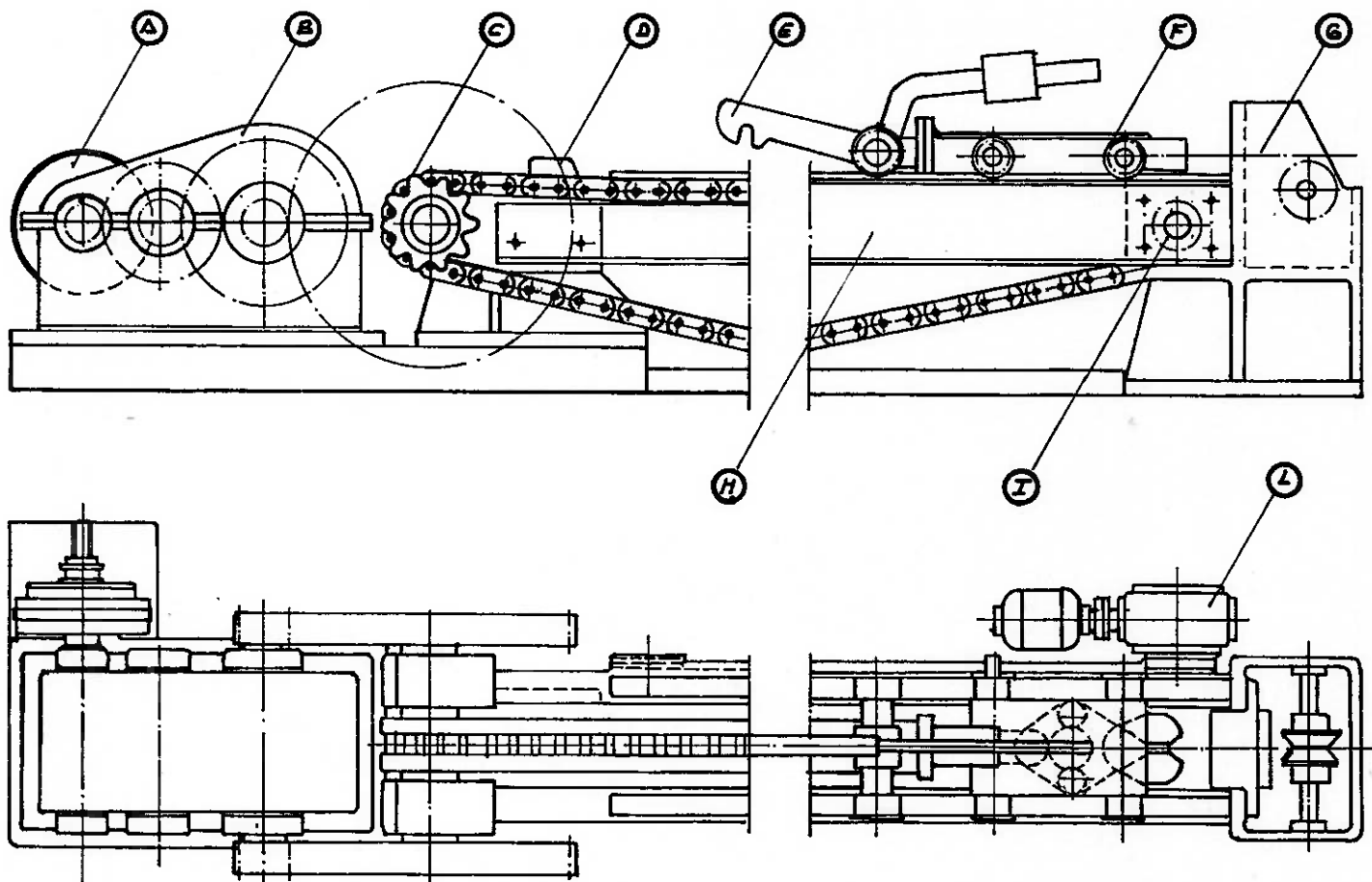


Figura (01) - Banco de estiramento para barras e tubos.

I.1.1.1 - DETERMINAÇÃO DO ESFORÇO DE TREFILAÇÃO

Para determinação do esforço de trefilação, recorreremos, entre os diferentes métodos existentes, aos apresentados por A. Geleji e por G.W. Rowe (Método de Fluência). Esses métodos passaremos a apresentar, a seguir, de maneira resumida. (7) (8) (9) (10)

I.1.1.a) MÉTODO DE GELEJI

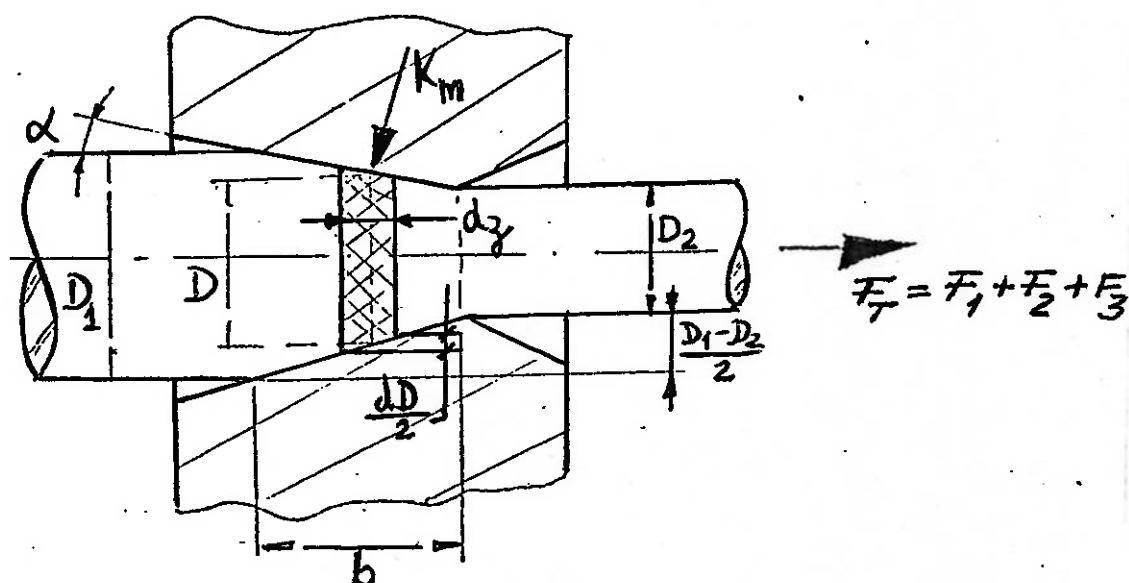


Figura (02) - Esforços na trefilação.

De acordo com a Figura (02), o esforço F_T , relativo ao trabalho de deformação na trefilação, é dado por: (8)

$$F_T = F_1 + F_2 + F_3$$

onde:

F_1 = esforço necessário somente para o trabalho de deformação.

F_2 = esforço de atrito gerado no cone da fiação.

F_3 = esforço necessário para vencer as resistências internas.

I.1.1.a.1) 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 (N/mm^2)
 d_s = área elementar relativa a espessura d
 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:

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

∴ $F_1 = \frac{K_m \cdot \pi \cdot (D_1^2 - D_2^2)}{4}$ fazendo $\frac{\pi \cdot D_1^2}{4} = A_1$ e $\frac{\pi \cdot D_2^2}{4} = A_2$

A_1 = seção de entrada (mm^2)
 A_2 = seção de saída (mm^2)

teremos:

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

onde:

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

I.1.1.a.2) 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:

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

I.1.1.a.3) Determinação de F_3

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

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

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 (m/min)

I.1.1.a.4) Determinação de K_m

A pressão ou resistência média de conformação pode ser dada, segundo Mohr, para condição de escoamento, através de (Figura (03)):

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

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

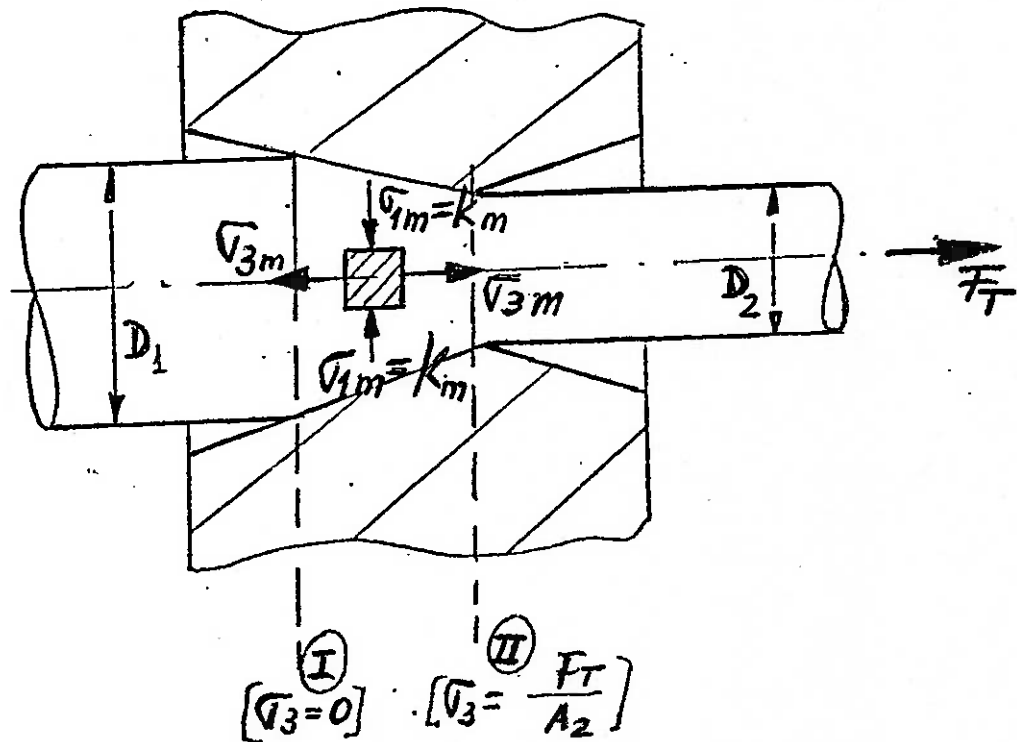


Figura (03) - Distribuição das tensões.

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:

$$K + \sigma_3 = K_f \quad (2)$$

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:

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

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

$$K_{fm} = \frac{K_{f_1} + K_{f_2}}{2}$$

onde:

$$K_{f_1} = \sigma_{esc} \text{ antes de entrar na fieira}$$

$$K_{f_2} = \sigma_{esc} \text{ depois de sair da fieira}$$

Valores experimentais característicos de cada material.

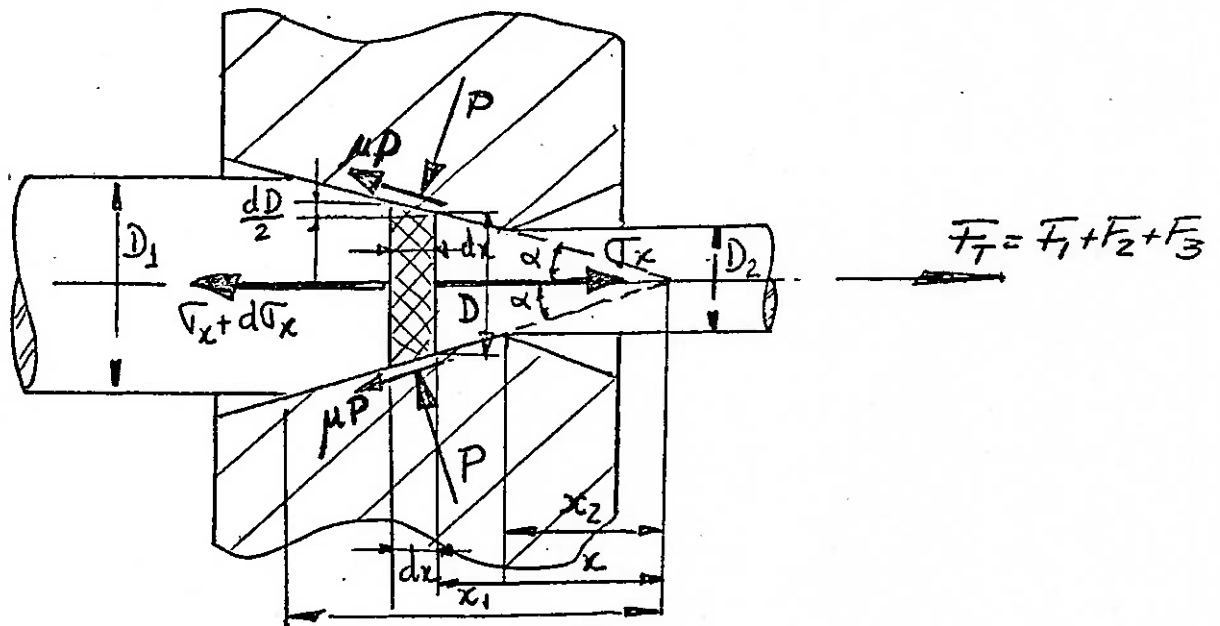
I.1.1.b) MÉTODO DE ROWE

Figura (04) - Distribuição de Tensões (Rowe).

De acordo com a Figura (04), teremos 3 componentes de -
força que atuam na direção axial. (9)

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

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

c) Devido a resistência de atrito nessa mesma circunferência de contacto.

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

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

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

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

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

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

O equilíbrio radial será:

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

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

Como os valores mais comuns para $\mu = 0,05$; $\alpha = 12^\circ$, logo $\mu \operatorname{tag} \alpha = 0,011$, desprezaremos o valor de $\mu \operatorname{tag} \alpha$.

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

$$\sigma_1 = \sigma_x$$

;

$$\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_r = -p$$

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 de escoamento por esforço uniaxial de tração.

Todos os critérios de deformação devem resultar em:

Critério de Von Mises:

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

Critério de Tresca:

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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:

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

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

teremos, finalmente:

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

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:

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

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

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

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

$$\therefore \boxed{r \approx 60\%}$$

I.1.2 - 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 (2) (8) :

$$N = \frac{F_T \cdot V}{60 \times 102 \times 9,8} \quad (1)$$

onde:

F_T = esforço de tração de trefilação (N)

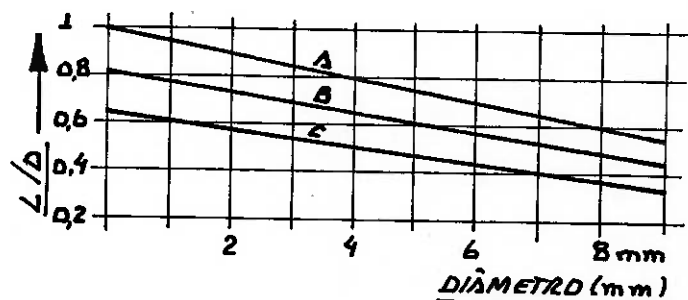
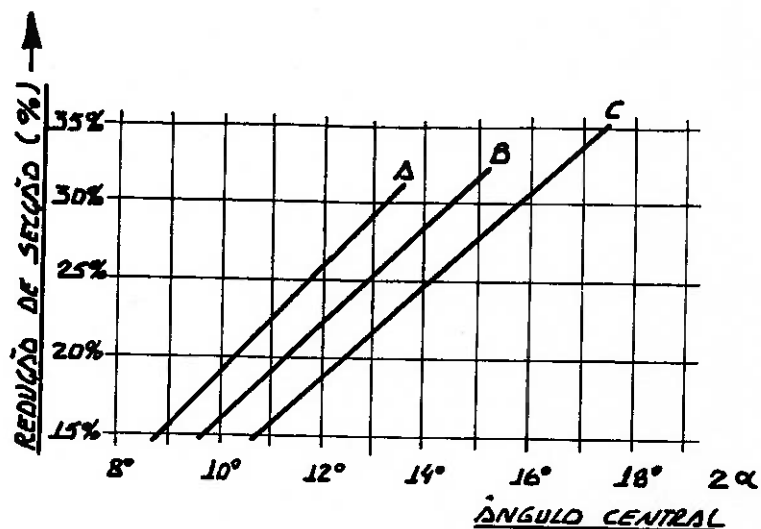
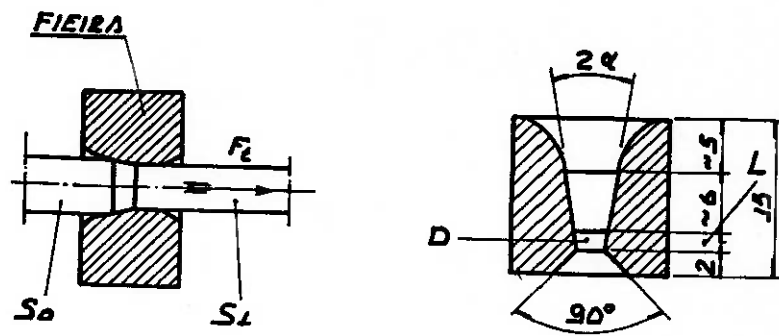
V = velocidade de trefilação (m/min)

N = potência de trefilação (KW)

I.1.3 - FIEIRAS

As matrizes devem ser feitas com materiais duros e resistentes ao desgaste, entre os quais destacamos o ferro fundido coquilhado, aços ligados endurecidos, diamante industrial e carbonetos sinterizados (WC + TiC + TaC), comercialmente denominados de metal duro.

Apresentamos alguns valores de matrizes ou fieiras de metal duro, para diferentes tipos de aços trefilados - (fio máquina) (Figura (05)). (11) (31)



A = SAE 5160
 B = SAE 1045
 C = SAE 1020

Figura (05) - 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 ajuste forçado numa carcaça de aço carbono. Graças a grande resistência à abrasão, ao baixo coeficiente de dilatação térmica, a alta resistência à compressão e a dureza do núcleo, a ferramenta propicia uma grande duração, com tolerância dentro dos padrões normalizados e, conseqüentemente garantindo uma produção em larga escala. (Figura 06))

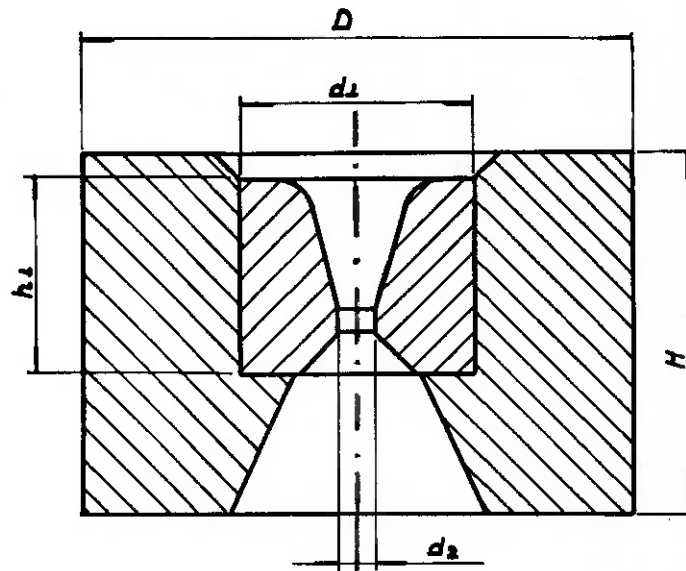


Figura (06) - Fieira de trefilação

- O núcleo em metal duro é dimensionado de acordo com o tamanho da carcaça e o diâmetro do arame ou barra a ser trefilado.
- 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 trefilação e à abrasividade do material estirado.

TAMANHO DO NÚCLEO		TAMANHO DA CARÇAÇA		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	75	66,0 - 75,0

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°

Figura (08) - Valores do ângulo de entrada (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

Figura (09) - Classes de dureza (ISO R-1684)

A Figura (10), mostra-nos uma placa porta-fieira, onde podemos observar o recurso da regulagem esférica de seu assento, aspecto - muito importante para o processo, garantindo a melhor condição possível de retilidade ao material trefilado. (4)

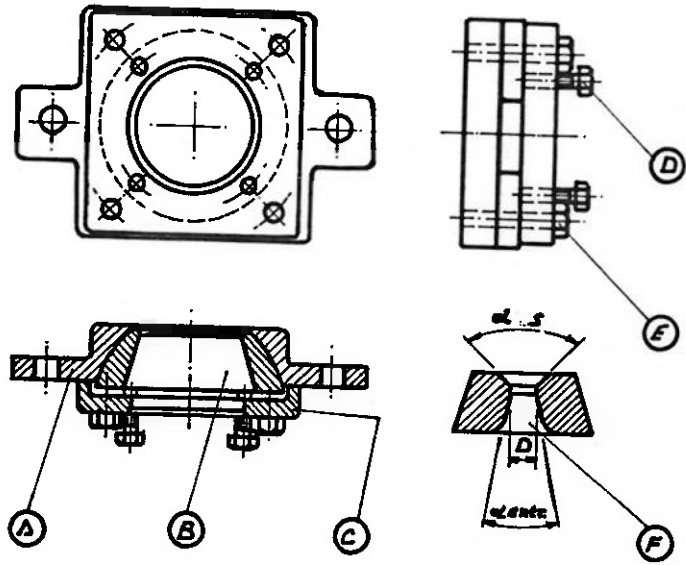


Figura (10) - Placa porta fieira.

I.2 - TRATAMENTOS TERMOMECAÑICOS

I.2.1 - DEFINIÇÕES

De acordo com Duckworth (12), o termo "TTM" - foi definido como sendo uma técnica que envolve o uso de deformação antes, durante ou após a transformação alotrópica com o objetivo de obter melhorias nas propriedades mecânicas.

Os "TTM" podem ser classificados (13) de maneira abrangente em:

- Supercríticos
- Subcríticos
- Após transformação ("Warm working")

Entende-se por tratamento supercrítico aquele onde as deformações são executadas acima de A_{c3} , podendo ou não, apresentar recristalização entre deformações subseqüentes. Se conduzidos sem recristalização são conhecidos por "Hot-cold-working", esquematicamente representados pela Figura (11). Se conduzido com recristalização são conhecidos por "laminação controlada", embora, nos estágios finais dessa operação é sabido que as deformações são efetuadas sem recristalização. (30)

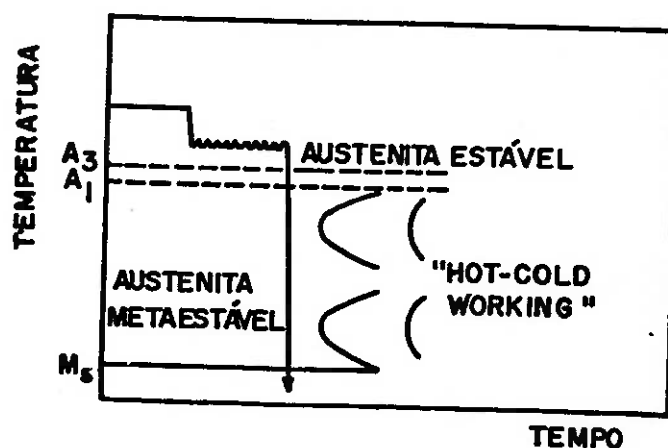


Figura (11) - Representação esquemática do tratamento termo-mecânico "Hot-cold-working".

Por outro lado, o tratamento subcrítico é aquele onde as deformações são conduzidas abaixo de A_c1 e pode ser subdividido em:

- deformação antes da transformação ("Ausforming"; "Ausworking"; "Ausrolling"). Figura (12)
- deformação durante a transformação ("Isoforming"). Figura (13)

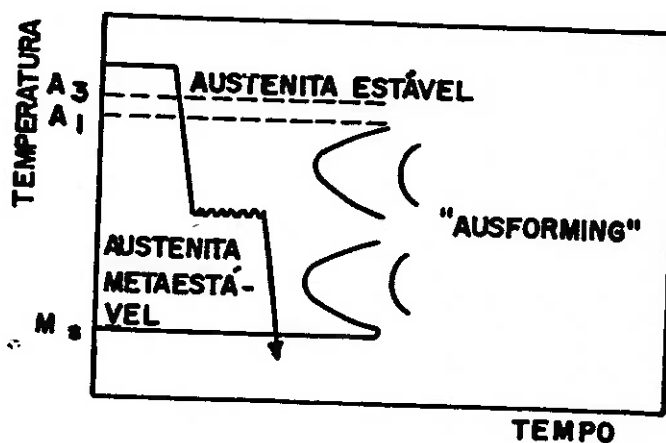


Figura (12) - Representação esquemática do tratamento termo-mecânico "Ausforming".

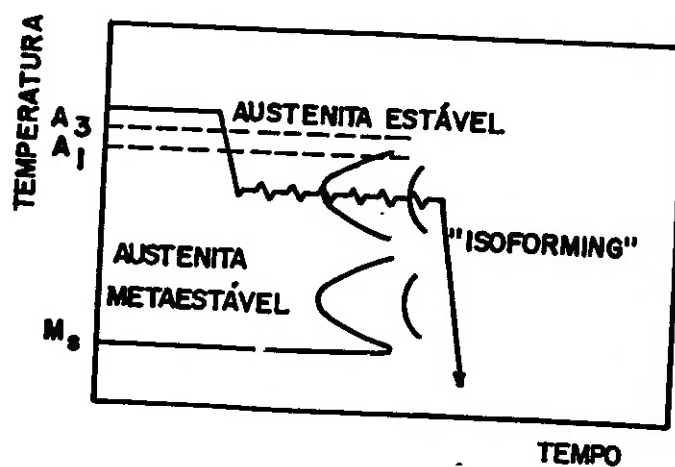


Figura (13) - Representação esquemática do tratamento termo-mecânico "Isoforming".

Finalmente, as deformações podem ser feitas - após a transformação "Warm working", conforme mostra a Figura (14).

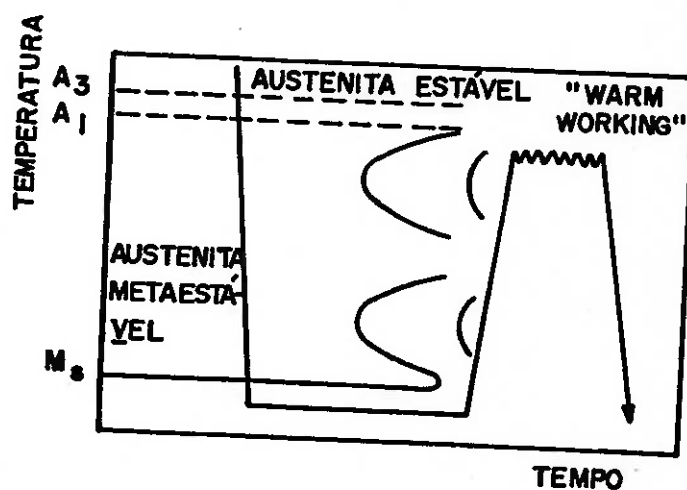


Figura (14) - Representação esquemática do tratamento termo-mecânico "Warm working".

I.2.2 - CONSEQUÊNCIAS SOBRE PROPRIEDADES MECÂNICAS

Ensaio conduzidos por Irani e Taylor (14) - sobre um aço "EN-30-B" (DIN 35 Ni Cr Mo 16), analisando o sistema "Ausforming", permitiram obter os valores indicados na Figura (15). Evidencia-se nesta figura que o revenimento conduz a melhoria nestas propriedades, relativamente a uma barra obtida por laminação convencional e resfriada ao ar ou em água.

Os mesmos autores conduziram ensaios sobre um aço "EN-18" (SAE 5140 ou DIN 41 Cr 4), segundo o esquema de "Isoforming", obtendo valores apresentados na Tabela (01).

EFEITO DO REVENIMENTO SÔBRE CORPOS DE PROVA EM "ISOFORMING", SAE 5140.				
TRATAMENTO	0,2% TENSÃO ESCOA. N/mm ²	RESISTÊNCIA À TRACÃO N/mm ²	ALONG. %	RES. IMPACTO CHARPY-N.m
"ISOFORMING" A 700°C, NÃO REVENIDO	674	805	25,4	117
"ISOFORMING" A 700°C, REVENIDO-IH A 200°C	689	811	24,0	126
"ISOFORMING" A 700°C, REVENIDO-IH A 400°C	675	808	23,8	154
"ISOFORMING" A 700°C, REVENIDO-IH A 600°C	659	781	25,4	154

Tabela (01) - Efeito do revenimento sobre corpos de prova em "Isoforming" - SAE-5140.

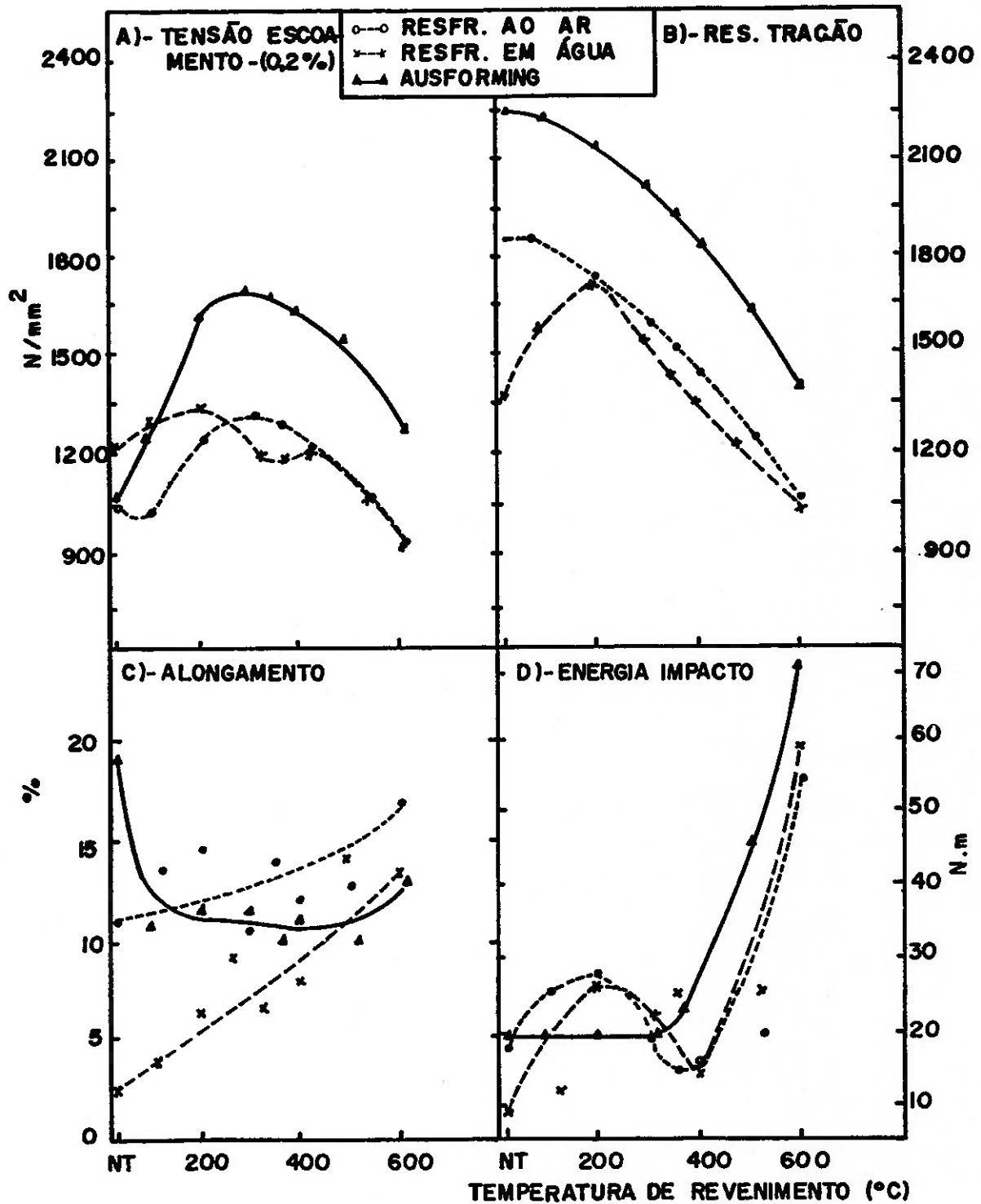


Figura (15) - Efeito do "Ausforming" sobre as propriedades mecânicas do aço EN-30-B em comparação com processos convencionais de temperado em ar ou água (EN-30-B equivalente ao DIN 35 Ni Cr Mo 16).

A tabela (02) permite efetuar uma comparação - entre um produto obtido por laminação convencional e obtido por "Isoforming" onde se destaca substancial vantagem na resistência ao impacto.

COMPARAÇÃO ENTRE PRODUTO LAMINADO CONVENCIONALMENTE (EN 18) (SAE-5140) E OBTIDO POR "ISOFORMING"					
Tratamento	Tensão de Esc. (0,2%) (N/mm ²)	Resist. a Tração N/mm ²	Along. (%)	"HV"	Res.Impacto Charpy - N.m
Laminação a quente Convencional "WQ"	1482,0	2030,7	2,2	702	4,1
Laminação a quente Convencional "AC"	687,0	1057,9	14,6	333	6,8
"Isoforming" a 450°C, "WQ"	1094,4	1307,2	11,2	390	6,8
"Isoforming" a 450°C, "AC"	1115,6	1279,8	11,2	394	10,9

Tabela (02) - Comparação entre produto laminado convencionalmente - (EN 18) (SAE-5140) e obtido por "Isoforming".

Por outro lado, ensaios conduzidos em um aço - ferramenta com 5% Cr através do esquema de TTM supercrítico de "Hot-cold-working", em relação a um material - obtido por "Ausforming" pode ser analisado na Tabela (03), verificando-se que estes diferentes tratamentos acentuam , de maneira pronunciada, o balanceamento entre o Limite de Escoamento e resistência ao impacto (Charpy).

COMPARAÇÃO DAS PROPRIEDADES DO AÇO FERRAMENTA- 5% Cr TRATADOS PELO MÉTODO CONVENCIONAL, "HOT-COLD WORKING" E "AUSFORMING".					
TRATAMENTO	0,2% ESC. CONV. N/mm ²	RESISTÊNCIA À TRACÃO N/mm ²	ALONG. %	HV	RES. IMPACTO CHARPY. N.m
TÊMPERA 1000°C, REVENIDO 200°C- CONVENCIONAL	1473	1929	13	590	26
"HOT-COLD WORKING" 1050°C TÉRM. 740°C, TÊMPERA + REVENIMENTO 200°C	1656	2020	10	604	15
"AUSFORMING" 55 % 1050 °C , RESFRIAMENTO AR, REVENIDO 200°C	1823	2385	9	738	8

Tabela (03) - Comparação das propriedades do aço ferramenta 5% Cr - tratado pelos métodos convencional "Hot-cold-working" e "Ausforming".

I.2.3 - MICROESTRUTURAS E MECANISMOS ASSOCIADOS

A Figura (16) ilustra a microestrutura do material processado por "Ausforming" de onde foi possível - por Irani e Taylor salientar que as propriedades obtidas por este processo são devidas a uma combinação de diferentes mecanismos inter-relacionados, a saber:

- Precipitação de carbonetos na austenita meta estável durante a deformação.
- Dispersão de carbonetos mais acentuados após o revenimento.
- Aumento de densidade de discordância devido ao ancoramento das discordâncias formadas na austenita e ao aumento das discordâncias formadas durante a transformação para martensita.
- Aumento da taxa de encruamento da austenita causada - pela precipitação e a transferência deste encruamento dessa austenita para martensita.

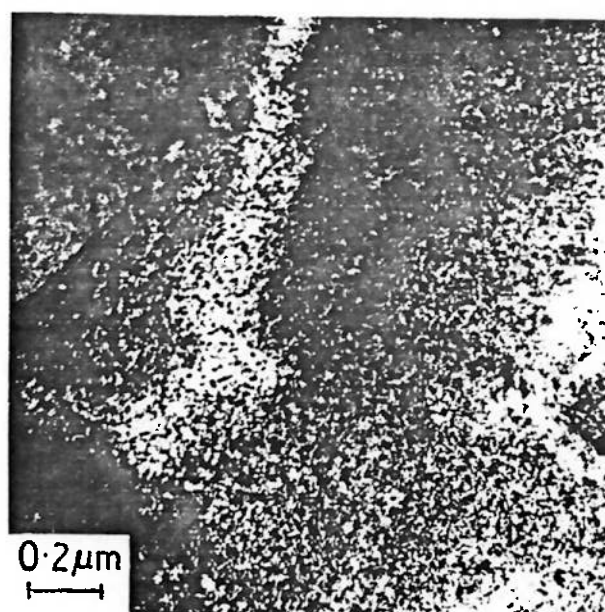


Figura (16) - Microestrutura "Ausforming" (5000 X), - aço ligado (0,4% C - 4% Mn - 8% Ni - 2% Cr).

As figuras (17) e (18) ilustram a microestrutura - associada ao material obtido por "Isoforming", respectivamente às temperaturas de 700°C e 550°C.

Podemos observar que em baixas temperaturas ocorre um início de globulização da perlita, a qual torna-se completa quando deformamos o material em altas temperaturas.

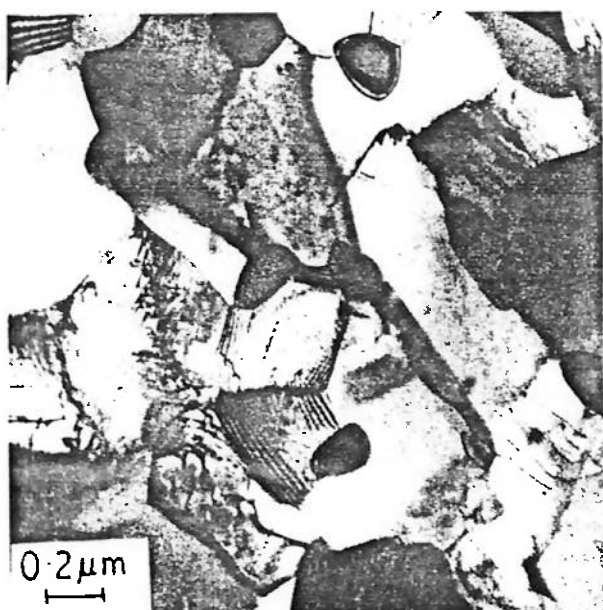


Figura (17) - Microestrutura "Isoforming" a 700°C (40000X)-EN-18

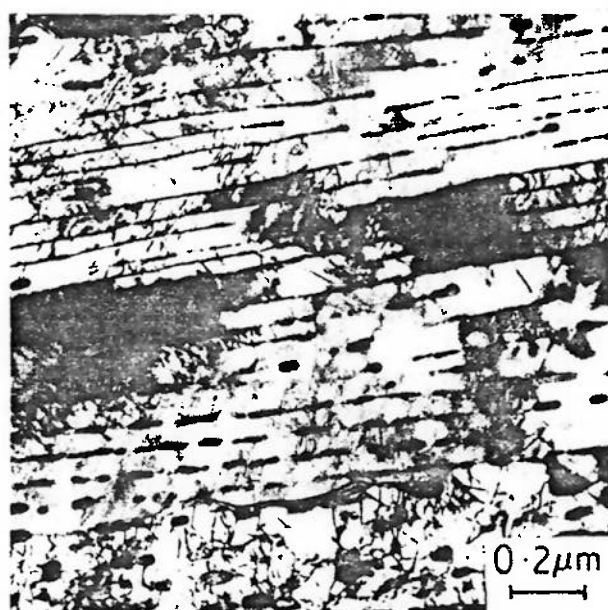


Figura (18) - Microestrutura "Isoforming" a 550°C (50000X)-EN-18

Figura (19)

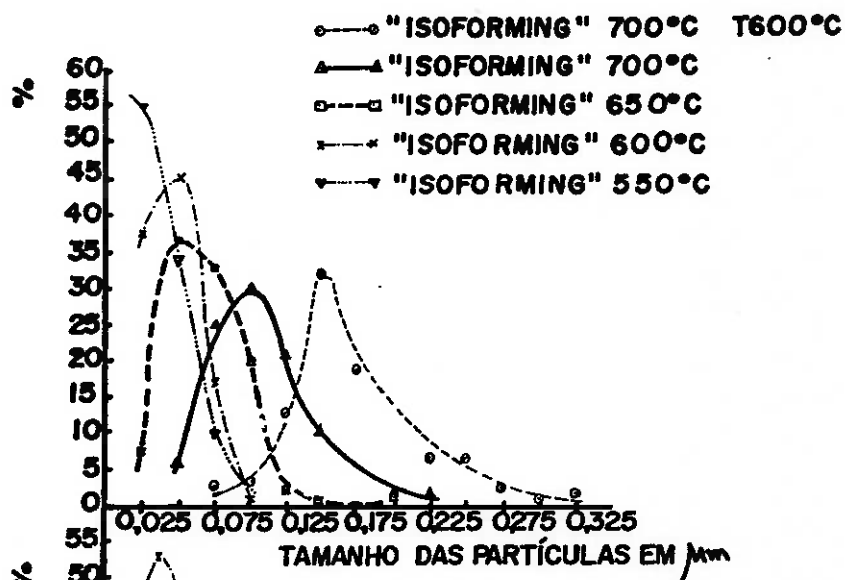


Figura (20)

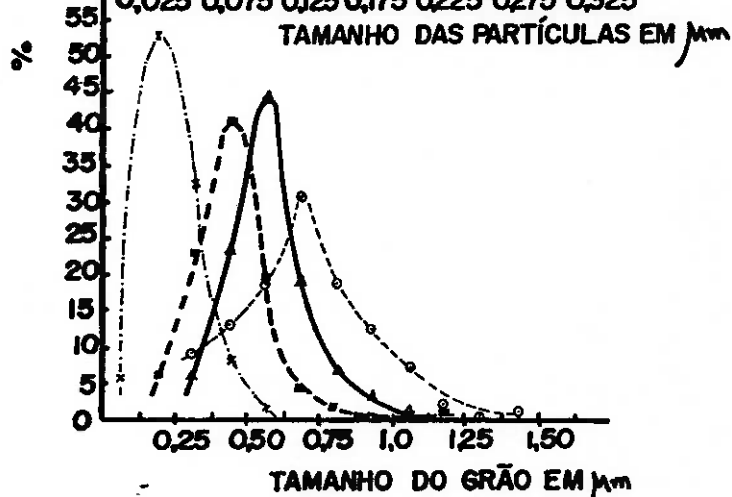


Figura (19)(20) - Distribuição do tamanho de partículas de carbono e tamanho do grão ferrítico com temperatura do tratamento "Isoforming".

O mecanismo associado a esse processo é apontado por Irani e Taylor como sendo oriundo da reposição da estrutura lamelar para uma de carbonetos finamente dispersos e de grãos ferríticos ultra finos, como ilustram as Figuras (19) e (20), ocasionando um aumento significativo nas propriedades de impacto, bem como, na resistência à tração.

A microestrutura assim obtida é bastante resistente, mesmo a tratamentos subsequentes de revenimento.



Figura (21) - Microestrutura "Hot-cold-working" (50000 X) aço ligado (0,6% C - 1,4% Si - 0,6% Mn - 0,6% Mo - 0,2% V).

Finalmente, no tratamento de "Hot-cold-working" obtemos microestruturas como apresentadas na Figura (21) - que consiste, essencialmente em martensita extremamente fina dentro da qual é observada elevada densidade de discor - dância .

I.3 - MECANISMOS DE DEFORMAÇÃO NA TREFILAÇÃO À TEMPERATURA AMBIENTE

CHANDHOK, KASAK e HIRTH (15) estudaram as características da deformação do arame de aço carbono de 0,90% numa variedade de condições microestruturais iniciais de "isoforming" e na condição martensítica temperada.

Sob o ponto de vista dos mecanismos de deformação, os resultados experimentais para fios, tendo uma ampla variedade de microestruturas iniciais, indicaram que o mecanismo de deformação no fio de aço carbono de 0,90% é controlado pelas interações das tres variáveis seguintes:

- 1) disponibilidade do carbono,
- 2) mobilidade do carbono,
- 3) trajetória média livre da discordância.

Dessas, a mobilidade do carbono depende, primariamente da temperatura de deformação (através da dependência da temperatura da difusibilidade) e é influenciada, entretanto, pelas variáveis operacionais como a temperatura matriz, taxa de estiramento e eficiência da lubrificação. A trajetória média livre de discordância é determinada, principalmente pelo espaçamento interparticular de carboneto, que em ordem seguida, está relacionada ao tamanho da partícula. A disponibilidade de carbono disposto na ferrita é determinada pela trajetória de difusão à partícula de carboneto mais próxima; isto está, também, relacionado ao espaçamento do carboneto e ao tamanho da partícula.

Considerando primeiro o processo de deformação nos fios com microestruturas bainíticas e perlíticas, como o fio está sendo trefilado, as discordâncias acumulam e formam estruturas entrelaçadas nas interfaces carboneto-ferrita.

Estipula-se que a deformação do carboneto, combinado com o aquecimento adiabático durante o estiramento, leva a alguma discordância local e a redistribuição do carbono. O carbono dissolvido espalha-se às discordâncias, travando-se, através do mecanismo de Cottrell. Como um resultado do travamento e fixação das discordâncias pelo carbono, a estrutura de discordância atua como barreira para um movimento de discordância mais distante e fixa, efetivamente a trajetória média livre da discordância.

O espaçamento de perlita e conseqüentemente, o espaçamento da estrutura de discordância, diminui de modo uniforme e perto da linearidade, com diminuição do diâmetro do fio trefilado.

W. B. MORRISON (16) estudou o efeito do tamanho do grão (dentro da faixa de 1,6 a 400 μ) sobre o comportamento de endurecimento na deformação de vários aços de baixo carbono. Os dados foram analisados usando, tanto a relação empírica $\sigma = K \cdot \epsilon^n$ (onde n = taxa de encruamento) como as equações de Hall-Petch para o limite de escoamento.

Na maioria dos resultados, indicou-se uma correlação entre o tamanho do grão e n :

$$n = \frac{5}{10 + d^{-1/2}} \quad (d \text{ em milímetros})$$

Uma comparação entre a equação $\sigma = K \cdot \epsilon^n$ e a equação de Hall-Petch ($\sigma = \sigma_F + K \cdot d^{-1/2}$) foi feita, onde:

$$K = \frac{\partial \sigma}{\partial d^{-1/2}} = B \epsilon^{5/(10+d^{-1/2})} - 5 (\ln \epsilon) \epsilon^{5/(10+d^{-1/2})} \times (A+Bd^{-1/2}) \times (10+d^{-1/2})^{-2}$$

Uma avaliação de K mostrou que existe uma boa aceitação com a equação de Petch para aqueles corpos de prova que mostram comportamento de endurecimento na deformação e n e K estão relacionados com o tamanho do grão.

J. D. EMBURY e R. M. FISHER (17) examinaram pelo microscópio eletrônico de transmissão, as microestruturas de perlita fina e grossa estiradas a frio. As observações indicaram que a sub-estrutura de discordância é desenvolvida para grandes reduções durante o estiramento e, que a distância média entre as barreiras subestruturais medidas perpendicularmente ao eixo do fio estirado, aumentou continuamente com o aumento da deformação.

Desenvolveram um modelo empírico para relacionar a deformação plástica do fio estirado em relação ao espaçamento das barreiras subestruturais.

Assim, a microestrutura do fio perlítico estirado indicou que esse material consistiu de células alongadas na direção do estiramento. Com o aumento da deformação no estiramento, observou-se uma diminuição destas células na direção normal. A fim de estabelecer uma relação entre o tamanho da célula e a quantidade de deformação real, devido ao estiramento, adotou-se o seguinte modelo:

Consideremos um fio de diâmetro D_0 antes do estiramento, contendo barreiras de discordâncias de espaçamento médio \bar{r}_0 . Estas barreiras podem ser limites de grão, células ou ainda, barreiras de partículas contínuas. Agora, se o fio for estirado a um diâmetro D_ϵ e não assumindo que barreiras novas sejam produzidas ou que barreiras existentes sejam destruídas, o espaçamento médio da barreira fica reduzido na proporção do diâmetro do fio. Assim, o espaçamento da barreira depois da deformação ϵ é \bar{r}_ϵ , onde

$$\boxed{\frac{1}{\bar{r}_\epsilon} = \frac{1}{\bar{r}_0} \frac{D_0}{D_\epsilon}} \quad (1)$$

Visto que a deformação real no estiramento é definida como:

$$\boxed{\varepsilon = \ln \left\{ \frac{D_0}{D_\varepsilon} \right\}^2} \quad (2)$$

o espaçamento da barreira como uma função de deformação é dada pela expressão:

$$\boxed{\frac{1}{\bar{r}_\varepsilon} = \frac{1}{\bar{r}_0} \cdot \exp \left(\frac{\varepsilon}{2} \right)} \quad (3)$$

Os autores indicaram como sendo razoável assumir que células são as barreiras responsáveis pelo reforço de modo análogo àquele da relação Hall-Petch, para efeito do tamanho do grão. Assim, a tensão de escoamento σ_F , depois do estiramento, é esperado que esteja relacionada com o espaçamento médio da barreira - pela equação:

$$\boxed{\sigma_F = \sigma_i + K (c \bar{r}_\varepsilon)^{-1/2}} \quad (4)$$

onde σ_i é a tensão (Pierls - Nabarro), K é equivalente à inclinação Petch e c é um fator geométrico relacionando a distância média de deslizamento com espaçamento da barreira.

Através da combinação com a equação (3), equação (4) pode ser reescrita na forma

$$\boxed{\sigma_F = \sigma_i + \frac{K}{\sqrt{2} \sqrt{r_0}} \cdot \exp \left\{ \frac{\varepsilon}{4} \right\}} \quad (5)$$

Os resultados obtidos para a resistência ao alongamento do fio de perlita estirado, como uma função de redução da área, estão colocados no gráfico, na forma indicada pela equação (5) na Figura (22). Observa-se que a relação linear é obedecida.

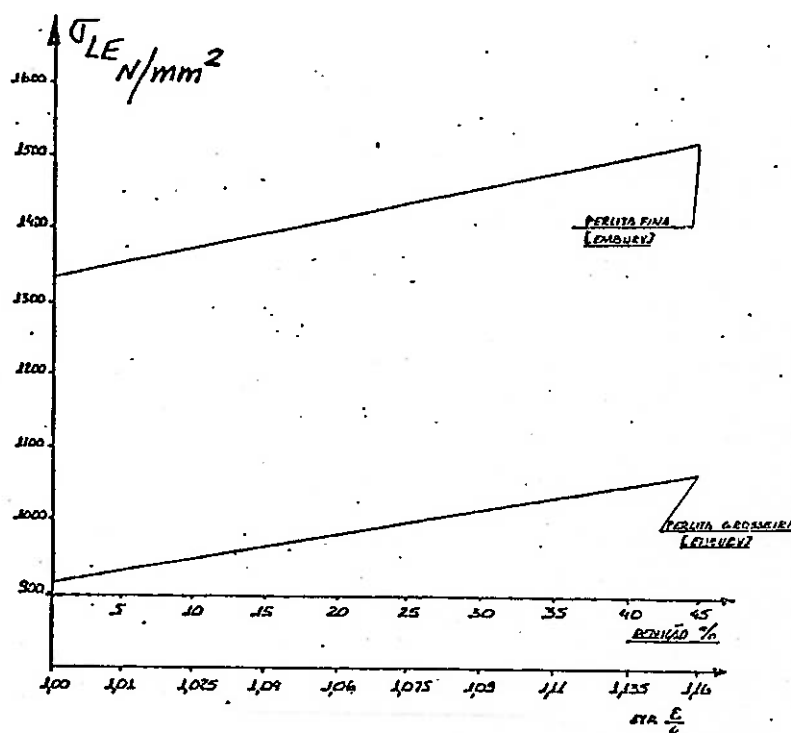


Figura (22) - Tensão de escoamento (σ_{LE}) do fio de perlita estirado em função da redução (%) e $exp \frac{\epsilon}{4}$.

De acordo com a equação (5), as inclinações do gráfico na Figura (22) são iguais à inclinação Petch para a dependência do tamanho do grão da deformação plástica dividida por $(2\bar{r}_0)^{1/2}$, onde \bar{r}_0 é o tamanho médio inicial da célula ou espaçamento de perlita. Quando convertido em unidades métricas, a inclinação medida do gráfico de perlita fina multiplicado pela raiz quadrada de duas vezes o espaçamento inicial de perlita medido de 700 Å^2 , dos resultados destes autores, resultou em $2,0 \text{ Kgf/mm}^{3/2}$.

Concluiu-se do trabalho de Embury e Fisher que o espaçamento médio da barreira provido pela subestrutura, diminui na proporção do diâmetro durante o estiramento. A relação desenvolvida entre a deformação de estiramento real ϵ e o limite de escoamento explica, num modo quantitativo, o ganho no limite de resistência à tração observado durante o estiramento para grandes reduções na área.

I.4 - MECANISMOS ASSOCIADOS À DEFORMAÇÕES EM ALTA TEMPERATURA

De acordo com T. N. BAKER (18) para aços de baixo carbono ao Nióbio (0,03 C - 1,0 Mn - 0,05 Nb) laminados na faixa de 870°C a 600°C, foi possível estabelecer uma equação da forma:

$$\sigma_y = \sigma_0 + \sigma_{ss} + K_y d^{-1/2} + K_s \lambda^{-1/2} + \frac{\sigma_p + \sigma_d}{2}$$

onde:

σ_y = limite de escoamento (N/mm²)

σ_0 = tensão de Pierls-Nabarro (N/mm²)

σ_{ss} = tensão devido a solução sólida (N/mm²)

σ_d = tensão devido as discordâncias (N/mm²)

d = diâmetro do grão (μm)

K_s e K_y = constantes

λ = "interceptação média" dos limites dos sub-grãos (μm).

Em trabalho mais recente, B. E. O'DONNELLY, R. L. - REUBEN e T. N. BAKER (19) estudaram a influência de várias microestruturas na dureza e na tensão 0,2% de uma faixa de aços C-Mn (Carbono de 0,4 a 0,8% e Manganês de 0,7 a 0,9%), com respeito à análise Hall-Petch. Em contraste com os trabalhos anteriores, a média do espaçamento interlamelar da perlita foi o parâmetro melhor encontrado para qualificar a microestrutura. A distância média "não interrompida" na ferrita descrita por uma lei simples de misturas, foi encontrada para correlacionar bem com a dureza medida. Foi sugerido uma equação na forma:

$$\sigma_{ys}^c = \sigma_0 + [K_\alpha + (K_p - K_\alpha) V_p] d_c^{-1/2}$$

onde o tamanho do grão composto de ferrita pode ser expresso como:

$$d_c^{1/2} = V_p d_p^{1/2} + V_\alpha d_\alpha^{1/2}$$

σ_0 é a tensão de Pierls e V_p e V_α são as frações de volume - da perlita e da ferrita, respectivamente. Similarmente K_p e K_α são os parâmetros Hall-Petch para perlita e ferrita.

GLADMAN e outros (20), sugeriu que as relações entre a tensão de escoamento da ferrita σ_α e da perlita σ_p , - com variáveis microestruturais e de composição química, fosse dada por:

$$\sigma_\alpha (\text{MN m}^{-2}) = 15,4 [3,5 + 2,1(\% \text{Mn}) + 0,5(\% \text{Si}) + 1,13 d^{-1/2}] \quad (\text{a})$$

$$\sigma_p (\text{MN m}^{-2}) = 15,4 [11,6 + 4,1(\% \text{Si}) + 0,25 S_0] \quad (\text{b})$$

onde S_0 é o espaçamento mínimo de perlita observado e d o diâmetro médio do grão de ferrita.

Deve ser notado que as equações (a) e (b) são os pontos finais de uma equação de regressão mais geral em perlita 0% e perlita 100%, respectivamente.

Seguindo esta linha de trabalho, DONNELLY (19) decidiu tratar as microestruturas em termos de $\bar{\lambda}_{\alpha}$, a distância média livre na ferrita, a qual é considerada como sendo a distância que uma discordância pode movimentar-se na ferrita sem encontrar um obstáculo na forma da lamela de cementita. $\bar{\lambda}_{\alpha}$ é, então, facilmente medida através de intersecção linear média ao longo da linha reta aleatória numa seção aleatória.

Seguindo as técnicas estabelecidas, o valor proeutetóide $\bar{L}_{\alpha I}$ pode ser expresso, considerando-se uma linha ao acaso, desenhada através da estrutura, por:

$$\bar{L}_{\alpha I} = \frac{\text{comprimento total da ferrita proeutetóide}}{\text{número dos limites do grão de austenita anteriores}}$$

$$\bar{L}_{\alpha I} = \frac{L_{\alpha I}}{N_{\gamma}} \quad (c)$$

Entretanto, o tamanho do grão de austenita anterior \bar{L}_{γ} , também pode ser medido ao longo do comprimento L, dando:

$$\bar{L}_{\gamma} = \frac{L}{N_{\gamma}} \quad (d)$$

A fração do volume de ferrita proeutetóide V_{α} é - também obtida através da medição ao longo da mesma linha L, dando:

$$V_{\alpha} = \frac{L_{\alpha I}}{L} \quad (e)$$

Substituindo (c) e (d) na equação (e), dá:

$$\bar{L}_{\alpha I} = V_{\alpha} \bar{L}_{\gamma} \quad (f)$$

Se, $\bar{L}_{\alpha_{II}}$ é o $\bar{\lambda}_{\alpha}$ da ferrita na perlita, então:

$$\bar{L}_{\alpha_{II}} = \bar{S} - \bar{t} \quad (g)$$

onde \bar{S} é a distância média interlamelar de perlita, \bar{t} é a espessura média de cementita e $\bar{L}_{\alpha_{II}}$ é a espessura média de ferrita dentro da fase da perlita.

Segue que uma expressão para $\bar{\lambda}_{\alpha}$ médio na massa perlita-ferrita é:

$$\bar{\lambda}_{\alpha} = (1 - v_{\alpha}) \bar{L}_{\alpha_{II}} + v_{\alpha} \bar{L}_{\alpha_{I}}$$

e substituição das equações (e) e (g), teremos:

$$\bar{\lambda}_{\alpha} = (1 - v_{\alpha}) (\bar{S} - \bar{t}) + v_{\alpha}^2 \bar{L}_{\gamma} \quad (h)$$

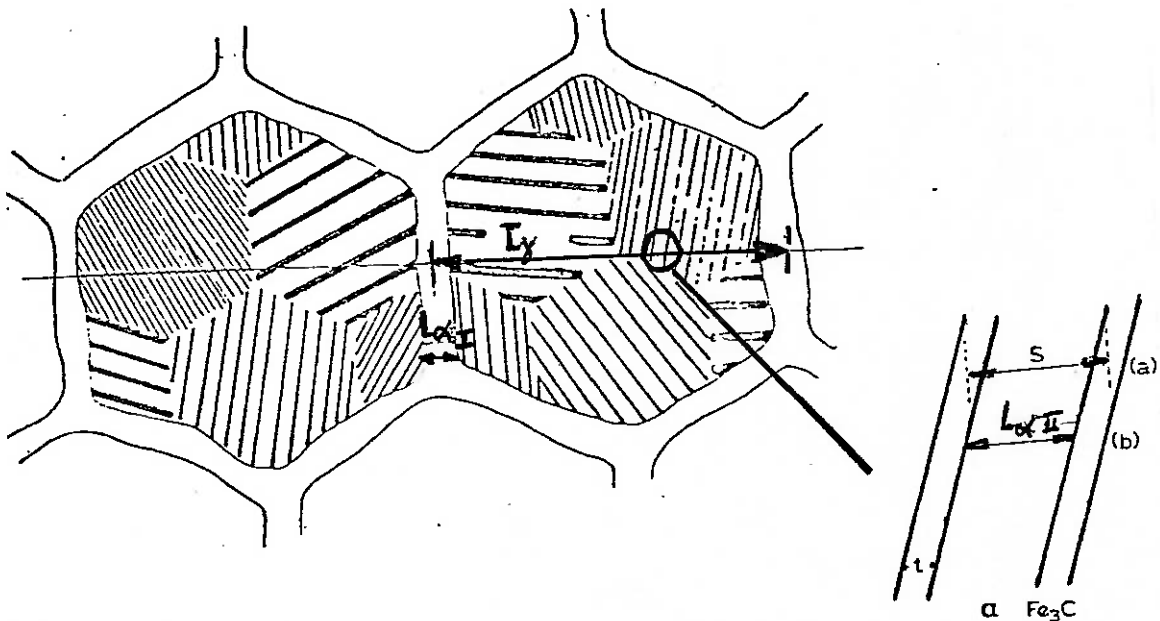


Figura (23)- Representação esquemática da massa de perlita-ferrita ilustrando vários parâmetros microestruturais.

Pode ser observado nesse ponto que uma estimativa imprecisa de \bar{L}_γ para o caso dos aços completamente perliticos, não influenciara seriamente o valor obtido para $\bar{\lambda}_\alpha$.

Considerando o caso de perlita diluida como e apresentada nas microestruturas daquele estudo, o conteudo de carbono da porcentagem do peso de eutetóide C_E não e atribuível, mas pode ser medido através da fração do peso de perlita. Assumindo que todo carbono esteja na perlita, o conteudo de carbono eutetóide - C_E pode ser expresso em termos o conteudo total de carbono de liga (% em peso) e a fração de peso da perlita W_p , como:

$$C_E = \frac{C}{W_p} \quad (i)$$

onde:

$$W_p = \frac{V_p / \rho_p}{(1 - V_p) / \rho_\alpha + V_p / \rho_p} \quad (j)$$

V_p e a fração do volume de perlita e ρ_p e ρ_α são as densidades de perlita e ferrita, respectivamente.

Assumindo as densidades de ferrita e cementita e, portanto, da perlita seja a mesma, a equação (j) reduz para:

$$W_p = V_p \quad (k)$$

A equação de substituição (k) na equação (i) dá:

$$C_E = \frac{C}{V_p} \quad (l)$$

Se considerarmos um volume unitário de perlita (como esquematicamente representado na ilustração anterior), ao longo da linha ao acaso, a fração do volume de cementita na perlita,

$$V_{\text{CEM}} = \bar{t} / \bar{S} \quad (\text{m})$$

Assumindo 100 g de perlita para conter $[(3 \times 56) / 12 + 1]\%$ C_E g de cementita, então, a fração de peso ou de volume da cementita é:

$$\begin{aligned} W_{\text{CEM}} = V_{\text{CEM}} &= \frac{100 (0,15 C_E)}{100 - 100 (0,15 C_E) + 100 (0,15) C_E} \\ &= 0,15 C_E \end{aligned} \quad (\text{n})$$

Equação de substituição (n) na equação (1) dá:

$$V_{\text{CEM}} = 0,15 C / V_p \quad (\text{o})$$

Substituindo por V_{CEM} na equação (m), finalmente dá:

$$\bar{t} = \bar{S} (0,15 C) / V_p \quad (\text{p})$$

Se a perlita pode ser considerada como uma ferrita - granulada ultrafina, onde as lamelas de cementita atuam como limites de grão, duas equações do tipo Hall-Petch podem ser escritas para a ferrita e a perlita:

$$\sigma_{ys}^{\alpha} = \sigma_0^{\alpha} + K_{\alpha} d_{\alpha}^{-1/2} \quad (q)$$

e

$$\sigma_{ys}^p = \sigma_0^p + K_p d_p^{-1/2} \quad (r)$$

onde d_{α} é o diâmetro do grão de ferrita d_p ($= \bar{S} - \bar{t}$) é a distância média livre de ferrita na perlita e σ_0 e K tem seus significados usuais.

A aplicação da análise do tipo Hall-Petch para tal distribuição bimodal dos tamanhos do grão conduz a uma equação para a tensão ao escoamento da forma:

$$\sigma_{ys}^c = \sigma_0^{\alpha} + [K_{\alpha} + (K_p - K_{\alpha}) v_p] d_c^{-1/2} \quad (s)$$

onde

$$d_c^{1/2} = v_p d_p^{1/2} + v_{\alpha} d_{\alpha}^{1/2}$$

B. E. O'DONNELLY e outros concluíram que:

- Na faixa dos teores de carbono e tratamentos térmicos estudados, aumentando-se a taxa de resfriamento, verificou-se que é possível reduzir o espaçamento médio interlamelar de perlita com um subsequente aumento na dureza e na resistência.
- A distância média livre de ferrita $\bar{\lambda}_{\alpha}$ definida em termos de uma lei simples de misturas, verificou-se ser um parâmetro útil em prognosticar o limite 0,2% e em particular, a dureza os aços de alto teor em perlita.

- Verificou-se que é fortemente influenciado mesmo por pequenas quantias de ferrita proeutetóide e propiciou uma melhoria na avaliação da tensão de atrito acima daquela, quando o espaçamento mínimo interlamelar foi usado como um parâmetro microestrutural.
- A tensão de atrito derivada a partir de uma equação da fórmula:

$$\sigma_{ys} = \sigma_0 + K \bar{\lambda}^{-1/2}$$

foi mais alta do que se pode ser esperado, mas a situação - foi notadamente melhorada quando uma equação da fórmula

$$\sigma_{ys}^c = \sigma_0 + [K_{\lambda} + (K_p - K_{\lambda}) V_p] d_c^{-1/2}$$

foi usada. A tensão de atrito foi então verificada que es tá muito próxima daquela para a ferrita pura, na ferrita proeutetóide tendo o efeito de aumentar a in cl ina ç ã o, en q u a n t o r e t e n d o a mesma tensão de atrito.

I.5 - TREFILAÇÃO À MÉDIA TEMPERATURA

Devido aos poucos trabalhos desenvolvidos, envolvemdo os processos especiais de trefilação à média temperatura, destacamos os aspectos mais importantes do trabalho de Nachtman e Moore (21).

Històricamente, de acordo com o relato destes autores, as barras de aço estiradas a frio são especificadas quando são exigidas tolerâncias dimensionais mais limitadas com um melhor acabamento de superfície e propriedades de resistência superiores àquelas que possam ser obtidas mediante laminação ou extrusão a quente.

Houve um interesse contínuo no melhoramento das propriedades mecânicas deste produto. A experiência antiga indicou que a resistência à tração de barras laminadas a quente aumentava pela trefilação a frio. Mais tarde foi descoberto que, se a trefilação a frio fosse seguida por alívio de tensões, resultariam resistências à tração mais altas e tensões residuais mais baixas.

Um outro desenvolvimento na trefilação de barras de aço é a trefilação a temperaturas entre 90°C e 650°C. Poucos trabalhos foram executados ao longo dessas linhas.

A investigação desenvolvida por Nachtman e Moore - (21) (22) foi envolvida por problemas de lubrificação, vida da matriz, controle de temperatura e uniformidade do produto, alguns dos quais são resultado direto das temperaturas e pressões - altas que ocorrem na matriz durante a deformação.

A trefilação, nestas temperaturas, produz uma barra com todas as vantagens mencionadas anteriormente e acrescidas de resistências consideravelmente mais altas.

Os materiais utilizados nas investigações de Moore e Nachtman foram os aços AISI C-1018, C-1144, C-1080 e C-4140, com a estrutura de laminação a quente, consistindo de ferrita e perli_{ta} lamelar.

As Figuras de números (24) a (27) resumem os resultados obtidos. Podemos observar que os limites de resistência à tração e ao escoamento atingem seus valores máximos, na faixa compreendida entre 260°C e 315°C.

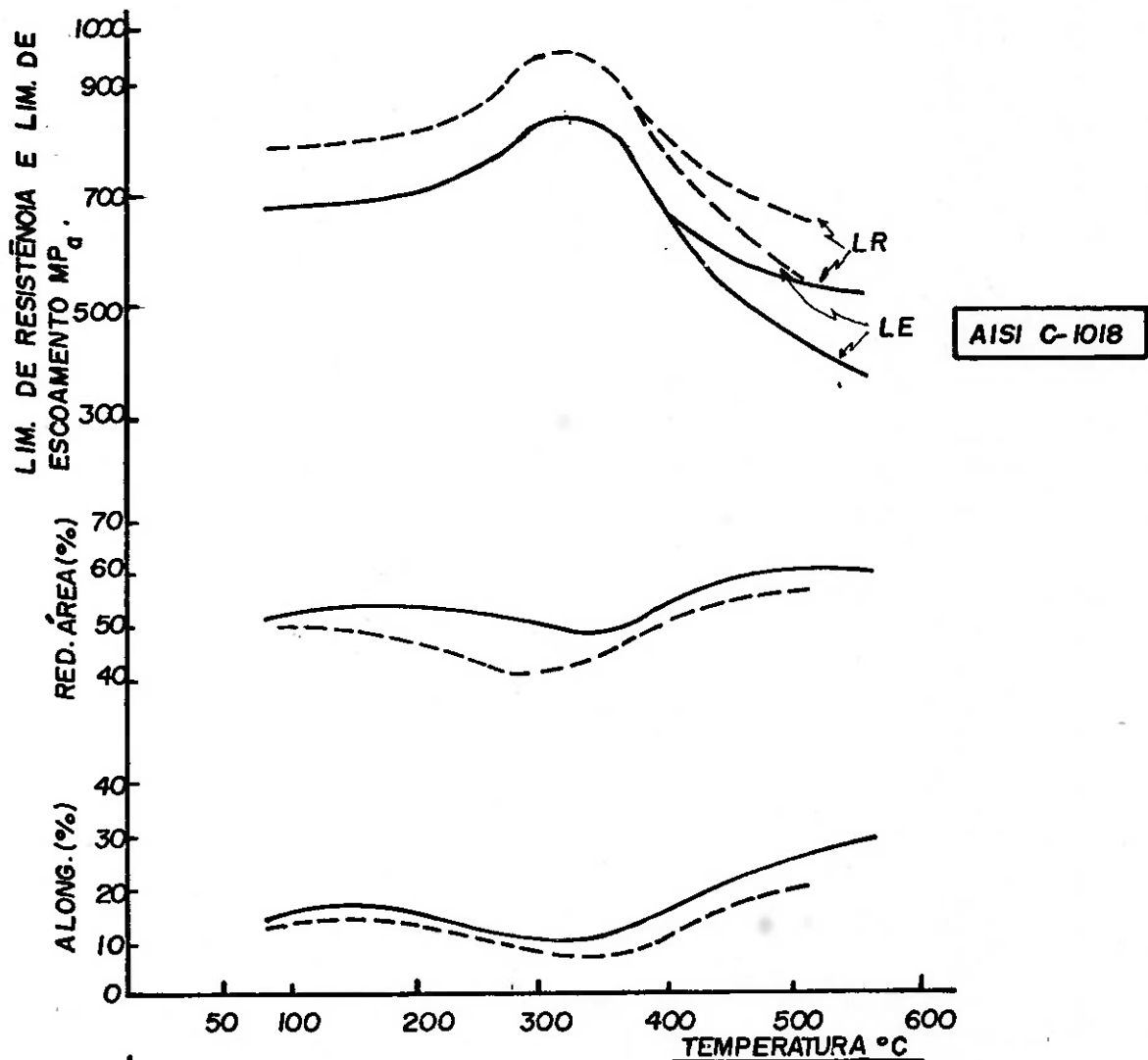


Figura (24) - Propriedades mecânicas do AISI-1018.

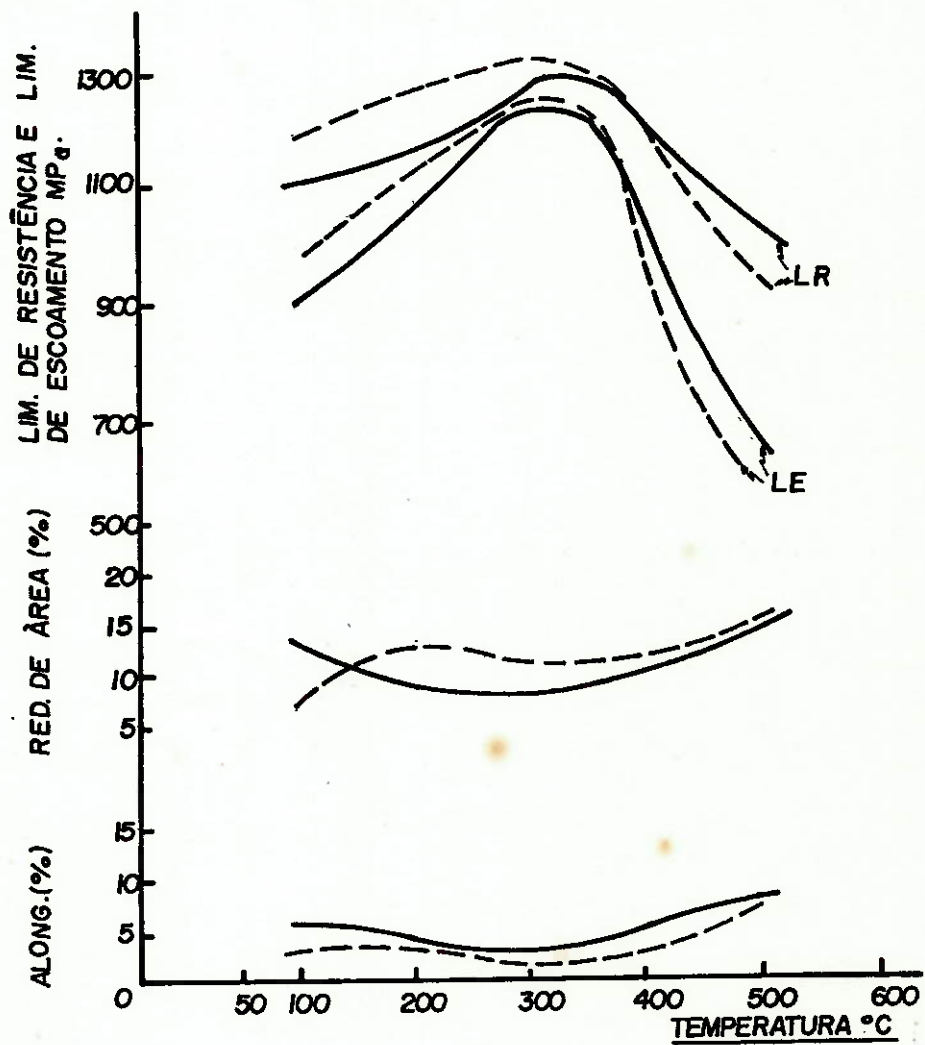


Figura (25) - Propriedades mecânicas do AISI-1080.

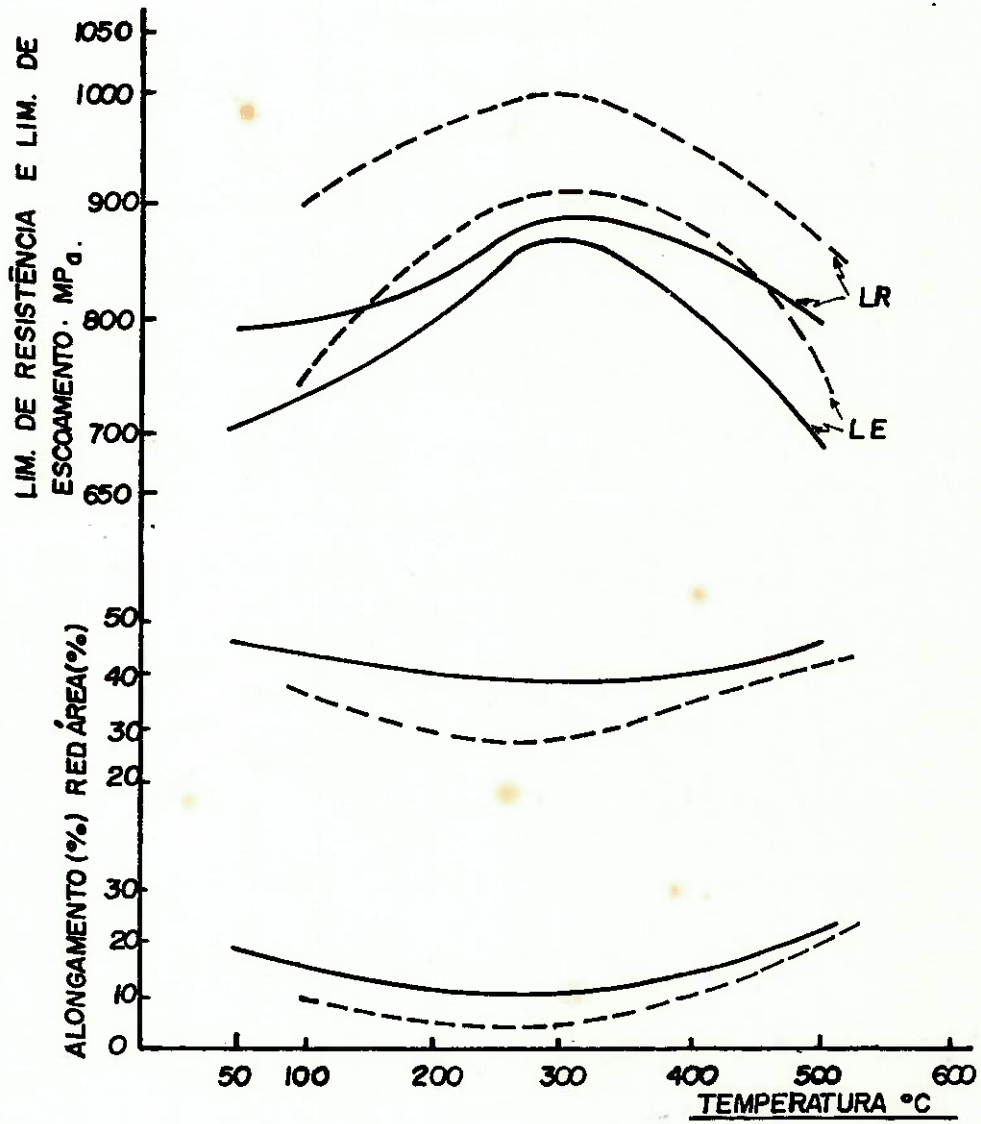


Figura (26) - Propriedades mecânicas do AISI-1144.

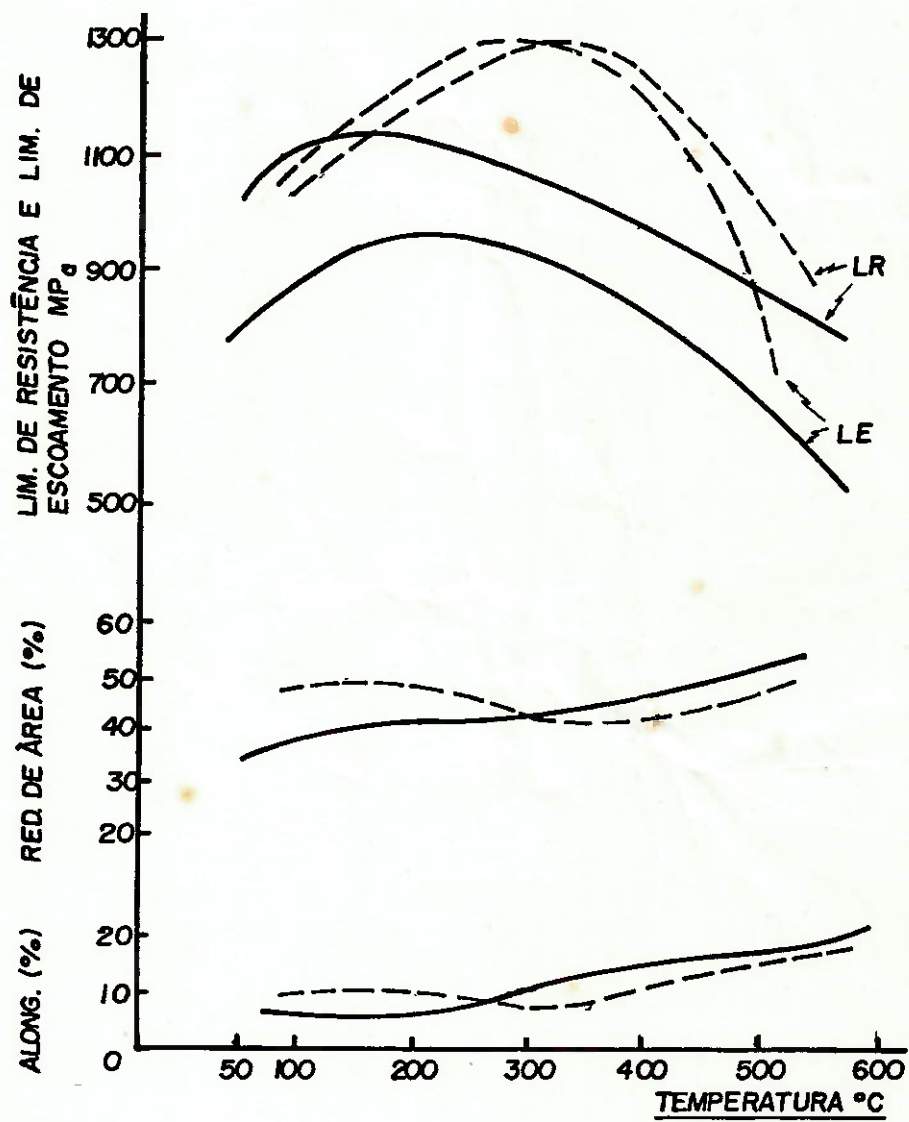


Figura (27) - Propriedades mecânicas do AISI-4140.

Outro aspecto a salientar, refere-se ao fato de que para qualquer temperatura de estiramento, a resistênci^â aumenta com o aumento da reduç^ão.

Na Figuras (de número (28) à (31)), observamos os efeitos da temperatura de trefilaç^ão e a porcentagem de reduç^ão - sobre as propriedades mecânicas das barras trefiladas com aços - AISI C-1018, C-1080, C-1144 e C-4140.

De uma maneira geral, de acordo com estes autores, o estiramento feito à temperatura ambiente teria que ser o dobro para igualar a resistênci^â desenvolvida num estiramento a médi^a - temperatura.

Os limites de escoamento dos quatro aços ensaiados - aumentaram de 12 a 35%, dependendo, naturalmente, da reduç^ão por centual e da temperatura do estiramento.

O efeito do estiramento a médi^a temperatura sobre a forma da curva tens^ão-deformaç^ão, de redonda para angular, pode ser visto na Figura (32).

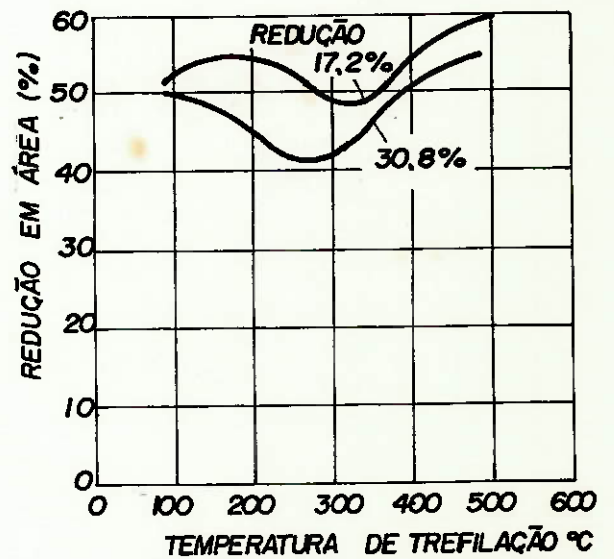
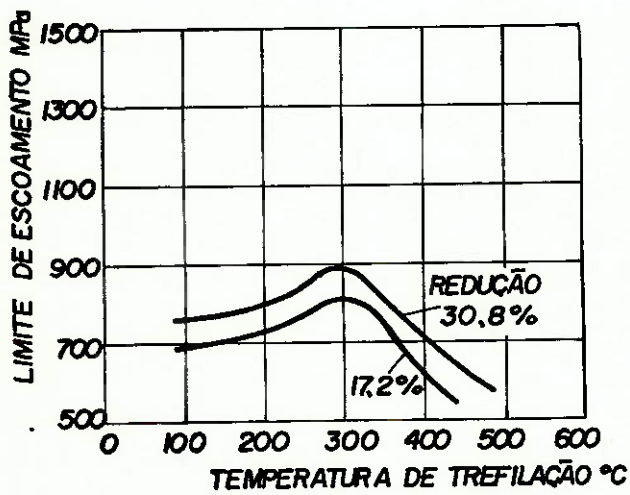
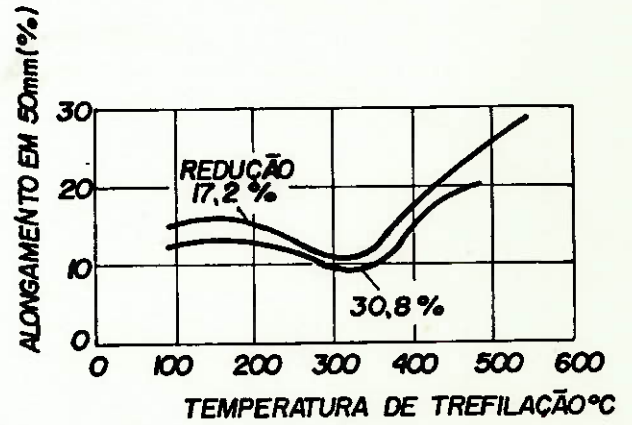
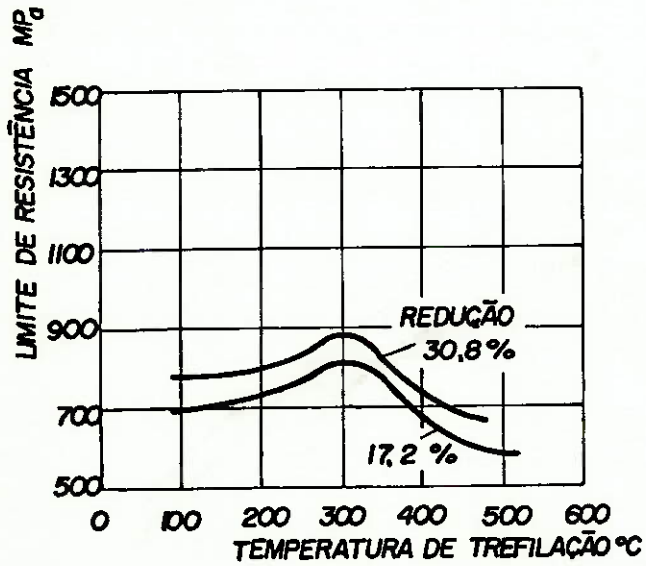


Figura (28) - Efeito da temperatura de trefilação e porcentagem de redução sobre propriedades mecânicas de trefilação em barras de aço AISI-1018.

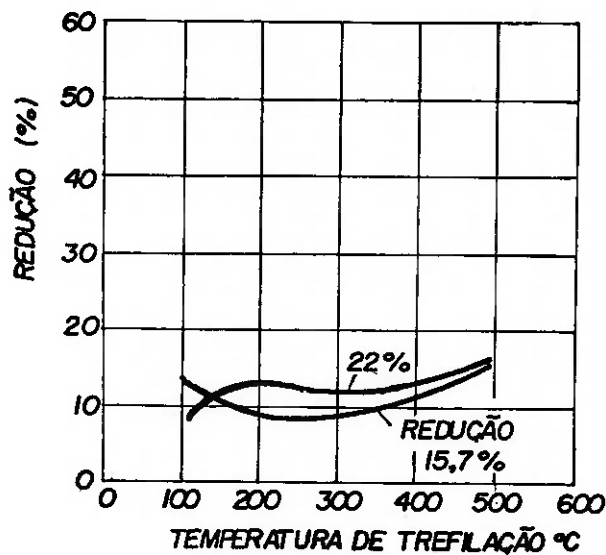
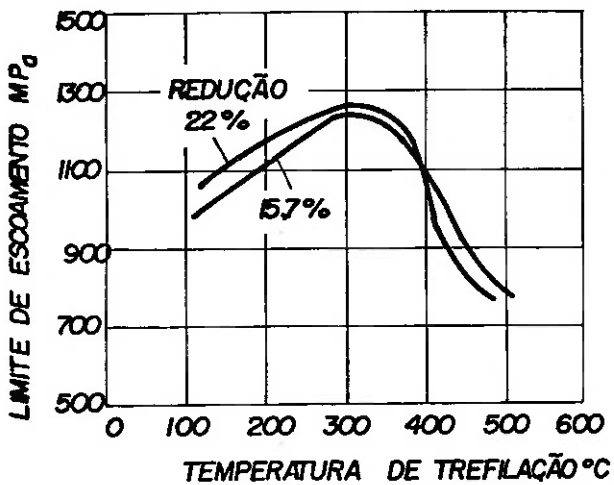
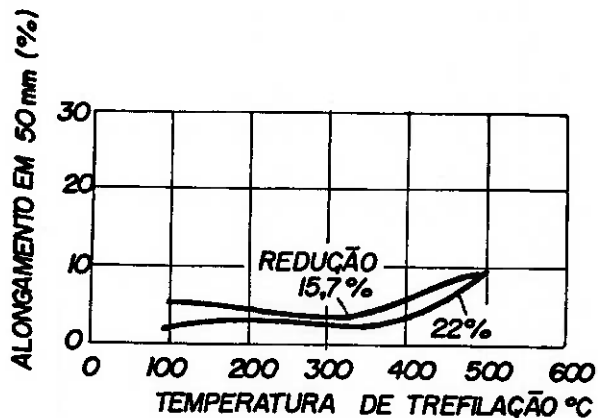
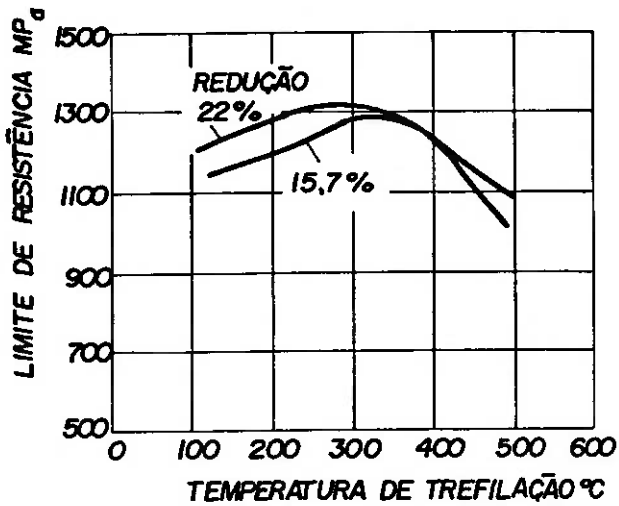


Figura (29) - Efeito da temperatura de trefilação e porcentagem - de redução sobre propriedades mecânicas de trefilação em barras de aço AISI-1080.

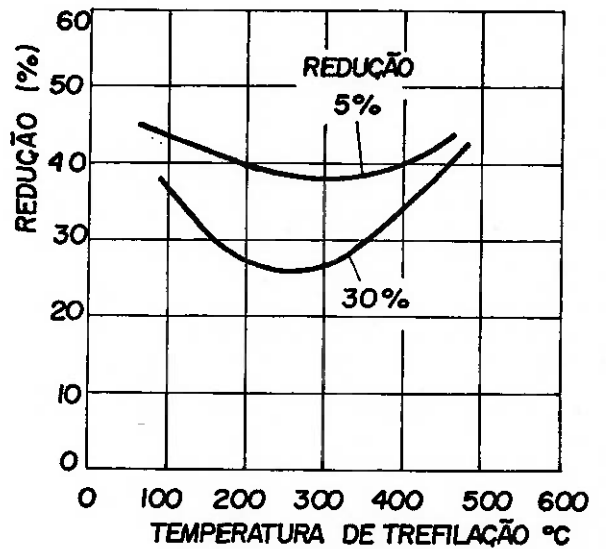
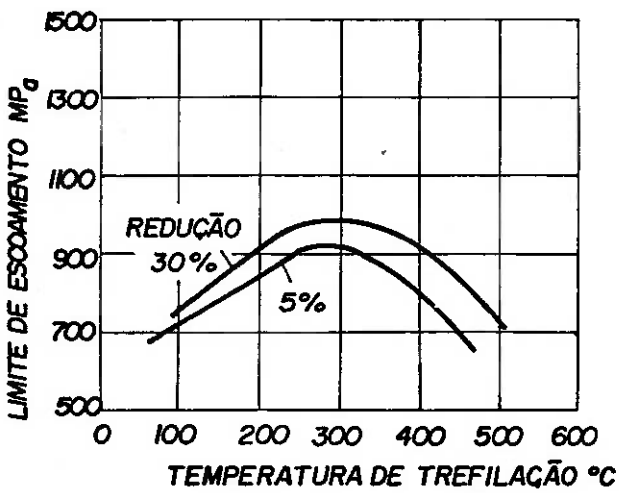
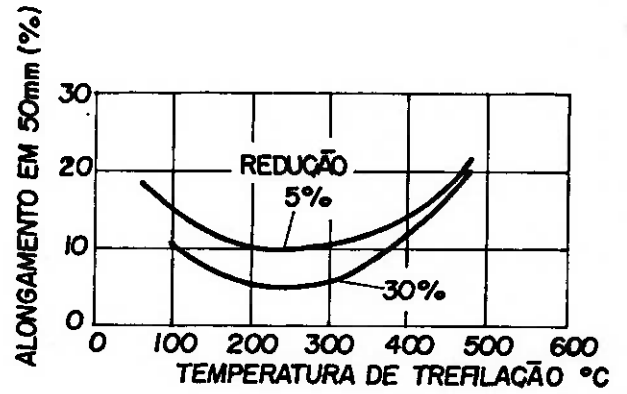
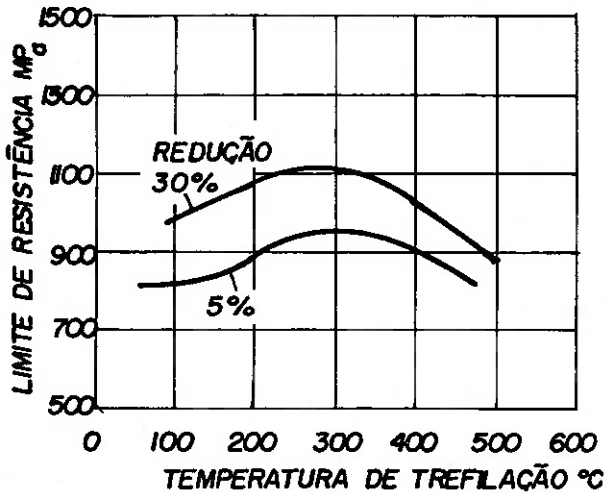


Figura (30) - Efeito da temperatura de trefilação e porcentagem de redução sobre propriedades mecânicas de trefilação em barras de aço AISI-1144.

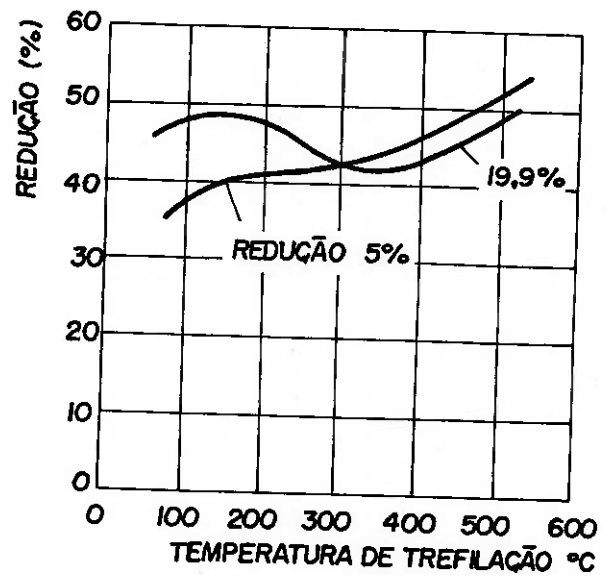
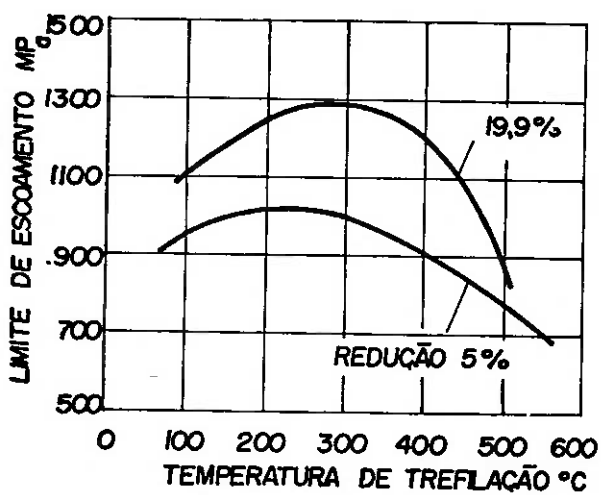
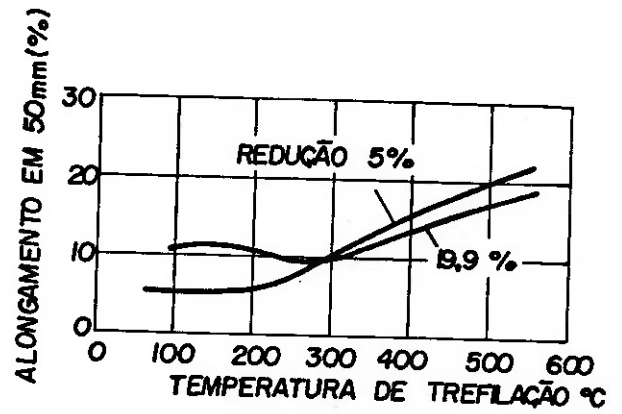
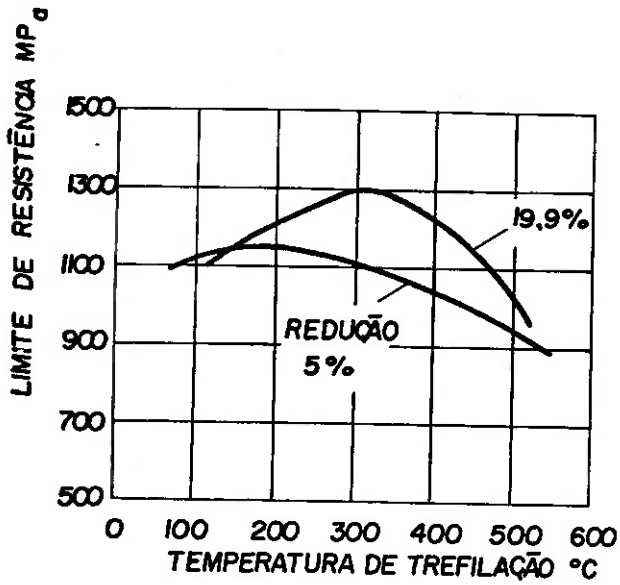


Figura (31) - Efeito da temperatura de trefilação e porcentagem de redução sobre propriedades mecânicas de trefilação em barras de aço AISI-4140.

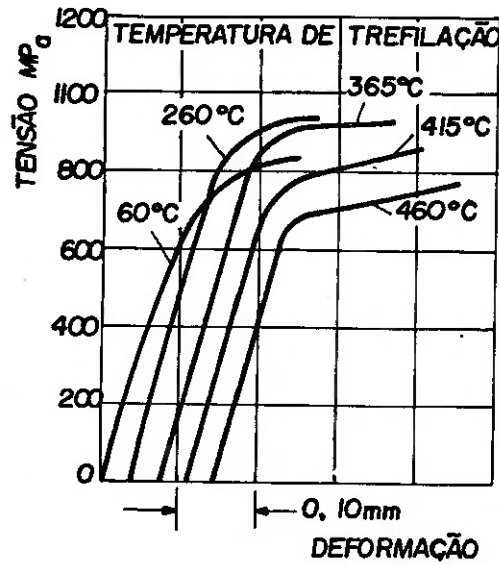


Figura (32) - Efeito da trefilação a média temperatura em função da forma da curva tensão-deformação.

Por outro lado, os efeitos relativos do estiramento a frio (seguido por alívio de tensões) e do estiramento a média temperatura, são comparados na Figura (33).

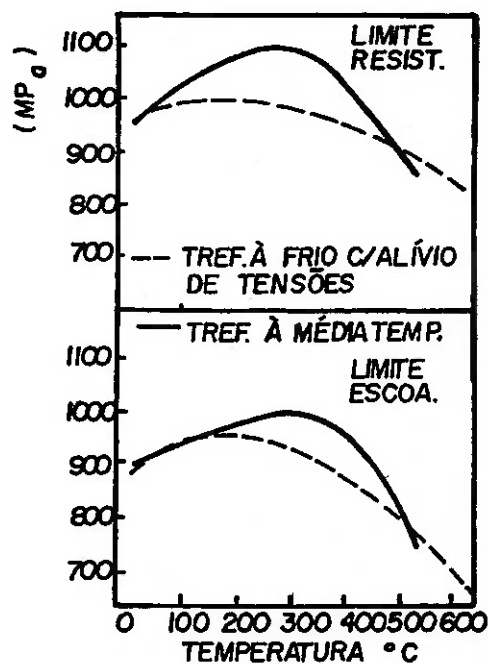


Figura (33) - Propriedades mecânicas do estiramento a média temperatura e do material trefilado a frio com alívio de tensões.

Aí, ambos os processos foram realizados nas mesmas condições, utilizando-se de um material AISI C-1144.

Para o caso particular de barras estiradas de \varnothing - 25,4 mm e redução de 20%, nesse mesmo aço AISI C-1144, temos o gráfico da Figura (34).

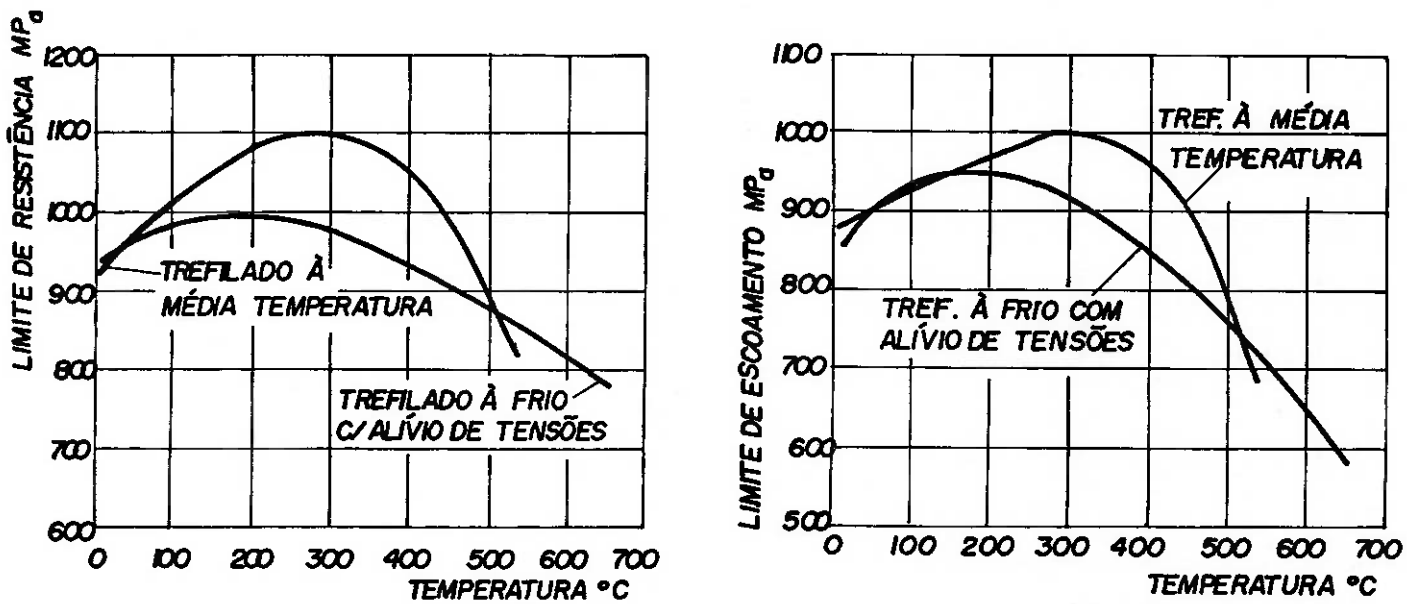


Figura (34) - Efeitos relativos do estiramento a frio seguido de alívio de tensões e do estiramento à média temperatura para C-1144.

C A P Í T U L O I I

II - OBJETIVOS DO TRABALHO

Baseado nas informações colhidas da revisão bibliográfica e com o apoio em todas as experiências realizadas, procuramos, primeiramente, desenvolver uma nova técnica de trefilação a média temperatura.

Paralelamente, procuramos estabelecer uma avaliação energética desse novo procedimento em confronto com a técnica convencional de estirar a frio com beneficiamento a quente posterior.

Sob o ponto de vista mecânico-metalúrgico, analisamos os aspectos relativos às correlações existentes entre as propriedades mecânicas e microestruturais.

Um outro objetivo desse trabalho foi de confrontar os aspectos dimensionais e de acabamento superficial, segundo as normas internacionais "ISO", entre o trefilado a frio e o desenvolvido a média temperatura.

C A P Í T U L O I I I

III - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Partindo de produtos laminados, estabelecemos uma sequência operacional para realização das várias fases experimentais, utilizando-se dos seguintes processos e equipamentos:

III.1 - DECAPAGEM

A decapagem do material laminado produzido pela Divisão de Laminação da BARDELLA S/A., foi feita por imersão numa solução de H_2SO_4 a 12% em volume, com posterior lavagem em tanque de H_2O corrente e finalizando com uma neutralização a quente ($60^{\circ}C$), também por imersão, numa solução de trifosfato de sódio a 6% em massa.

Os equipamentos utilizados foram:

- 1 tanque de decapagem
- 1 tanque de lavagem
- 1 tanque de neutralização

Os materiais empregados foram:

- ácido sulfúrico concentrado (97/99%) ($60^{\circ}C$)
- trifosfato de sódio ($20^{\circ}C$)
- água ($20^{\circ}C$)

III.2 - APONTAMENTO

A operação de apontamento é necessária para introdução do produto laminado na fiação trefiladora. O apontamento foi feito por deformação plástica a frio em laminador de pontas.

O equipamento utilizado foi:

- laminador de pontas - fabricação BARDELLA S/A., com sistema de canais excêntricos nos cilindros laminadores. Cilindros de \varnothing 200 mm x 650 mm de mesa útil. Capacidade de apontamento a frio até \varnothing 30 mm.

III.3 - TREFILAÇÃO

A trefilação foi realizada da maneira convencional, - num trefilador de barras (vide capítulo I, Figura (1)).

O equipamento utilizado apresenta as seguintes características:

- banco trefilador de barras, fabricação BARDELLA S/A., ano 1975, com velocidades de operação de 3,7 - 5,0 - 6,6 e 16,6 m/min, com capacidade de 25t, potência motora instalada de 30CV - 1770 rpm, com sistema de lubrificação forçada e placa porta fieira com - fixação articulável no cabeçote principal da máquina.

As ferramentas e lubrificação utilizadas constituiu-se do seguinte:

- ferramenta de Metal Duro, conforme determinação ISO-R-1684. Núcleo classe H10, com dureza $R_c A$ 89 e densidade de 14,45 g/cm³.

Diâmetro do núcleo de \varnothing 45mm, altura do núcleo de 25mm, diâmetro da carcaça \varnothing 100mm, ângulo de entrada da fieira de 16°, ângulo de saída de 30° e um comprimento do paralelo de 8,0 mm.

Os lubrificantes utilizados foram:

- Para a trefilação a frio: óleo mineral parafínico aditivado com agente EP (Extrema Pressão), anti-oxidante, anti-corrosivo, com viscosidade SAE aproximadamente 120 .
- Para a trefilação a média temperatura: sabão de trefilação seco, basicamente composto de estearatos e estearinas.

III.4 - AQUECIMENTO

Para processar o material a média temperatura, recorremos a um forno tipo mufla, marca THERMOTEC Ind. e Com. Ltda., com as seguintes características:

- temperatura máxima 1.000°C
- isolamento térmico com tijolos refratários
- resistências de KANTHAL Al
- câmara de aquecimento de 200 x 300 x 600 mm
- 440 V - 9 KW - 22 A

III.5 - CONTROLE DE TEMPERATURA

Foi utilizado para tomadas de temperatura, um pirômetro de contacto, com as seguintes características:

- controlador de temperatura marca ENGRO
- capacidade até 1.200°C
- modelo 5000 TC
- escala de 20/20°C
- par termo-elétrico de Cromel-Alumel

III.6 - LABORATÓRIO QUÍMICO

A determinação da composição química seguiu as determinações fixadas pela ASTM, tendo sido empregados os processos gaseométricos, volumétricos e gravimétricos.

Os equipamentos utilizados foram:

- balança analítica marca SARTORIUS, com capacidade de até 160g e sensibilidade de 0,0001 g.
- aparelho de determinação de carbono marca STROHLEIN & Co.
- mufla marca SOC KABREL
- vidrarias diversas

III.7 - LABORATÓRIO METALOGRÁFICO

Para a preparação dos corpos de prova metalográficos, utilizou-se de uma técnica convencional para obtenção de superfícies perfeitamente espelhadas e planas, ou seja:

- 1º) corte com disco refrigerado
- 2º) lixamento escalonado de 120 a 600 mesh
- 3º) polimento final com feltro e emulsão de alumina.

Os equipamentos utilizados foram:

- corte abrasivo - MESOTON marca STRUERS
- politriz marca STRUERS com lixas 120 - 150 - 220 - 320 - 400 - 600
- politriz marca STRUERS com disco de feltro umidecido com emulsão de alumina de $0,05\mu$
- microscópio marca E. LEITZ-WETZLAR com capacidade de ampliação de 1000X e portador de câmara fotográfica marca E. LEITZ.

III.8 - LABORATÓRIO FÍSICO

Os corpos de prova foram todos preparados atendendo as especificações ASTM A 370, utilizando os seguintes equipamentos:

- durômetro marca WOLPERT, com capacidade de carga de 15.250 kp e pré-carga de 3 a 10 kp
- máquina de tração marca WOLPERT-AMSLER tipo 60 tuz 760. Capacidade de 60 - 120 - 300 e 600 KN, com extensor e registrador gráfico eletrônicos.

III.9 - MICROSCOPIA ELETRÔNICA

Utilizamos do microscópio eletrônico JEN-200C do IPEN, operando com corrente de 0,5 ampère. As amostras das secções transversais do material foram atacadas com solução de 20% de ácido perclórico e 80% de etanol, visando a obtenção de folhas finas para a microscopia eletrônica por transmissão.

C A P Í T U L O I V

IV - RESULTADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS

Para o desenvolvimento da parte experimental desse trabalho, utilizamo-nos dos equipamentos e processos descritos no capítulo anterior, tendo sido a etapa experimental subdividida em diferentes fases, conforme quadro resumo experimental anexo.

IV.1 - 1ª) FASE EXPERIMENTAL

Foram tomados, inicialmente, quatro materiais distintos, ou seja, ABNT-1020, ABNT-1045, ABNT-1112M e "CHUMBALLOY", no estado de laminados, trefilando-os posteriormente com diferentes taxas de redução, num único passe trefilador e em duas temperaturas distintas, ambiente (20°C) e a média temperatura (200°C).

As composições químicas desses materiais encontram-se nas Tabelas específicas relativas aos resultados experimentais obtidos.

IV.1.1 - RESULTADOS DOS ENSAIOS MECÂNICOS

As Tabelas de (04) a (11), referem-se aos resultados dos ensaios mecânicos, onde se destacam a dureza Brinell (HB), o Limite de Resistência (LR), o Limite de Escoamento (LE), o Alongamento (AL) e a Estricção (ES).

Observa-se ainda que foram tomadas para ensaio, - tres bitolas de matéria prima laminada distintas, ou seja, \varnothing 17,46 mm, \varnothing 20,64 mm e \varnothing 26,99 mm, com taxas de redução, num único passe, variando de 5,2% até 35,5%.

QUADRO RESUMO EXPERIMENTAL							
FASE	DESCRIÇÃO DA EXPERIÊNCIA	MATERIAIS EMPREGADOS		BIT. INICIAL LAMINADA (mm) (Mat. Prima)	BITOLA FINAL TREFILADA (mm)	TAXA DE REDUÇÃO (%)	ENSAIOS REALIZADOS
		ESPECIF.	COMPOSIÇÃO QUÍMICA				
1	Trefilação de diferentes materiais, nas temperaturas de 20°C e 200°C, com diferentes bitolas e taxas de redução num único passe.	ABNT 1020	C - 0,20 Si - 0,29 Mn - 0,63 P - 0,02 S - 0,04	Ø 26,99	Ø 26,00	7,2	MECÂNICOS Determinação de: - Limite de Resistência (LR) - Limite de Escoamento (LE) - Alongamento - Estricção - Dureza (HB) - Microdureza (HV) METALOGRAFICOS Micrografias longitudinais e transversais com ampliações 160 X.
		ABNT 1045	C - 0,47 Mn - 0,73 P - 0,04 S - 0,05 Si - 0,28		Ø 25,00	14,1	
		ABNT 1112-M	C - 0,09 Mn - 1,06 P - 0,07 S - 0,28 Si - 0,05	Ø 20,64	Ø 17,46	20,9	
		CEUMBALLOY	C - 0,07 Mn - 1,06 P - 0,05 Si - 0,05 S - 0,27 Pb - 0,22	Ø 20,64	Ø 19,05	6,1	
2	Utilizando-se somente os materiais ABNT-1020 e 1045, fixando-se a taxa de redução, velocidade de estiramento, veículo lubrificante e o ferromental, procurou-se trefilar o material aquecido em diferentes temperaturas: 20°C - 120°C - 200°C - 300°C e 400°C.	ABNT 1020	C - 0,20 Si - 0,28 Mn - 0,46 P - 0,019 S - 0,014	Ø 20,64	Ø 17,90	25	MECÂNICOS Determinação de: - Limite de Resistência (LR) - Limite de Escoamento (LE) - Alongamento - Estricção - Dureza (HB) - Microdureza (HV) METALOGRAFICOS Micrografias longitudinais e transversais (100X) nas diferentes temperaturas de processo.
		ABNT 1045	C - 0,49 Si - 0,23 Mn - 0,79 P - 0,028 S - 0,016				
3	Nesta etapa - os materiais - ABNT-1020 e 1045 foram trefilados com reduções de 3,17 mm (1/16") e velocidade de trefilação de 16,6 m por min., nas temp. de 20°C - 150°C - 250°C e 300°C.	ABNT 1020	C - 0,22 Si - 0,28 Mn - 0,58 P - 0,040 S - 0,016	Ø 20,64	Ø 19,05	14,8	MECÂNICOS Determinação de: - Limite de Resistência (LR) - Limite de Escoamento (LE) - Alongamento - Estricção - Microdureza METALOGRAFICOS Micrografias longitudinais e transversais (1000X)
		ABNT 1045	C - 0,46 Si - 0,24 Mn - 0,84 P - 0,030 S - 0,018				
4	Determinação de microdurezas do material SAE 1020 da 3ª Fase experimental e micrografias transversais e longitudinais do SAE-1045.	ABNT 1020	C - 0,22 Si - 0,28 Mn - 0,58 P - 0,040 S - 0,016	Ø 20,64	Ø 19,05	14,8	MECÂNICOS Determinação de microdureza Vickers (SAE-1020) METALOGRAFICOS Micrografias (1000X) longitudinais e transversais do SAE-1045.
		ABNT 1045	C - 0,46 Si - 0,24 Mn - 0,84 P - 0,030 S - 0,018				
5	Confronto entre o trefilado a média temp. c/ o mesmo material tref. a frio e alívio de tensões nas mesmas temp. de trefilação a média temperatura.	ABNT 1020	C - 0,21 Si - 0,26 Mn - 0,52 P - 0,011 S - 0,010	Ø 20,64	Ø 19,05	14,8	MECÂNICOS Determinação de: - Limite de Resistência (LR) - Limite de Escoamento (LE) - Alongamento - Estricção - Microdureza (HV)
6	Balço Energético entre as temperaturas de trefilação de 20°C e 300°C.	ABNT 1020	C - 0,20 Si - 0,18 Mn - 0,48 P - 0,012 S - 0,009	Ø 20,64	Ø 19,05	14,8	MEC. + ELÉTRICO Determinação das potências de trefilação através de wattímetros.
7	Análise dimensional e qualidade superficial dos materiais trefilados a 20°C e 300°C.	ABNT 1020	C - 0,20 Si - 0,18 Mn - 0,48 P - 0,012 S - 0,009	Ø 20,64	Ø 19,05	14,8	MECÂNICOS Determinação das diferentes cotas efetivas nas diferentes temp. e medida de rugosidade.

Foram tomadas medidas de micro-durezas VICKERS - nos materiais trefilados de \varnothing 24,00 mm, partindo do laminado de \varnothing 26,99 mm, ABNT-1020, nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

Realizaram-se duas séries de medidas em direções perpendiculares entre si, a partir do núcleo do corpo de prova, conforme ilustram as Tabelas (12) e (13).

Esses resultados, levaram-nos ao desenvolvimento de uma 2ª) Fase Experimental, com o propósito de tentar - estabelecer uma curva de comportamento entre essas diferentes propriedades mecânicas em função de diferentes temperaturas de processo.

IV.1.2 - RESULTADOS DE ENSAIOS METALOGRAFICOS

Utilizando-se de técnicas usuais de preparação - dos corpos de prova e, tomando como referência o material ABNT ou SAE-1020, laminado de \varnothing 26,99mm, trefilado com a redução de 20,9% para a bitola de \varnothing 24,00 mm, anexamos, através das Figuras de (35) à (40), as micrografias longitudinais e transversais, tanto do produto básico laminado, como também, dos trefilados a 20°C e 200°C.

AÇO: ABNT 1020										
CARACTERÍSTICAS	Ø LAMINADO	Ø 17,46mm			Ø 20,64mm			Ø 26,99 mm		
	COMPOSIÇÃO QUÍMICA	% C - 0,18 % Mn - 0,52 % P - 0,03 % S - 0,05 % Si - 0,26 % Pb - _____			% C - 0,13 % Mn - 0,64 % P - 0,03 % S - 0,05 % Si - 0,27 % Pb - _____			% C - 0,20 % Mn - 0,63 % P - 0,02 % S - 0,04 % Si - 0,29 % Pb - _____		
	DUREZA HB	133			128			131		
	Ø TREFILADO (mm)	14,00	15,87	17,00	18,00	19,05	20,00	24,00	25,00	26,00
	REDUÇÃO DE ÁREA (%)	35,5	17,2	5,2	23,9	14,8	6,1	20,9	14,1	7,2
	TREFILADO À 20°C									
DUREZA HB Ø 2,5 / 1875 N	SUPERF.	212	189	172	189	178	169	189	182	169
	1/2 RAI0	206	204	189	200	192	178	204	200	189
	NÚCLEO	240	212	189	216	196	178	216	204	189
DUREZA HB Ø 2,5 / 1875 N	SUPERF.	240	216	192	221	163	182	220	200	189
	1/2 RAI0	252	230	208	240	212	200	240	221	196
	NÚCLEO	265	235	208	240	212	204	246	221	204

Tabela (04) - Composições químicas, bitolas, dureza HB do aço laminado ABNT-1020, trefilado para diferentes bitolas com distintas taxas de redução e respectivas microdurezas nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

AÇO= ABNT - 1020										
LAMINADO	Ø LAMINADO	Ø 17,46 mm			Ø 20,64 mm			Ø 26,99 mm		
	LIMITE DE RESISTÊNCIA (N/mm ²)	472			441			515		
	LIMITE DE ESCOAMENTO (N/mm ²)	309			303			293		
	ALONGAMENTO (%)	56			54			51		
	ESTRICCÃO (%)	66			69			56		
Ø TREFILADO (mm)		14,00	15,87	17,00	18,00	19,05	20,00	24,00	25,00	26,00
TREFILADO À 20°C	LIMITE DE RESISTÊNCIA N/mm ²	766	656	583	648	598	599	686	640	592
	LIMITE DE ESCOAMENTO N/mm ²	746	602	563	610	567	514	651	619	572
	ALONGAMENTO %	14	20	20	21	24	27	28	30	34
	ESTRICCÃO %	44	50	54	53	53	61	45	48	48
TREFILADO À 200°C	LIMITE DE RESISTÊNCIA N/mm ²	780	718	659	722	635	611	748	692	650
	LIMITE DE ESCOAMENTO N/mm ²	761	722	619	704	606	574	705	620	601
	ALONGAMENTO %	17	18	22	20	25	28	16	23	26
	ESTRICCÃO %	45	45	54	53	56	60	30	33	50

Tabela (05) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1020 nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

AÇO: ABNT 1045																															
CARACTERÍSTICAS	∅ LAMINADO	∅ 17,46mm			∅ 20,64 mm			∅ 26,99 mm																							
	COMPOSIÇÃO QUÍMICA	% C - 0,42	% Mn - 0,77	% P - 0,04	% S - 0,05	% Si - 0,27	% Pb - —	% C - 0,50	% Mn - 0,77	% P - 0,03	% S - 0,04	% Si - 0,21	% Pb - —	% C - 0,47	% Mn - 0,73	% P - 0,04	% S - 0,05	% Si - 0,28	% Pb - —												
	DUREZA HB	172			182			153																							
	∅ TREFILADO (mm)	14,00	15,87	17,00	18,00	19,05	20,00	24,00	25,00	26,00																					
	REDUÇÃO DE ÁREA (%)	35,5	17,2	5,2	23,9	14,8	6,1	20,9	14,1	7,2																					
	TREFILADO À 20°C	DUREZA HB ∅ 2,5/1875N	SUPERF.	226	208	190	200	200	190	208	204	190	1/2 RAI0	252	221	208	230	226	212	235	226	216	NÚCLEO	258	230	208	252	235	216	246	240
TREFILADO À 200°C	DUREZA HB ∅ 2,5/1875N	SUPERF.	246	230	192	258	221	212	246	240	216	1/2 RAI0	280	230	230	280	240	230	273	258	235	NÚCLEO	288	252	230	288	258	240	280	258	240

Tabela (06) - Composições químicas, bitolas, dureza HB do aço laminado - ABNT-1045, trefilado para diferentes bitolas com distintas taxas de redução e respectivas microdurezas nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

AÇO= ABNT - 1045										
LAMINADO	Ø LAMINADO	Ø 17,46 mm			Ø 20,64 mm			Ø 26,99 mm		
	LIMITE DE RESISTÊNCIA (N/mm ²)	667			698			696		
	LIMITE DE ESCOAMENTO (N/mm ²)	441			415			383		
	ALONGAMENTO (%)	41			32			36		
	ESTRICCÃO (%)	54			43			36		
Ø TREFILADO (mm)	14,00	15,87	17,00	18,00	19,05	20,00	24,00	25,00	26,00	
TREFILADO À 20°C	LIMITE DE RESISTÊNCIA N/mm ²	945	817	720	890	825	765	869	835	768
	LIMITE DE ESCOAMENTO N/mm ²	850	698	671	758	730	688	780	728	707
	ALONGAMENTO %	12	21	22	15	16	21	-	-	21
	ESTRICCÃO %	23	41	46	30	25	23	-	-	54
TREFILADO À 200°C	LIMITE DE RESISTÊNCIA N/mm ²	975	878	775	934	866	797	911	868	822
	LIMITE DE ESCOAMENTO N/mm ²	876	790	728	798	732	723	854	752	765
	ALONGAMENTO %	12	16	20	12	17	18	8	7	14
	ESTRICCÃO %	33	42	46	26	35	38	10	8	14

Tabela (07) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1045 nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

AÇO: 1112 M											
CARACTERÍSTICAS	Ø LAMINADO	Ø 17,46mm			Ø 20,64mm			Ø 26,99 mm			
	COMPOSIÇÃO QUÍMICA	% C - 0,11 % Mn - 0,98 % P - 0,05 % S - 0,27 % Si - 0,03 % Pb - —			% C - 0,07 % Mn - 0,13 % P - 0,06 % S - 0,30 % Si - 0,04 % Pb - —			% C - 0,09 % Mn - 0,06 % P - 0,07 % S - 0,28 % Si - 0,05 % Pb - —			
	DUREZA HB	112			117			116			
	Ø TREFILADO (mm)	14,00	15,87	17,00	18,00	19,05	20,00	24,00	25,00	26,00	
	REDUÇÃO DE ÁREA (%)	35,5	17,2	5,2	23,9	14,8	6,1	20,9	14,1	7,2	
	TREFILADO À 20°C	DUREZA HB Ø2,5/1875 N	SUPERF.	192	166	140	172	160	143	166	169
1/2 RAI0			204	182	148	189	175	151	189	185	166
NÚCLEO			208	185	148	192	175	157	189	189	166
TREFILADO À 200°C	DUREZA HB Ø2,5/1875 N	SUPERF.	208	179	163	204	189	208	196	178	166
		1/2 RAI0	216	200	166	216	196	226	212	196	175
		NÚCLEO	230	200	166	221	196	226	212	196	175

Tabela (08) - Composições químicas, bitolas, dureza HB do aço laminado ABNT-1112M, trefilado para diferentes bitolas com distintas taxas de redução e respectivas microdurezas nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

AÇO= 1112-M										
LAMINADO	Ø LAMINADO	Ø 17,46 mm			Ø 20,64 mm			Ø 26,99 mm		
	LIMITE DE RESISTÊNCIA (N/mm ²)	400			401			417		
	LIMITE DE ESCOAMENTO (N/mm ²)	296			279			291		
	ALONGAMENTO (%)	49			54			58		
	ESTRÍCÇÃO (%)	64			66			61		
Ø TREFILADO (mm)	14,00	15,87	17,00	18,00	19,05	20,00	24,00	25,00	26,00	
TREFILADO A 20°C	LIMITE DE RESISTÊNCIA N/mm ²	649	557	473	580	600	470	565	536	496
	LIMITE DE ESCOAMENTO N/mm ²	629	524	435	548	494	458	551	509	469
	ALONGAMENTO %	15	19	32	20	22	30	35	36	40
	ESTRÍCÇÃO %	43	54	58	53	54	47	26	48	53
TREFILADO A 200°C	LIMITE DE RESISTÊNCIA N/mm ²	658	599	522	635	579	539	618	583	536
	LIMITE DE ESCOAMENTO N/mm ²	636	563	475	615	522	501	577	540	494
	ALONGAMENTO %	17	20	28	17	27	27	21	28	34
	ESTRÍCÇÃO %	47	49	56	48	52	54	43	47	50

Tabela (09) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1112M nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

AÇO: "CHUMBALOY"											
CARACTERÍSTICAS	Ø LAMINADO	Ø 17,46mm			Ø 20,64 mm			Ø 26,99 mm			
	COMPOSIÇÃO QUÍMICA	% C - 0,08	% Mn - 1,07			% C - 0,07			% Mn - -		
		% P - 0,04	% S - 0,29			% Mn - 1,06			% P - -		
		% Si - TRAQ.	% Pb - 0,23			% P - 0,05			% S - -		
						% S - 0,27			% Si - -		
						% Si - 0,05			% Pb - -		
DUREZA HB	117			119			-				
Ø TREFILADO (mm)	14,00	15,87	17,00	18,00	19,05	20,00	24,00	25,00	26,00		
REDUÇÃO DE ÁREA (%)	35,5	17,2	5,2	23,9	14,8	6,1	20,9	14,1	7,2		
TREFILADO À 20°C	DUREZA HB Ø 2,5/1875 N	SUPERF.	192	172	148	172	166	143	-	-	-
		1/2 RAI0	204	185	148	200	182	157	-	-	-
		NÚCLEO	212	189	151	200	182	160	-	-	-
TREFILADO À 200°C	DUREZA HB Ø 2,5/1875 N	SUPERF.	189	189	166	208	192	172	-	-	-
		1/2 RAI0	235	200	166	226	200	185	-	-	-
		NÚCLEO	235	200	169	226	208	192	-	-	-

Tabela (10) - Composições químicas, bitolas, dureza HB do aço laminado "CHUMBALOY," trefilado para diferentes bitolas com distintas taxas de redução e respectivas microdurezas nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

AÇO "CHUMBALOY"										
LAMINADO	Ø LAMINADO	Ø 17,46 mm			Ø 20,64 mm			Ø 26,99 mm		
	LIMITE DE RESISTÊNCIA (N/mm ²)	399			414			-		
	LIMITE DE ESCOAMENTO (N/mm ²)	280			285			-		
	ALONGAMENTO (%)	53			52			-		
	ESTRIGÃO (%)	66			61			-		
Ø TREFILADO (mm)		14,00	15,87	17,00	18,00	19,05	20,00	24,00	25,00	26,00
TREFILADO À 20°C	LIMITE DE RESISTÊNCIA N/mm ²	664	555	482	604	549	500	-	-	-
	LIMITE DE ESCOAMENTO N/mm ²	624	513	460	574	533	486	-	-	-
	ALONGAMENTO %	13	19	37	14	22	26	-	-	-
	ESTRIGÃO %	40	51	54	32	28	43	-	-	-
TREFILADO À 200°C	LIMITE DE RESISTÊNCIA N/mm ²	692	638	524	679	610	595	-	-	-
	LIMITE DE ESCOAMENTO N/mm ²	679	584	473	669	578	511	-	-	-
	ALONGAMENTO %	14	20	22	18	22	26	-	-	-
	ESTRIGÃO %	45	47	54	43	56	52	-	-	-

Tabela (11) - Propriedades mecânicas do aço "CHUMBALOY" nas temperaturas de processo de 20°C e 200°C.

DISTÂNCIA DA BORDA (mm)	DIAGONAL 1 (mm)		DIAGONAL 2 (mm)		MÉDIA (mm)	DUREZA $HV = 1,8544 P/d^2$ (N/mm ²)
1	0,199	0,201	0,200	0,200	0,200	2320
2	0,200	0,199	0,202	0,203	0,201	2290
4	0,199	0,199	0,196	0,195	0,197	2380
6	0,195	0,195	0,199	0,198	0,197	2400
8	0,192	0,192	0,198	0,197	0,195	2440
10	0,188	0,188	0,189	0,188	0,188	2620
12	0,193	0,193	0,193	0,193	0,193	2490
1	0,202	0,202	0,202	0,202	0,202	2270
2	0,202	0,202	0,197	0,198	0,200	2320
4	0,202	0,202	0,201	0,200	0,201	2290
6	0,197	0,196	0,199	0,200	0,198	2370
8	0,200	0,200	0,196	0,196	0,198	2370
10	0,190	0,191	0,190	0,190	0,190	2560

Tabela (12) - Microdurezas VICKERS do aço ABNT-1020 trefilado de \varnothing - 26,99 mm para \varnothing 24,00 mm na temperatura ambiente de 20°C.

DISTÂNCIA DA BORDA (mm)	DIAGONAL 1 (mm)		DIAGONAL 2 (mm)		MÉDIA (mm)	DUREZA $HV = 1,8544 P/d^2$ (N/mm^2)
1	0,193	0,193	0,195	0,195	0,194	2460
2	0,194	0,193	0,196	0,197	0,195	2440
4	0,193	0,193	0,195	0,195	0,194	2460
6	0,196	0,194	0,194	0,193	0,194	2460
8	0,190	0,190	0,192	0,193	0,191	2530
10	0,182	0,180	0,181	0,181	0,181	2830
12	0,195	0,195	0,194	0,195	0,195	2440
1	0,196	0,196	0,196	0,196	0,196	2410
2	0,198	0,198	0,197	0,196	0,197	2830
4	0,198	0,199	0,194	0,193	0,196	2410
6	0,194	0,194	0,196	0,196	0,195	2440
8	0,193	0,193	0,193	0,193	0,193	2490
10	0,197	0,196	0,193	0,193	0,195	2440

Tabela (13) - Microdurezas VICKERS do aço ABNT-1020 trefilado de ϕ -
26,99 mm para ϕ 24,00 mm na temperatura de 200°C.

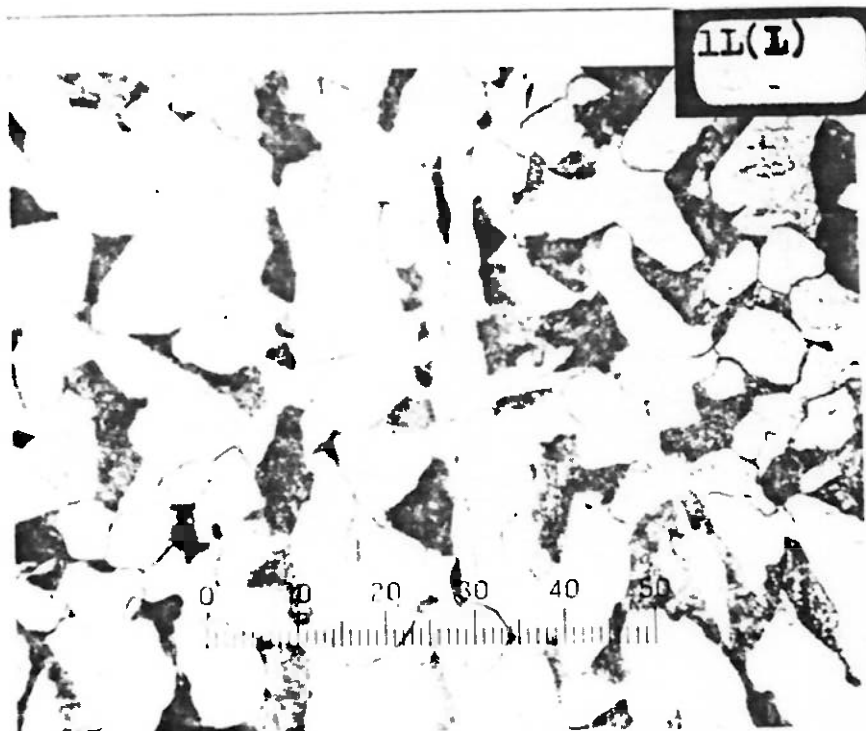


Figura (35) - Aço laminado ABNT-1020, \varnothing 26,99 mm, ampliação 160 X, corpo de prova longitudinal.

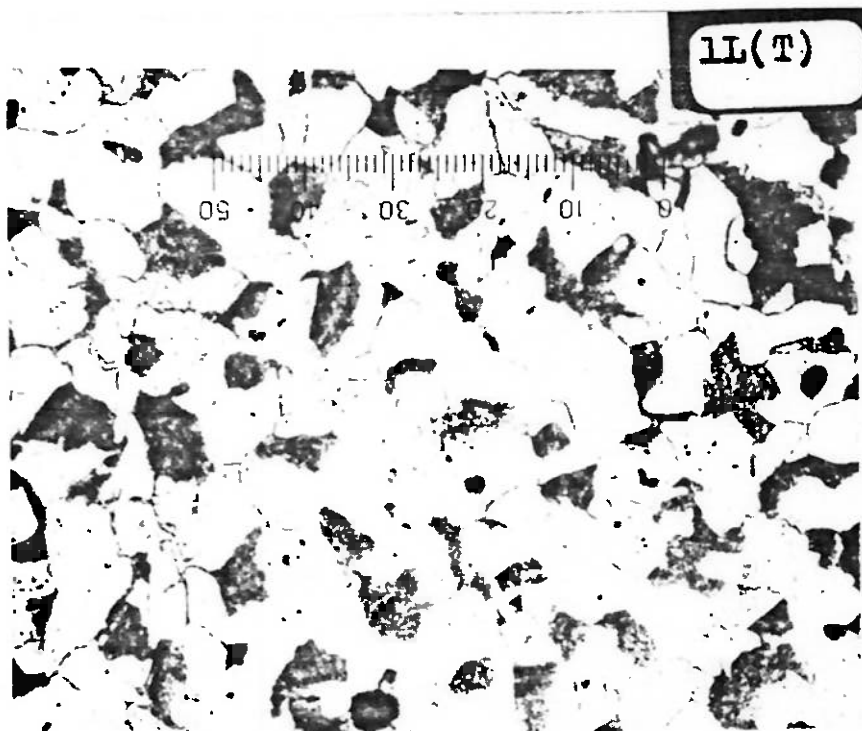


Figura (36) - Aço laminado ABNT-1020, \varnothing 26,99 mm, ampliação 160 X, corpo de prova transversal.

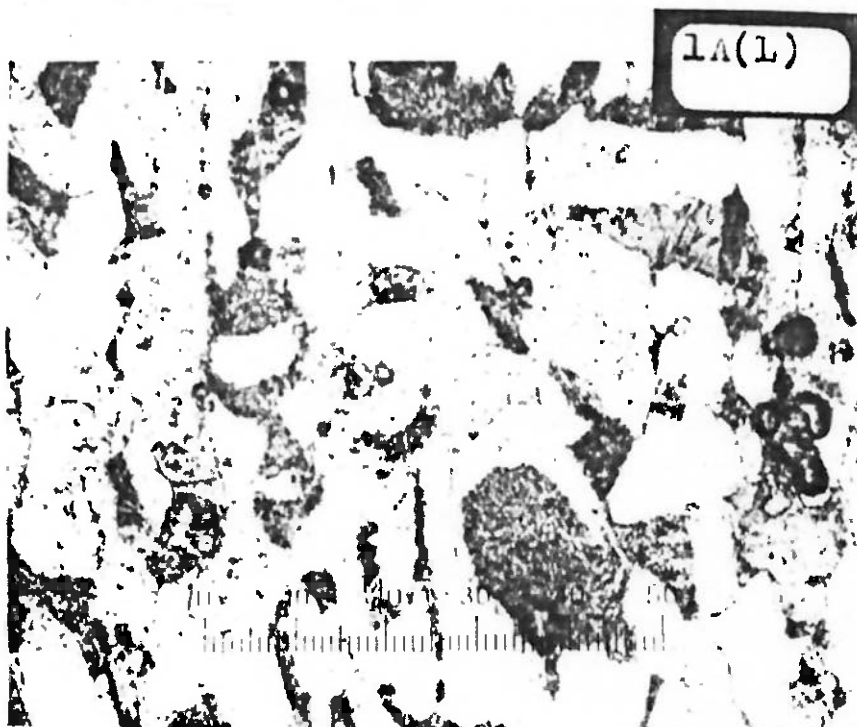


Figura (37) - Aço trefilado ABNT-1020 a 20°C de \varnothing 24,00 mm com taxa de redução de 20,9%, ampliação 160 X, corpo de prova longitudinal.



Figura (38) - Aço trefilado ABNT-1020 a 20°C de \varnothing 24,00 mm com taxa de redução de 20,9%, ampliação de 160 X, corpo de prova transversal.

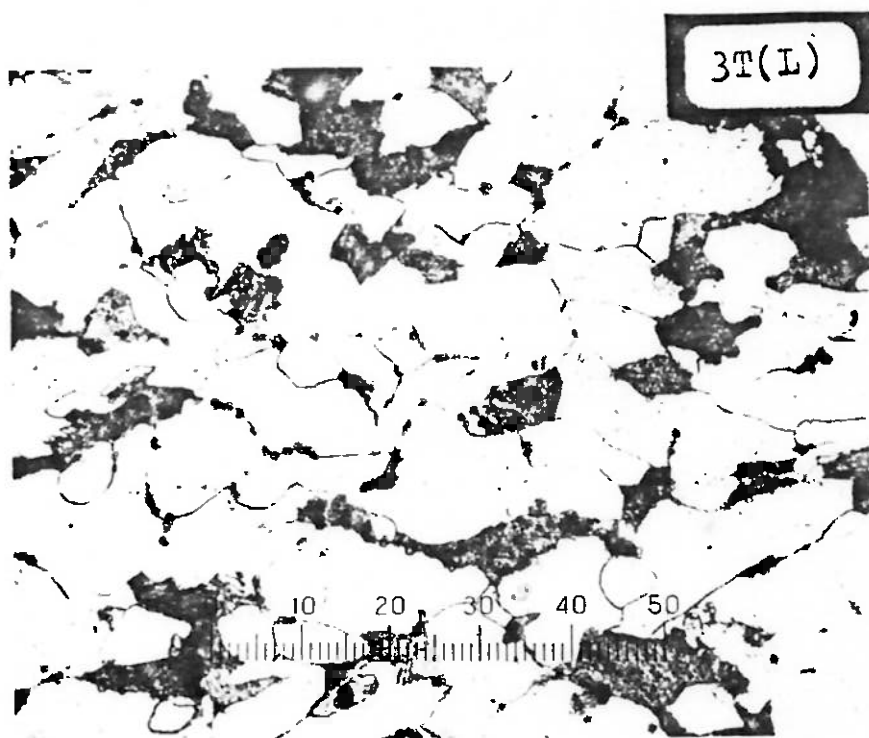


Figura (39) - Aço trefilado ABNT-1020 a 200°C, de \varnothing 24,00 mm com taxa de redução de 20,9%, ampliação 160 X, corpo de prova longitudinal.



Figura (40) - Aço trefilado ABNT-1020 a 200°C, de \varnothing 24,00 mm com taxa de redução de 20,9%, ampliação 160 X, corpo de prova transversal.

IV.2 - 2ª) FASE EXPERIMENTAL

A partir dessa 2ª) Fase, utilizamo-nos sómente dos -
aços ABNT-1020 e ABNT-1045, efetuando uma nova série de experiên-
cias, fixando a taxa de redução, a velocidade de trefilação, o -
veículo lubrificante e o ferramental, procurando variar sómente a -
temperatura de aquecimento do material.

IV.2.1 - RESULTADOS DOS ENSAIOS MECÂNICOS

Os resultados estão reproduzidos nas Tabelas (14) e (15) e nos gráficos das Figuras (41) e (42), respectivamente para os aços ABNT-1020 e ABNT-1045.

Para ambos os casos, os materiais laminados com bitola nominal de \varnothing 20,64 mm, foram trefilados para a bitola de \varnothing 17,90 mm com redução, num único passe da ordem de 25 %.

Observação:- Com relação aos ensaios realizados com o ABNT-1045, em função da taxa de redução de 25 %, - ocorreu uma impossibilidade de trefilação acima da temperatura de 320°C, pois, nessa temperatura, o material tracionado era levado ao escoamento, não permitindo com isso, sua trefilação.

ABNT 1020							
Ø LAMINADO		Ø 20,64 mm					
COMPOSIÇÃO QUÍMICA		% C - 0,20 % Si - 0,28 % Mn - 0,46 % P - 0,019 % S - 0,014					
DUREZA HB		SUPERFÍCIE - 124 1/2 RAIO - 135 NÚCLEO - 133					
Ø TREFILADO (mm)		17,79	17,80	17,83	17,85	17,85	17,87
°C TREFILADA		500	400	300	200	120	20
% REDUÇÃO		26,87	25,63	25,37	25,21	25,21	25,04
DUREZA - HB	SUPERF.	212	226	221	204	200	192
	1/2 RAIO	212	240	252	230	221	221
	NÚCLEO	212	252	252	240	226	226
MICRODUREZA - HV - 9,8 N	2 mm	214	251	231	226	210	175
	4 mm	248	262	217	218	242	182
	6 mm	217	251	219	221	217	182
	8 mm	248	263	221	226	245	175
	NÚCLEO	234	254	226	244	254	189

Tabela (14) - Composição química e dureza HB do laminado ABNT-1020 de - Ø 20,64 mm, trefilado para Ø 17,90 mm em diferentes temperaturas, apresentando cotas finais trefiladas e valores correspondentes às durezas HB e microdurezas HV.

<u>ABNT 1045</u>					
Ø LAMINADO	Ø 20,64mm				
COMPOSIÇÃO QUÍMICA	% C - 0,49 % Si - 0,23 % Mn - 0,79 % P - 0,028 % S - 0,016				
DUREZA HB	SUPERFÍCIE - 185 1/2 RAI0 - 196-200 NÚCLEO - 196				
Ø TREFILADO (mm)	17,80	17,86	17,88	17,89	
°C TREFILADA	320	210	100	20	
% REDUÇÃO	25,63	25,12	24,96	24,87	
DUREZA - HB	SUPERF.	258	235	230	226
	1/2 RAI0	290	273	258	252
	NÚCLEO	296	273	265	265
MICRODUREZA - HV - 9,8N	2 mm	317	288	278	276
	4 mm	303	288	266	276
	6 mm	305	293	276	276
	8 mm	317	297	285	290
	NÚCLEO	313	303	279	262

Tabela (15) - Composição química e dureza HB do laminado ABNT-1045 de - Ø 20,64 mm, trefilado para Ø 17,90 mm em diferentes temperaturas, apresentando cotas finais trefiladas e valores correspondentes às durezas HB e microdurezas HV.

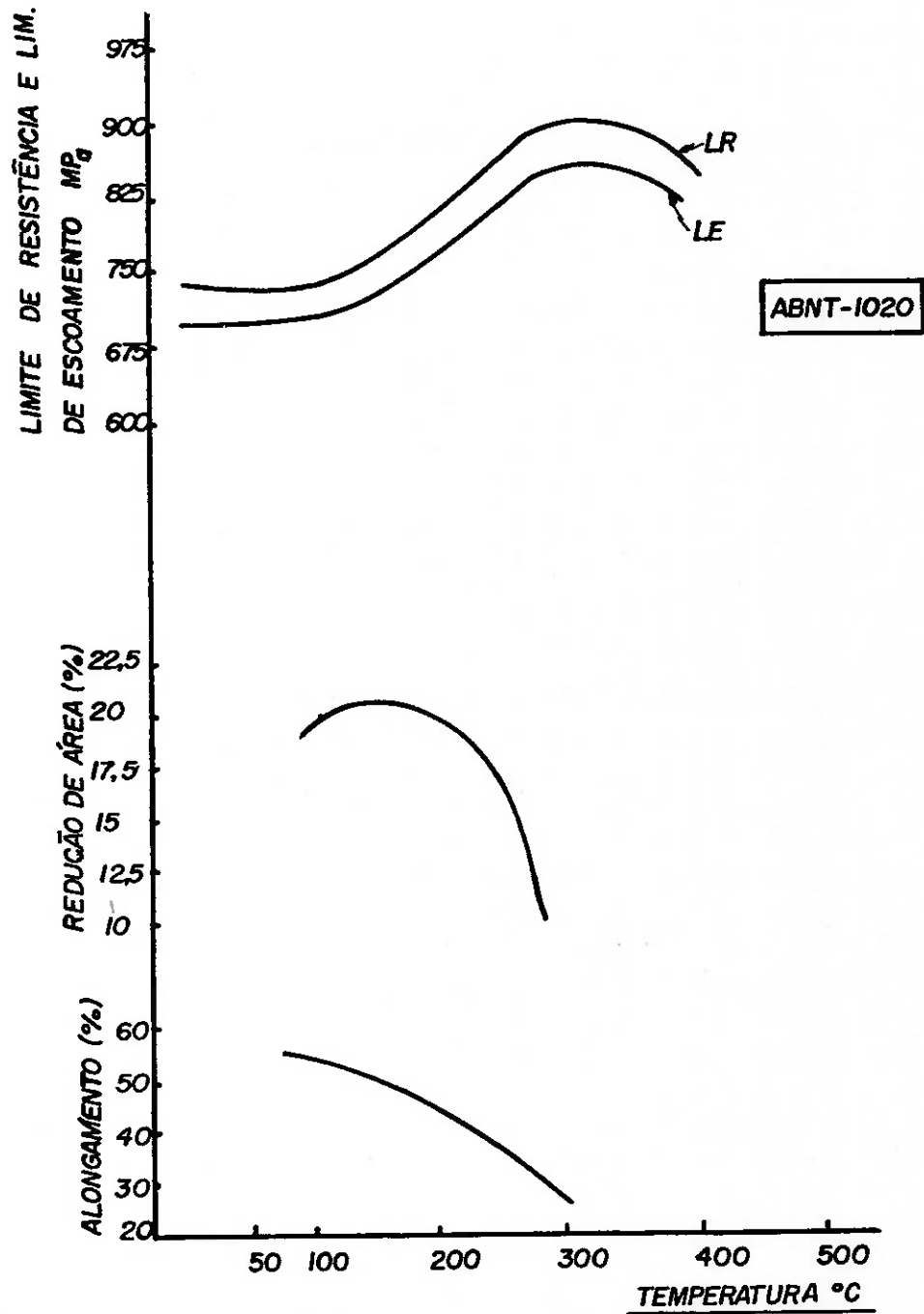


Figura (41) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1020 ϕ 17,90 mm, taxa de redução de 25% em diferentes temperaturas de processo.

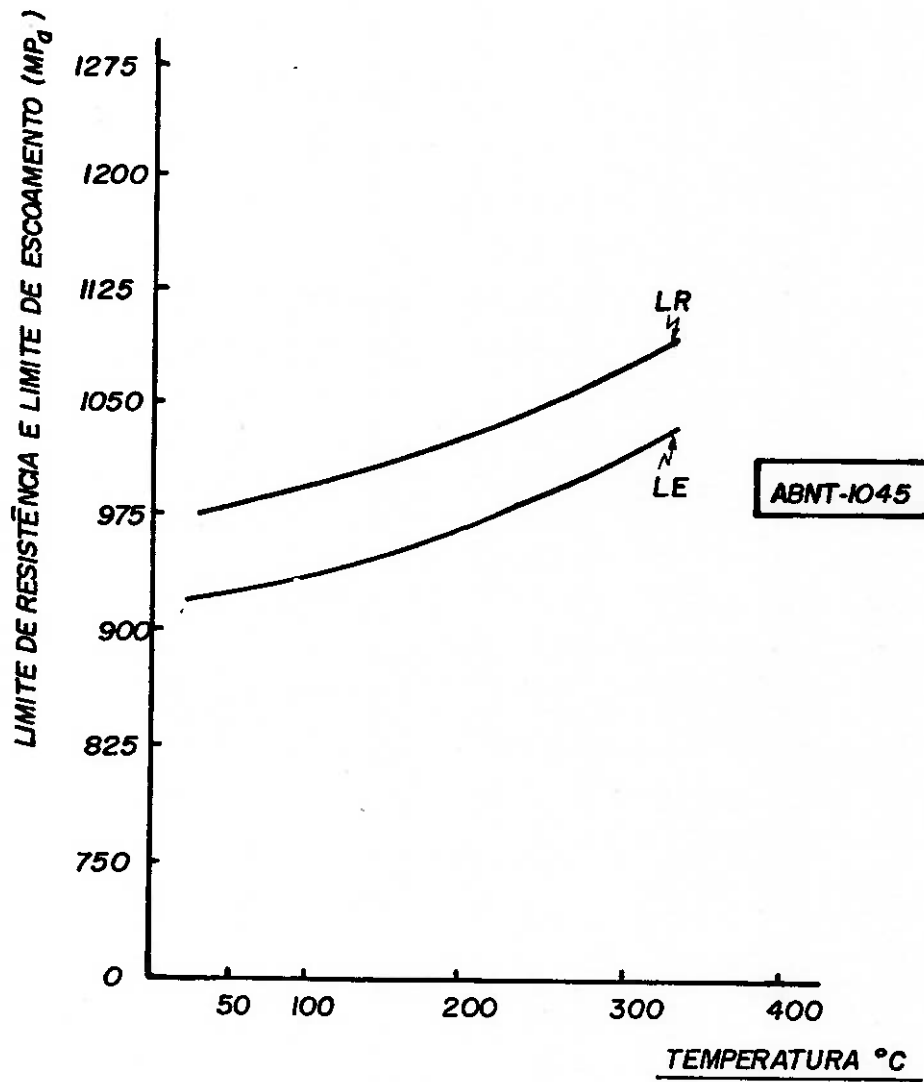


Figura (42) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1045 \varnothing 17,90 mm, taxa de redução de 25% em diferentes temperaturas de processo.

IV.2.2 - RESULTADOS DOS ENSAIOS METALGRÁFICOS

Com a mesma prática metalográfica desenvolvida na 1ª) Fase Experimental, anexamos as Figuras de (43) até (51), relativas aos corpos de prova dos materiais laminados e trefilados ABNT-1020 e ABNT-1045 nas suas diferentes temperaturas de processo, tomadas, tanto longitudinalmente como transversalmente, a meio raio.

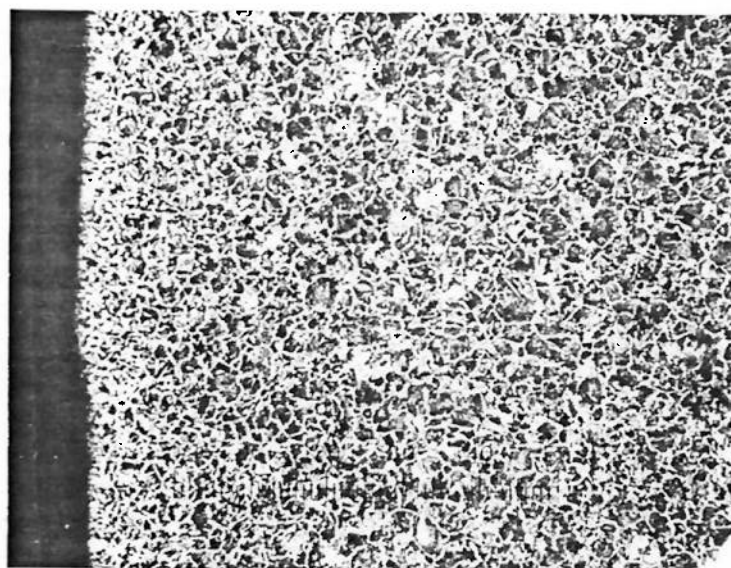


Figura (43) - Aço laminado ABNT-1045, transversal 100 X, ataque Nital 3%.

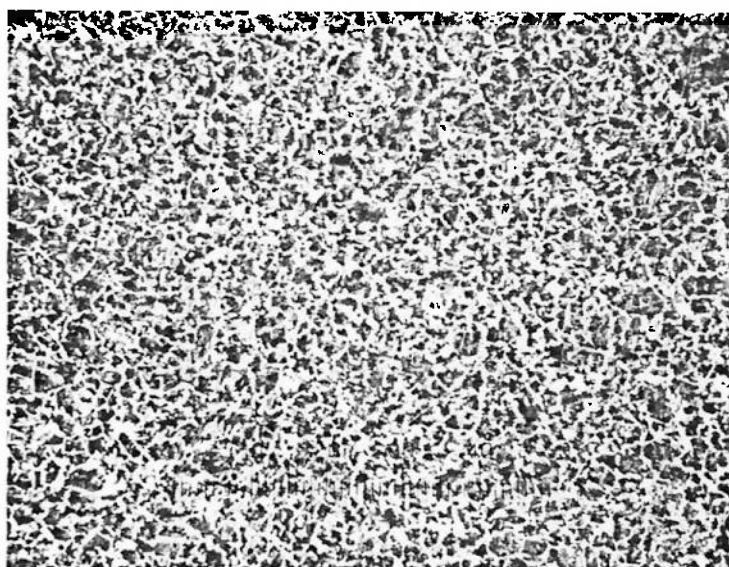


Figura (44) - Aço trefilado ABNT-1045, na temperatura de 20°C, transversal 100 X, ataque Nital 3%.

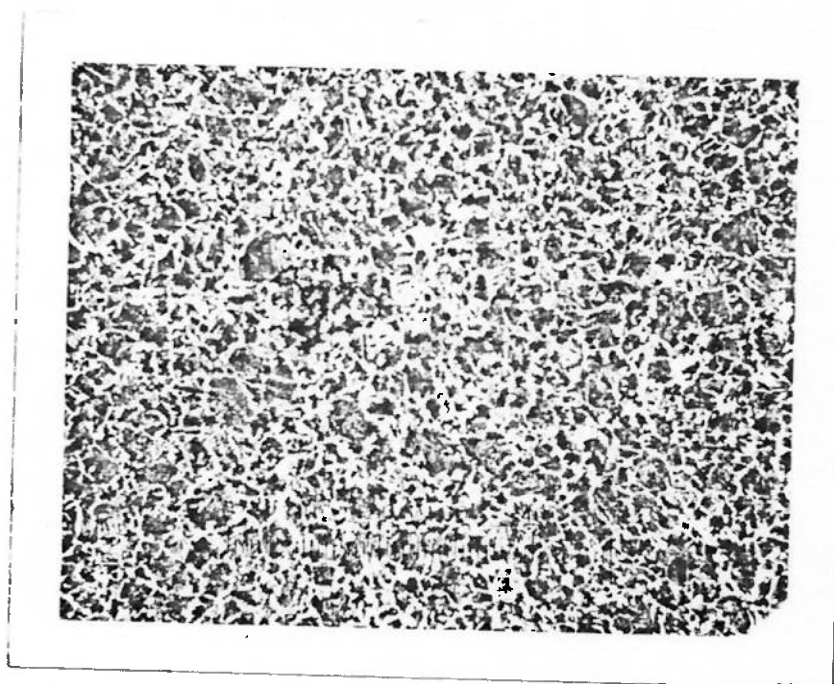


Figura (45) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 100°C, transversal 100 X, ataque Nital 3%.

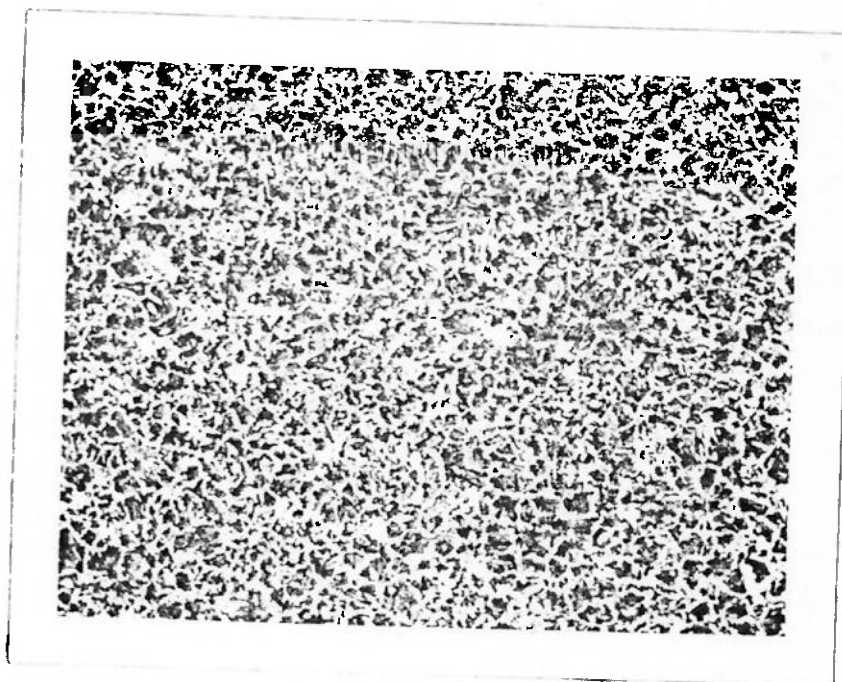


Figura (46) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 210°C, transversal 100 X, ataque Nital 3%.

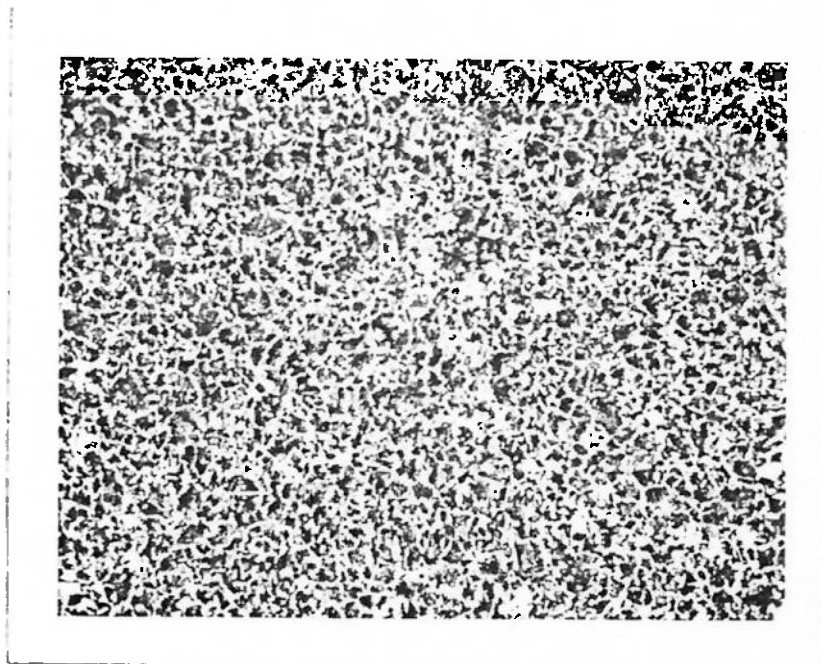


Figura (47) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 320°C, transversal 100 X, ataque Nital 3%.

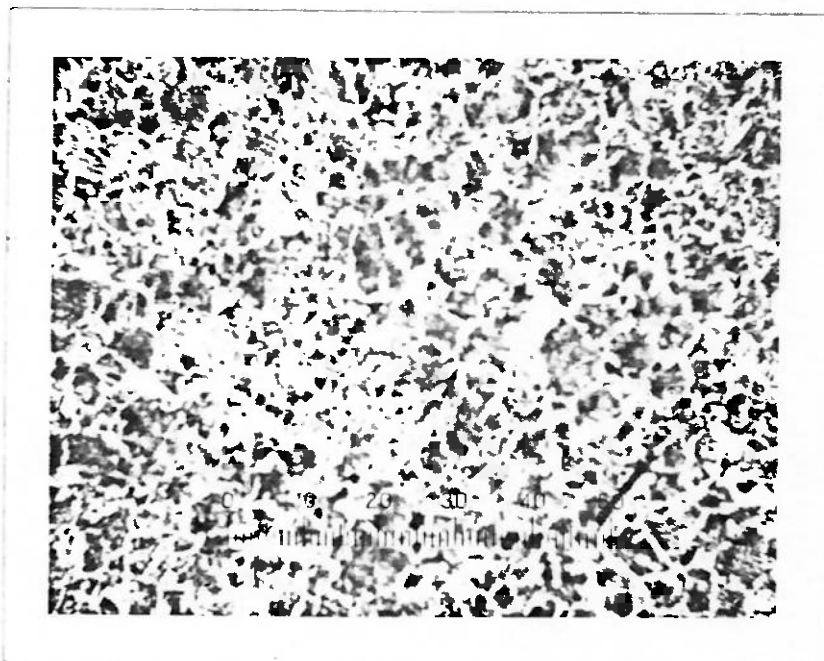


Figura (48) - Aço laminado ABNT-1045, longitudinal 100 X, ataque Nital 3%.

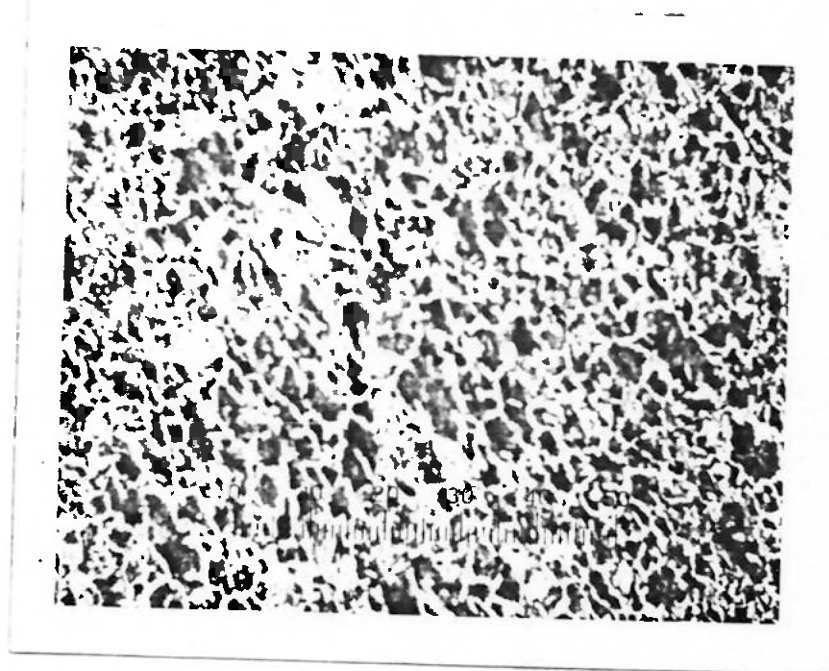


Figura (49) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 100°C, longitudinal 100 X, ataque Nital 3%.

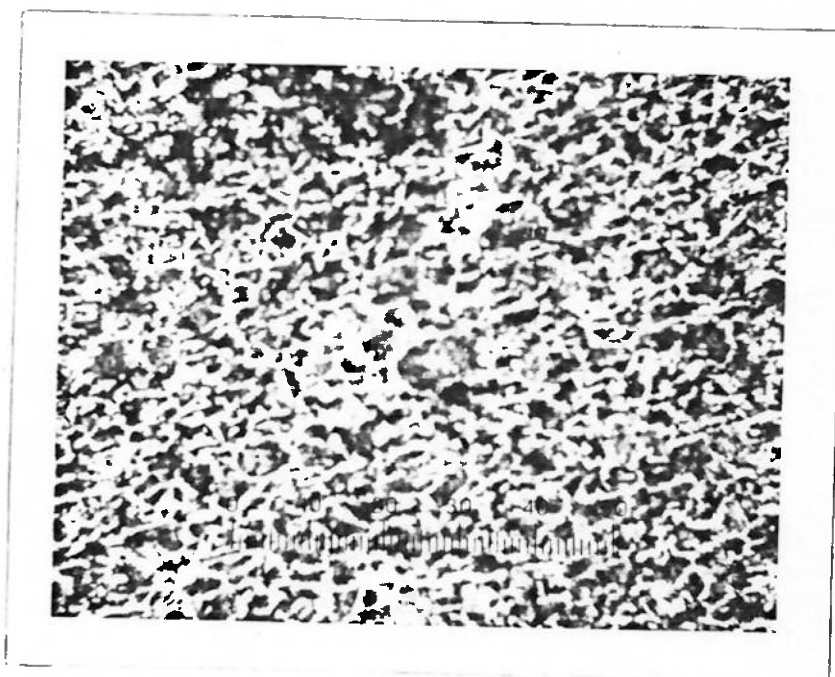


Figura (50) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 210°C, longitudinal 100 X, ataque Nital 3%.

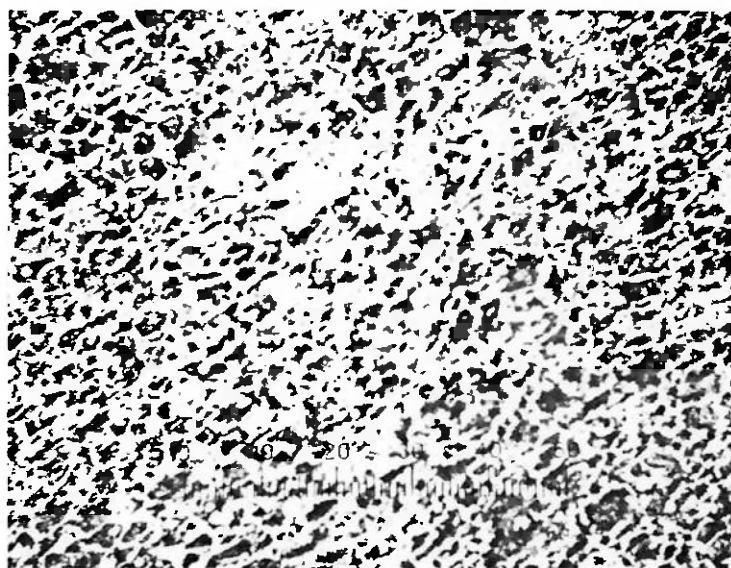


Figura (51) - Aço trefilado ABNT-1045 na temperatura de 320°C, longitudinal 100 X, ataque Nital 3%.

IV.3 - 3ª) FASE EXPERIMENTAL

Nessa 3ª) fase, procuramos estabelecer condições processuais utilizadas normalmente pelos trefiladores, ou seja, reduções por passe da ordem de 3,17 mm (1/16") e velocidade de operação de 16,6 m/min.

Fixamo-nos novamente nos materiais ABNT-1020 e 1045, com bitola laminada de \varnothing 20,64 mm (\varnothing 13/16") e trefilada de \varnothing 19,05 mm (\varnothing 3/4").

Os corpos de prova foram todos extraídos de uma mesma barra laminada para se evitar o problema de variações nas composições químicas e propriedades mecânicas.

O ABNT-1020, no estado laminado, apresentou-se com as seguintes características:

- Composição Química

C	-	0,22
Si	-	0,28
Mn	-	0,58
P	-	0,040
S	-	0,016

- Características Mecânicas

- limite de resistência	:	529 N/mm ²
- limite de escoamento	:	408 N/mm ²
- alongamento	:	48,8 %
- estrição	:	61,4 %

O ABNT-1045, da mesma forma, no estado laminado apresentou-se com as seguintes características:

- Composição Química

C	-	0,46
Si	-	0,24
Mn	-	0,84
P	-	0,030
S	-	0,018

- Características Mecânicas

- limite de resistência	:	714 N/mm ²
- limite de escoamento	:	423 N/mm ²
- alongamento	:	35,2 %
- estrição	:	45,0 %

As temperaturas ensaiadas foram respectivamente de: - 20°C, 150°C, 250°C, 350°C e 450°C.

IV.3.1 - RESULTADOS DOS ENSAIOS MECÂNICOS

Os resultados experimentais estão retratados nos gráficos das Figuras (52) e (53).

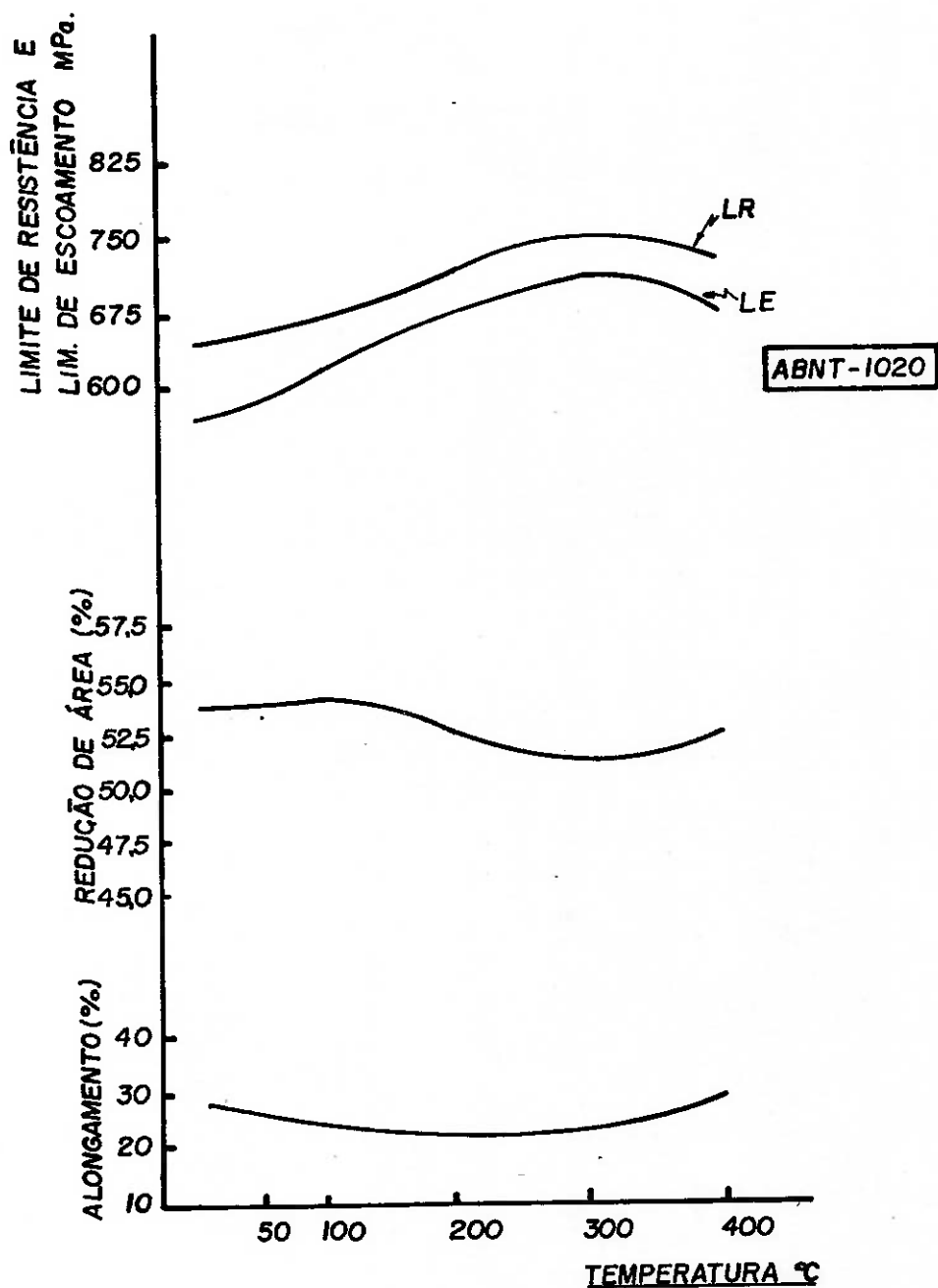


Figura (52) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1020, ϕ 19,05 mm, em diferentes temperaturas de processo e velocidade de trefilação de 16,6 m/min.

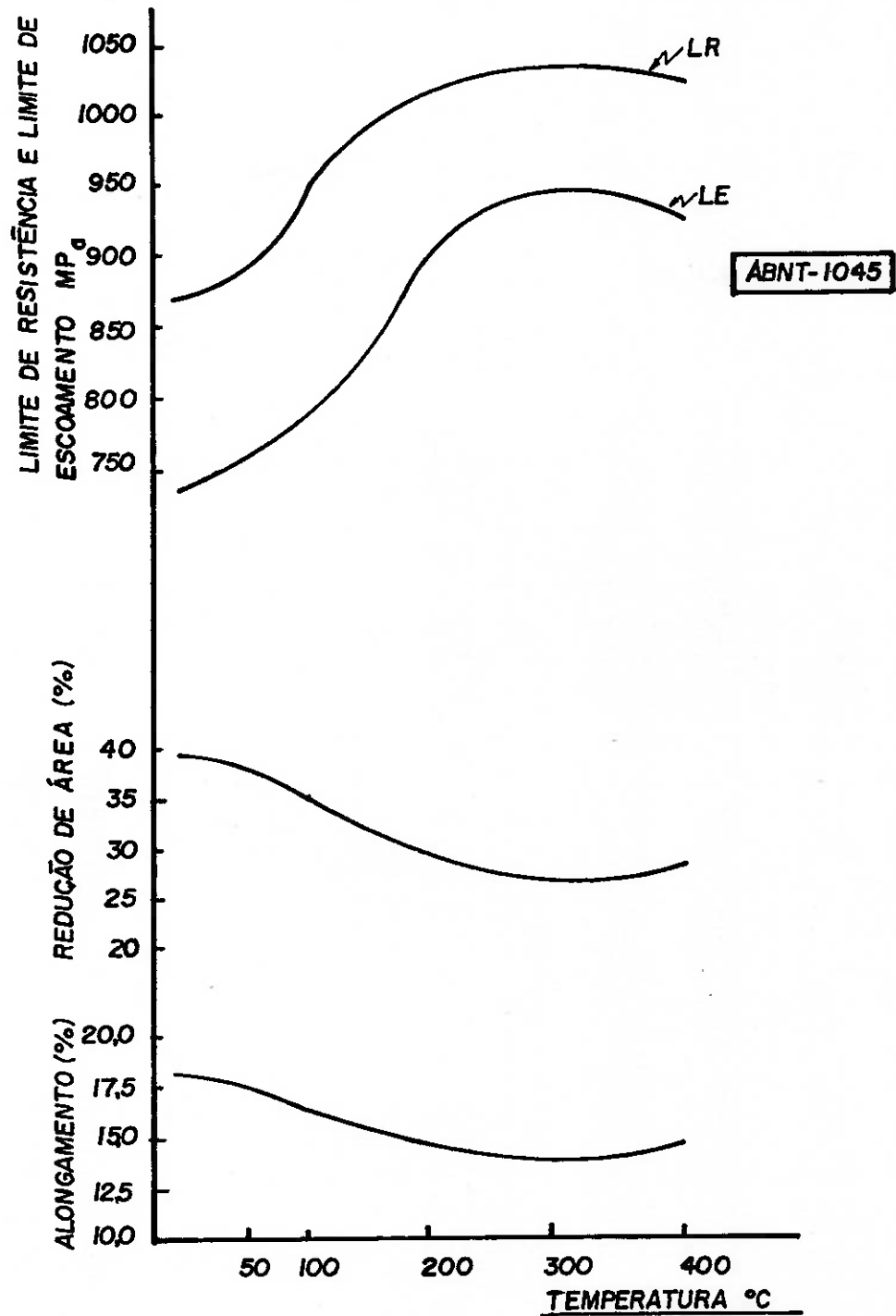
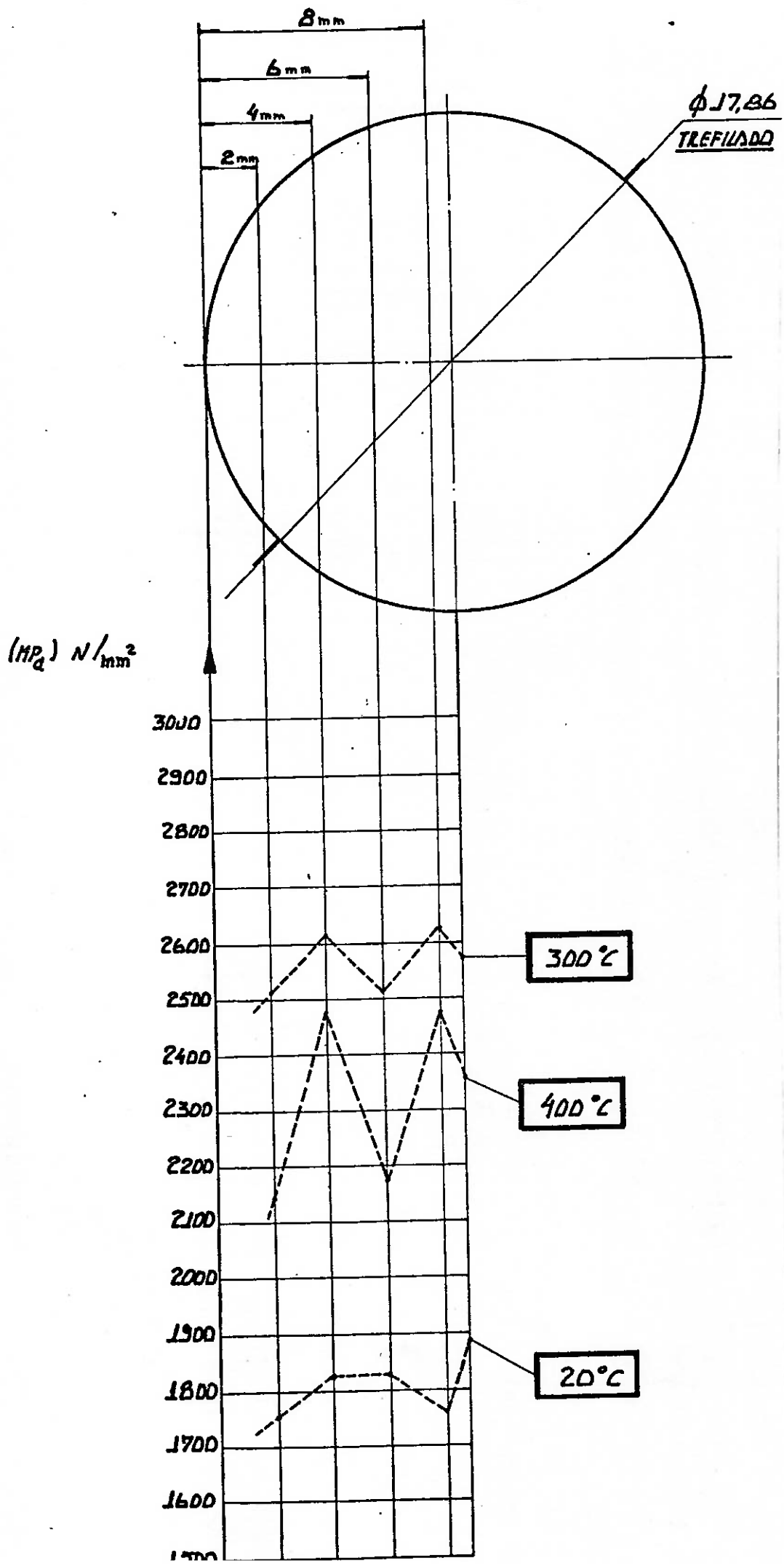


Figura (53) - Propriedades mecânicas do aço trefilado ABNT-1045, ϕ 19,05 mm, em diferentes temperaturas de processo e velocidade de trefilação de 16,6 m/min.

IV.4 - 4ª) FASE EXPERIMENTAL

Determinação de microdurezas do material SAE-1020 - da 3ª Fase Experimental e metalografias (transversais e longitudinais), do material SAE-1045, trefilados nas temperaturas de 20°C, 300°C e 400°C. Os resultados obtidos dessas metalografias estão reproduzidos nas Figuras de (55) a (60), com ampliações de 1000X e a microdureza no gráfico da Figura (54).



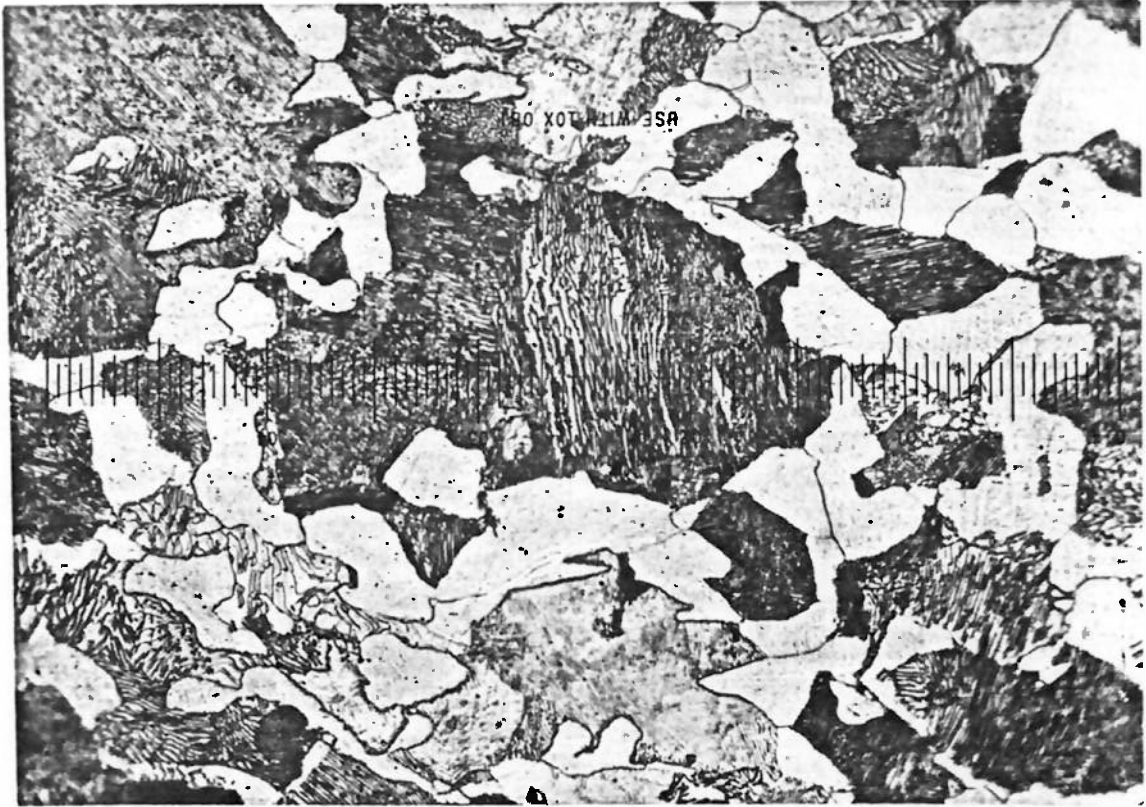


Figura (55) - ABNT-1045 (1.000 X) longitudinal - Trefilado - 20°C.

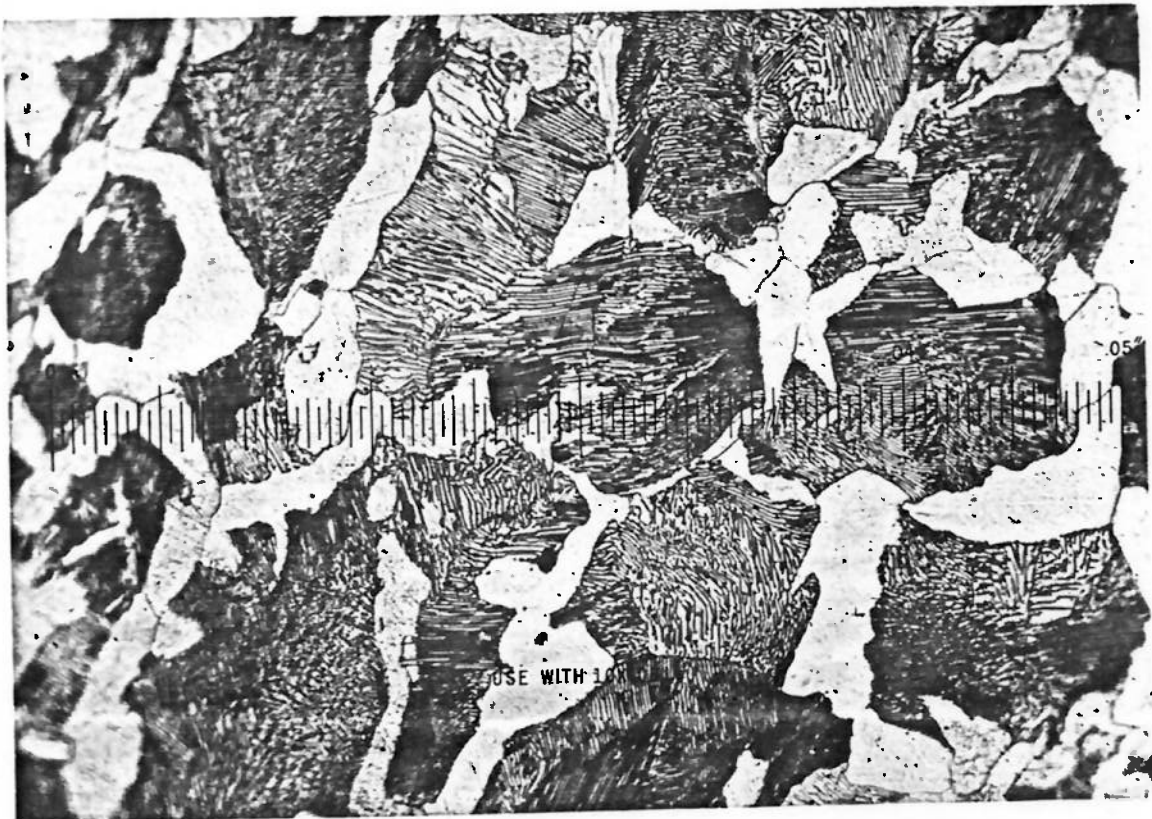


Figura (56) - ABNT-1045 (1.000 X) longitudinal - Trefilado - 300°C.



Figura (57) - ABNT-1045 (1.000 X) longitudinal - Trefilado - 400°C.

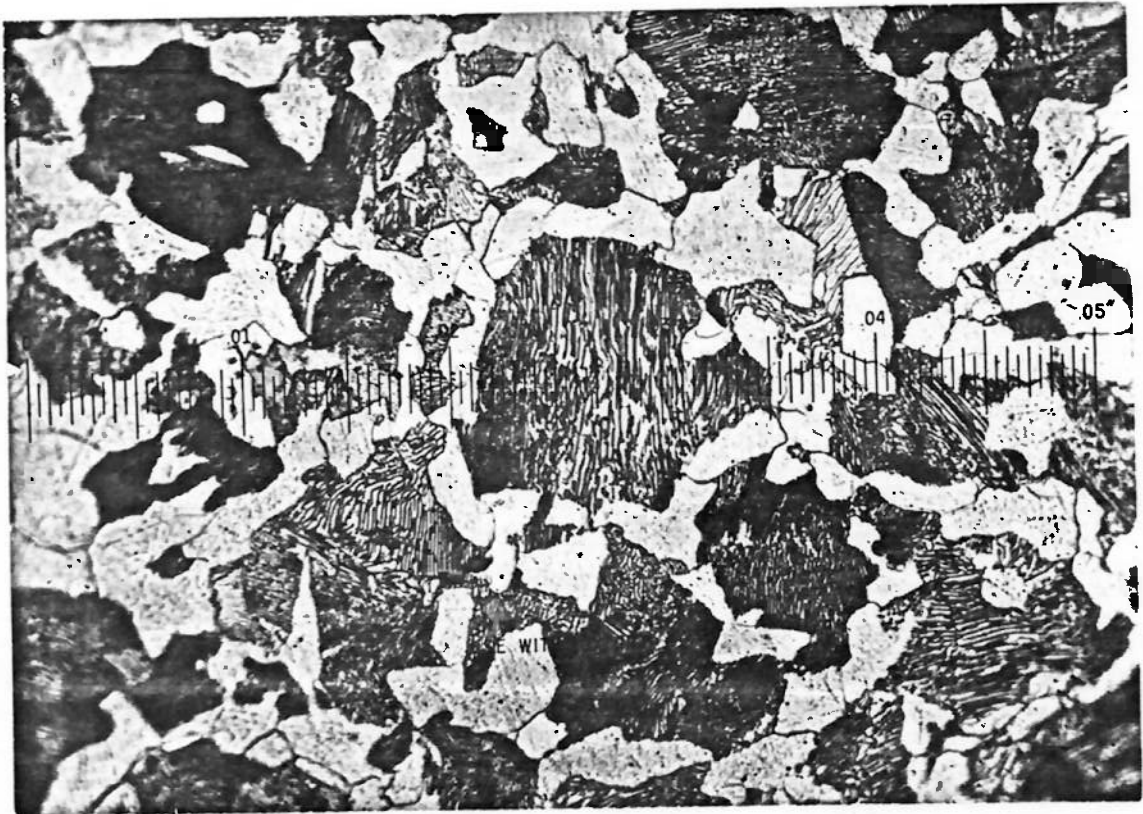


Figura (58) - ABNT-1045 (1.000 X) transversal - Trefilado - 20°C.

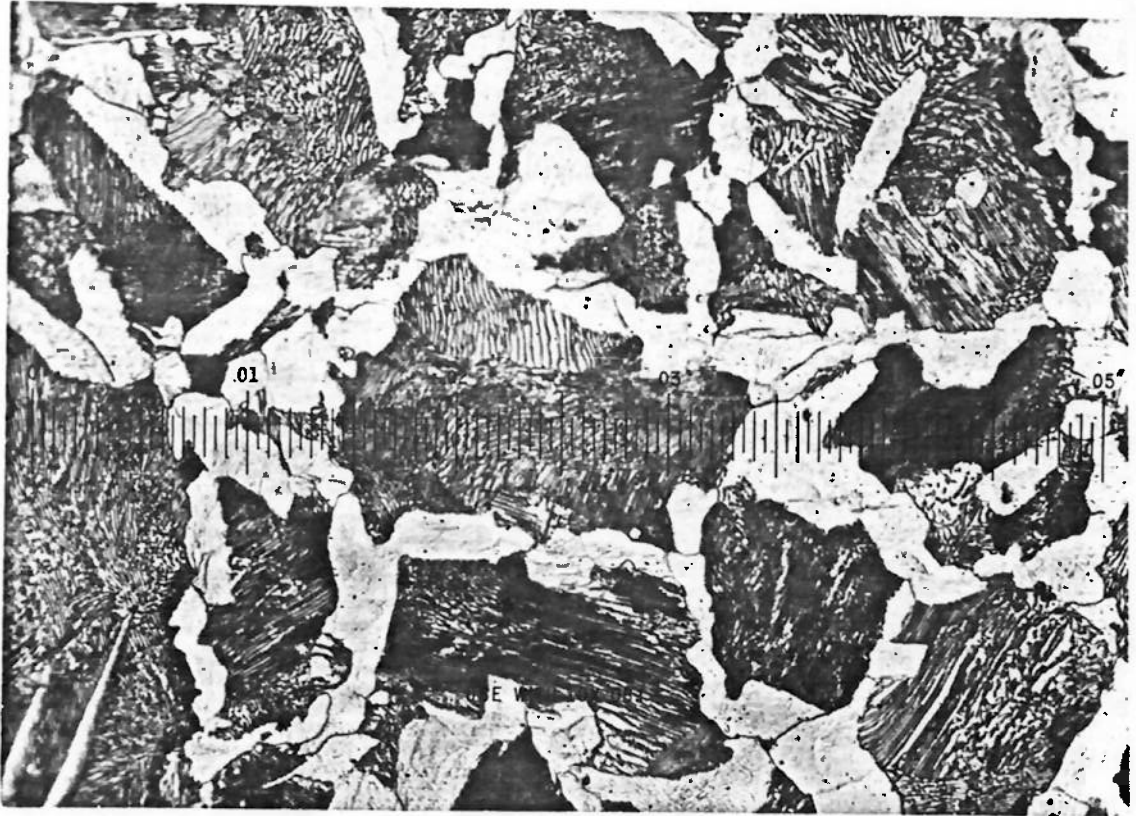


Figura (59) - ABNT-1045 (1.000 X) transversal - Trefilado - 300°C.



Figura (60) - ABNT-1045 (1.000 X) transversal - Trefilado - 400°C.

IV.5 - 5a) FASE EXPERIMENTAL

Nessa 5a) fase experimental, objetivou-se confrontar a trefilação a média temperatura com o mesmo material trefilado a frio e, em seguida, beneficiado nas mesmas temperaturas da trefilação a quente.

Para tanto, tomamos um material de baixo carbono, o aço SAE-1020, laminado a quente, na bitola de $\varnothing 20,64$ mm ($\varnothing 13/16$ "), trefilando-o para a bitola de $\varnothing 19,05$ mm ($\varnothing 3/4$ ").

Desse confronto, resultou o gráfico comparativo da Figura (61).

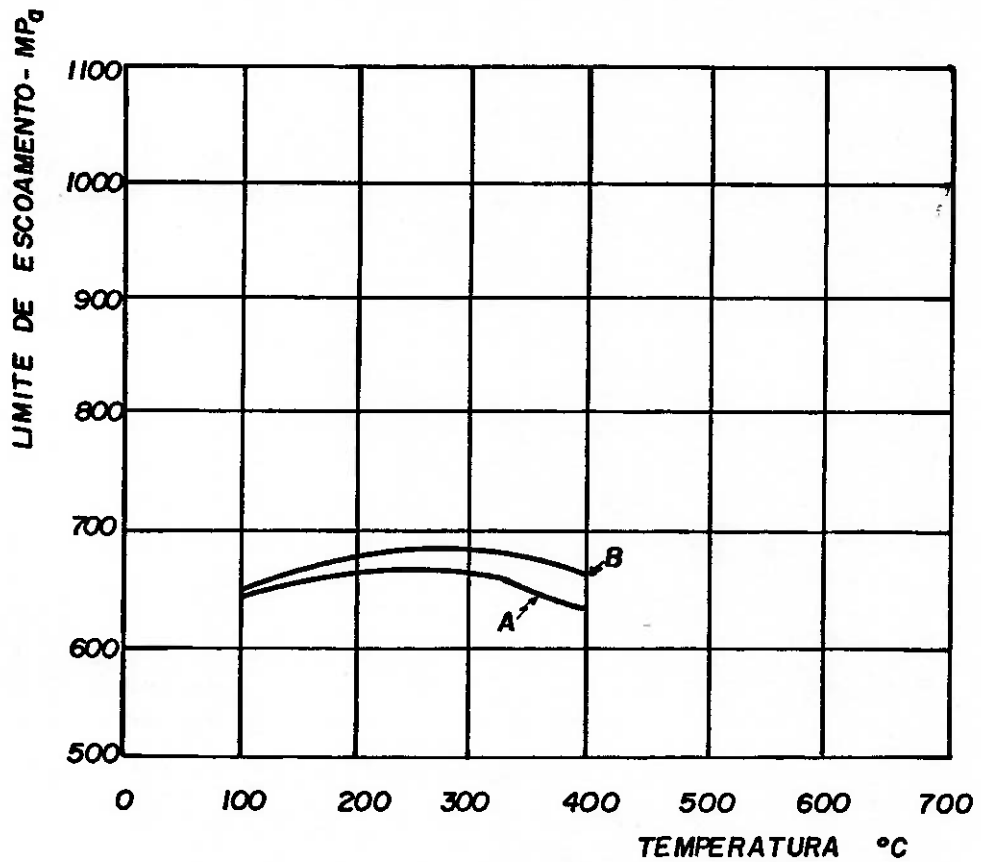
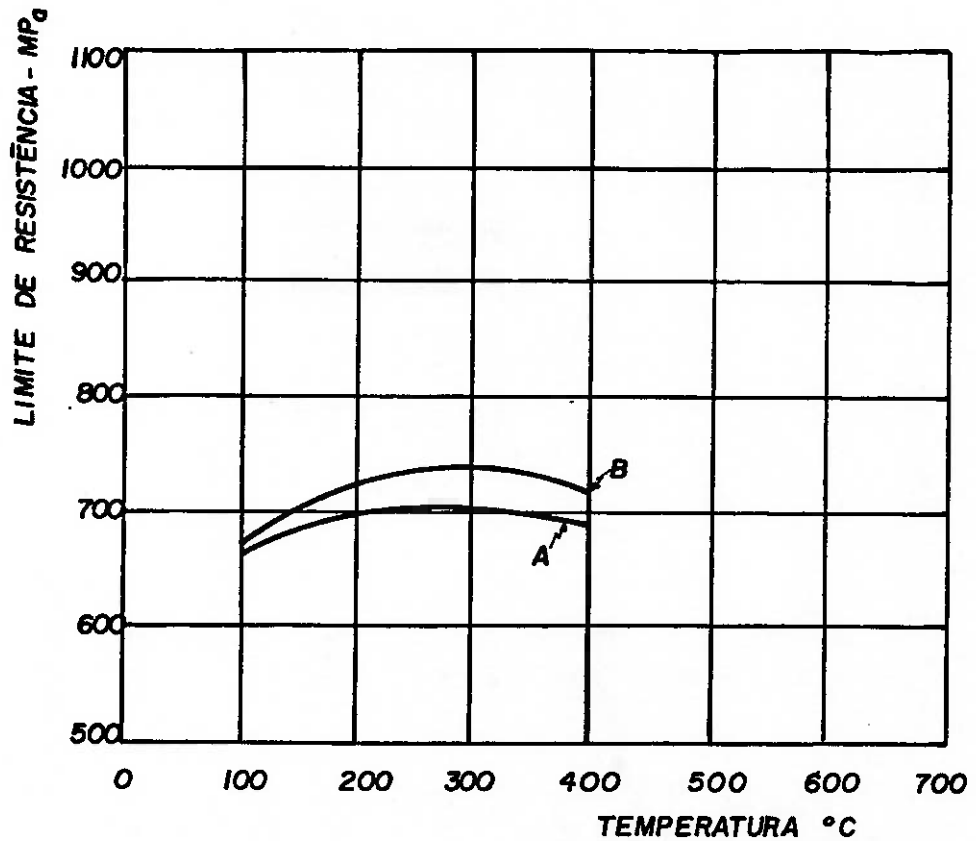


Figura (61) - Propriedades mecânicas, Limite de Resistência (LR) e Limite de Escoamento (LE) do aço trefilado ABNT 1020, \varnothing 19,05 mm [A - trefilado a frio com alívio de tensões; B - trefilado à média temperatura].

IV.6 - 6a) FASE EXPERIMENTAL (Balanço Energético)

A necessidade do trabalho a quente exigirá, naturalmente, uma certa quantidade de energia (E_A) para elevar a temperatura do material de t_0 (temperatura ambiente) até a temperatura de processamento ($\approx 300^\circ\text{C}$) (t_p).

Admitindo-se que esse aquecimento seja feito através de bobinas de indução, montadas convenientemente no processo, permitindo um trabalho contínuo de alimentação na máquina trefiladora, a energia de aquecimento E_A necessária (24) (25) poderá ser dada pela expressão:

$$E_A = \frac{D_g \cdot A + P_v}{\eta_{el}}$$

Sendo:

E_A = potência absorvida em KW

D_g = volume de material aquecido por hora (kg/h)

A = entalpia correspondente ao aumento de temperatura em KWh/kg

P_v = perdas térmicas em KW

η_{el} = fator de rendimento considerando as perdas do sistema elétrico.

O consumo específico de energia elétrica será:

$$C_{esp} = \frac{E_A}{D_g} \text{ em KWh/kg}$$

Se conseguirmos manter a energia aplicada por volume - de material constante, teremos em tempos iguais, valores idênticos - de aumento de temperatura.

De outro lado, temos um ganho de energia (E_B) determinado pela redução da força de trefilação (F_T) e, portanto, da potência trefiladora (N_T) determinada pelo aquecimento do material à temperatura (t_p) que oferecerá, naturalmente, uma resistência menor à deformação plástica.

Esse ganho de energia foi determinado experimentalmente, medindo-se a potência consumida em KW, nas várias temperaturas - de trabalho, com o mesmo material, mesma taxa de redução, mesmo meio lubrificante, mesma fieira com igual configuração geométrica, mesma velocidade de trefilação e mesmo equipamento.

Experimentalmente obtivemos, trefilando o material SAE 1020, de $\varnothing 20,64$ mm para $\varnothing 19,05$ mm, o seguinte quadro:

Temperatura de Processo ($^{\circ}$ C)	Potência Consumida (KW)
20 $^{\circ}$ C	19,2
300 $^{\circ}$ C	17,8

Nos fixamos em 300 $^{\circ}$ C pois é em torno dessa temperatura que se conseguem as melhores propriedades mecânicas.

A diferença ($\Delta KW = 1,4$ KW) encontrada, de certo modo, contribui para atenuar o custo de aquecimento para o trabalho a quente, pois representa uma economia da ordem de 7,2%.

Se confrontarmos agora a trefilação a média temperatura com a trefilação a frio e posterior beneficiamento, além das vantagens maiores oferecidas pelo trabalho a quente (média temperatura) teremos uma vantagem energética correspondente ao ΔKW , pois, entendendo que o beneficiamento seja feito na mesma temperatura do processo a quente, aquecimento indutivo, o consumo de energia deverá ser o mesmo dado por E -

IV.7 - 7a) FASE EXPERIMENTAL

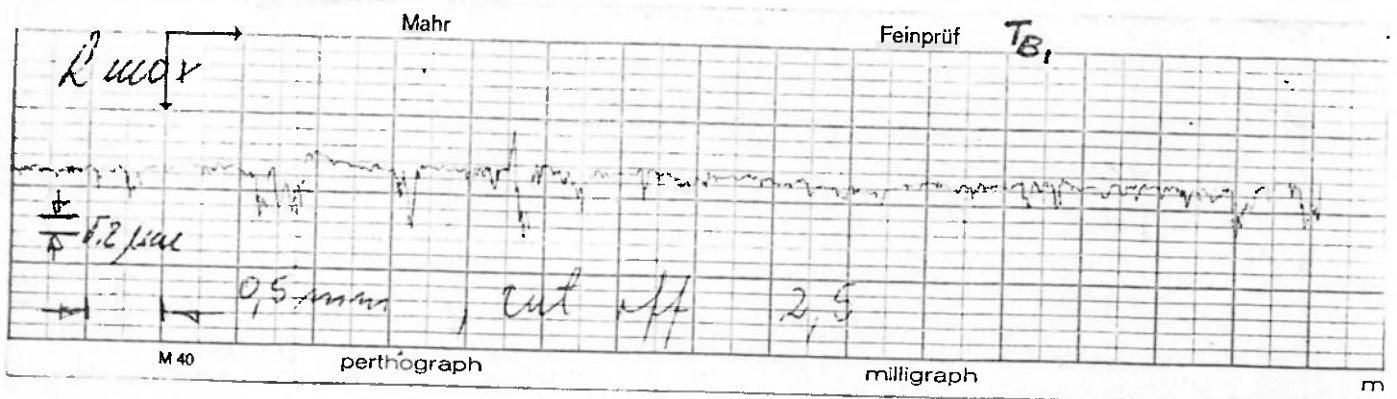
Nesta fase experimental, houve a preocupação de se estabelecer um controle dimensional dos materiais trefilados nas diferentes temperaturas de trefilação.

Das diferentes barras trefiladas, partindo de um laminado SAE-1020 de \varnothing 20,64 mm para um trefilado nominal de \varnothing 19,05 mm, constatamos os seguintes valores médios trefilados nas diferentes temperaturas, como mostra o quadro abaixo:

Temperatura de Trefilação (°C)	Bitola Trefilada (mm)
20	19,04
100	19,02
200	19,00
300	18,97

O desvio dimensional determinado pela norma EB-551 para a bitola de 19,05, enquadrada no campo dimensional de 18,00 a 30,00 mm é de 0 até 130 μ m, atendendo a especificação ISO h 11 para produtos trefilados.

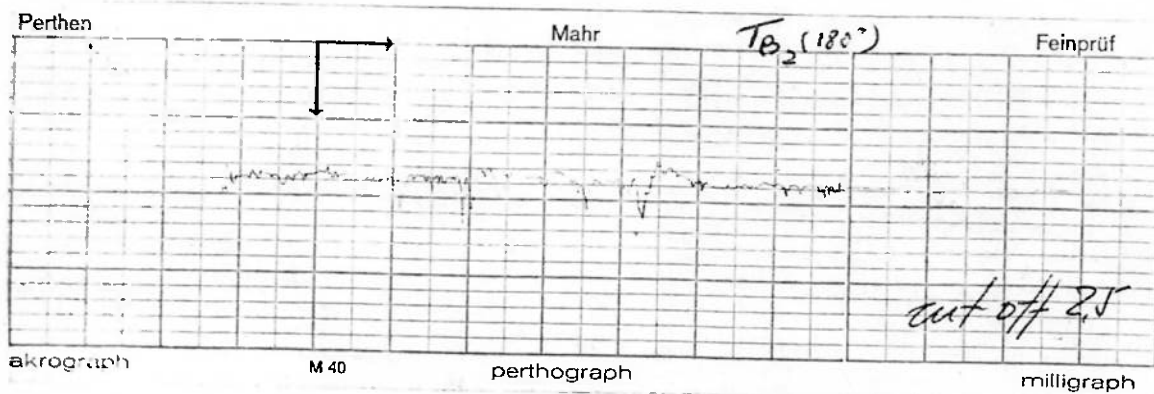
No que se refere ao acabamento superficial, utilizamos de um rugosimento Talysurf nº. 10 e determinamos as rugosidades do produto trefilado SAE-1020 de \varnothing 19,05 mm processado nas temperaturas de 20°C e 300°C, conforme resultados anexos.



∅ 19,05 mm (SAE-1020) - trefilado a 20°C

CUT OFF → 2,5

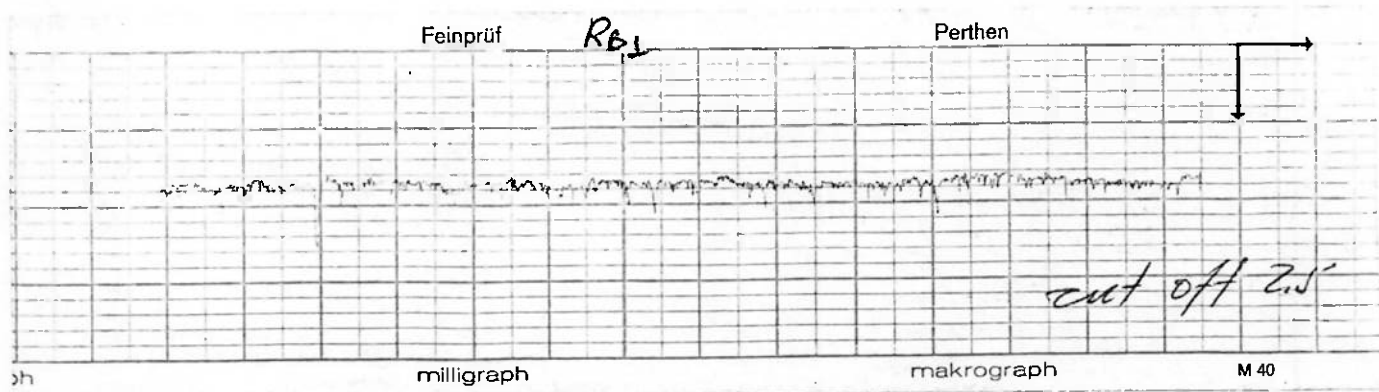
R_a = 0,7 μ



CUT OFF → 2,5

R_a = 0,4 μ

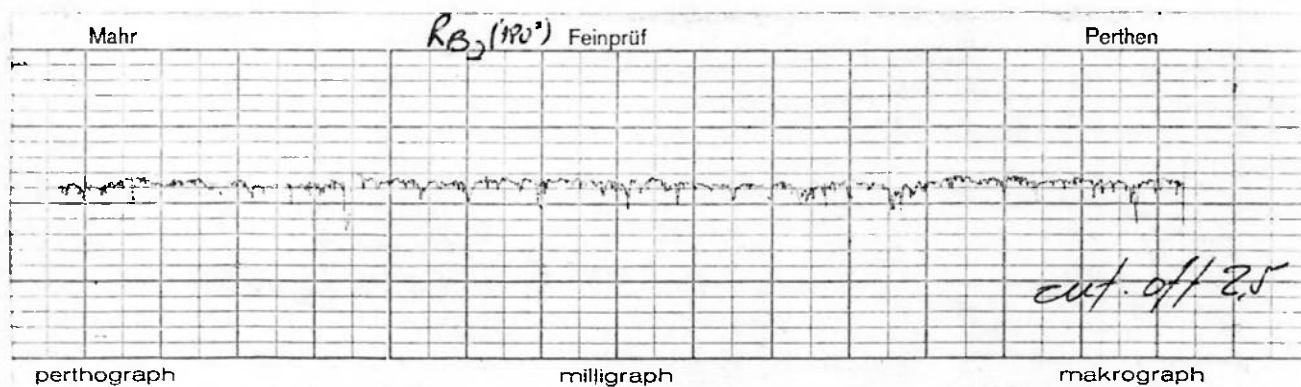
Rugosimento Talysurf nº. 10



Ø 19,05 mm (SAE-1020) - trefilado a 300°C

CUT OFF → 2,5

$R_a = 0,52 \mu$



CUT OFF → 2,5

$R_a = 0,8 \mu$

Rugosimento Talysurf nº. 10

C A P Í T U L O V

V - DISCUSSÃOV.1 - RESULTADOS ENERGÉTICOS

Conforme descrito na 6ª) Fase Experimental, as potências consumidas na trefilação do SAE-1020 de \varnothing 20,64 mm (laminado) para \varnothing 19,05 mm (trefilado), caracterizaram um ganho de potência da ordem de 7,2% em favor do trefilado a temperatura de 300°C contra o trefilado a temperatura ambiente (20°C).

Esse ganho de energia se verificou, processando-se o mesmo material (SAE-1020), com mesma taxa de redução, mesmo meio lubrificante, mesma fieira de trefilação e mesma velocidade de trefilação.

Com auxílio do critério de Geleji e utilizando-se dos valores de potência em KW medidas na trefilação do SAE-1020 de \varnothing 20,64mm laminado para \varnothing 19,05 mm trefilado nas temperaturas de 20°C e 300°C, procuramos determinar os valores correspondentes às resistências médias à deformação (K_m), para as mesmas condições de rendimento mecânico do equipamento trefilador e compará-los com os apresentados por Suzuki e outros, em função da taxa de deformação média ($\dot{\epsilon}$).

Determinação de K_m (trefilação a 20°C)

- Material

\varnothing 20,64 mm laminado SAE-1020

\varnothing 19,05 mm trefilado a 20°C

- Fieira

α = ângulo de entrada = 70°

μ = coeficiente de atrito = 0,05

- Redução (%)

$$R = \frac{A_1 - A_2}{A_1} \times 100$$

$$A_1 = 334,58 \text{ mm}^2$$

$$A_2 = 285,02 \text{ mm}^2$$

$$R = 14,8\%$$

O valor de K_m é dado pela expressão (vide capítulo I.1.1.a.4) - equação (3)) :

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

Sendo que K_{fm} é dado por:

$$K_{fm} = \frac{\sigma_{esc1} + \sigma_{esc2}}{2}$$

onde:

$$\sigma_{esc1} = \text{antes de entrar na fieira}$$

$$\sigma_{esc2} = \text{depois de sair da fieira}$$

Neste caso, temos (dados relativos a 3ª Fase Experimental):

$$\sigma_{esc1} = 408 \text{ N/mm}^2 \text{ (laminado)}$$

e

$$\sigma_{esc2} = 585 \text{ N/mm}^2 \text{ (trefilado a } 20^\circ\text{C) (Figura (52))}$$

portanto,

$$K_{fm} = \frac{408 + 585}{2} = 496,5 \text{ N/mm}^2$$

Como o valor de Q é dado por:

$$Q = \frac{A}{\sin \alpha} = \frac{A_1 - A_2}{\sin \alpha} = \frac{49,56}{0,122} = 406,9$$

teremos:

$$K_{m_{20^{\circ}\text{C}}} = \frac{496,5 (1 - 0,385 \times 0,122)}{1 + \frac{49,56 + 0,05 \times 406,9}{2 \times 285,02}} = 421,5 \text{ N/mm}^2$$

Determinado o valor de K_m , procuraremos determinar a componente de tração, ou seja, o esforço trefilador (F_T).

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

$$F_T = 421,5 (49,56 + 0,05 \times 406,9) + 0,77 \times 496,5 \times 285,02 \times 0,122$$

$$F_T = 42.758,6 \text{ N}$$

Como a operação se realizou com velocidade de 16,6 m/min, temos que a potência de trefilação será dada por:

$$N = \frac{F_T \times V}{60 \times 102 \times 9,8} \text{ (KW) (vide capítulo I.1.2 - equação (1)) .}$$

$$N = \frac{42.758,6 \times 16,6}{60 \times 102 \times 9,8} = 11,83 \text{ KW}$$

Como, a potência média efetiva medida a 20°C foi de - 19,2 KW, concluímos que o rendimento mecânico do equipamento trefilador foi de 61,6%.

Para a trefilação efetuada a 300°C a leitura do wattímetro acusou 17,8 KW que corresponde ao rendimento mecânico de 61,6%, uma potência consumida na deformação de $0,616 \times 17,8 \text{ KW} = 10,96 \text{ KW}$.

$$\text{Como, } N = \frac{F_T \times V}{60 \times 102 \times 9,8} \text{ (KW)}$$

$$\text{e } V = 16,6 \text{ m/min}$$

$$\begin{aligned} F_{T_{300^\circ\text{C}}} &= \frac{60 \times 102 \times 9,8 \times 10,96}{16,6} \\ &= 39.598,6 \text{ N} \end{aligned}$$

Poderemos agora, determinar o novo valor de K_m a 300°C.

Temos que:

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

e

$$K_{fm} = \frac{408 + 700}{2} = 554 \text{ N/mm}^2$$

portanto,

$$\boxed{K_{m_{300^\circ\text{C}}} = 354,2 \text{ N/mm}^2}$$

Esses valores de K_m a 20°C e 300°C, são perfeitamente compatíveis com os apresentados por Suzuki e outros (26), dados em função da deformação natural em porcentagem e da taxa de deformação média expressa em seg^{-1} .

Para o caso em questão, determinamos a deformação natural como sendo:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon &= l_n \frac{1}{1 - R} \\ R &= 14,8\% \end{aligned} \right\} \boxed{\varepsilon = l_n \frac{1}{1 - 0,148} = 0,16}$$

e a taxa de deformação média como:

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{4 \cdot D_e^2 \cdot V \cdot \operatorname{tg} \alpha}{(D_e - d_s)^{1,5}}$$

para:

$$D_e = 20,64 \text{ mm}$$

$$d_s = 19,05 \text{ mm}$$

$$V = 16,6 \text{ m/min}$$

$$\alpha = 7^\circ$$

$$\dot{\varepsilon}_m = 7,4 \text{ seg}^{-1}$$

Para essa condição de $\varepsilon = 0,16$ e $\dot{\varepsilon}_m = 7,4 \text{ seg}^{-1}$, no diagrama de Suzuki e outros (anexo) para o material SAE-1015, observamos nas temperaturas oferecidas de 20°C , 300°C , 600°C e 1.000°C , que os valores encontrados para $K_{m20^\circ\text{C}}$ e $K_{m300^\circ\text{C}}$, são perfeitamente razoáveis. (Figura (52))

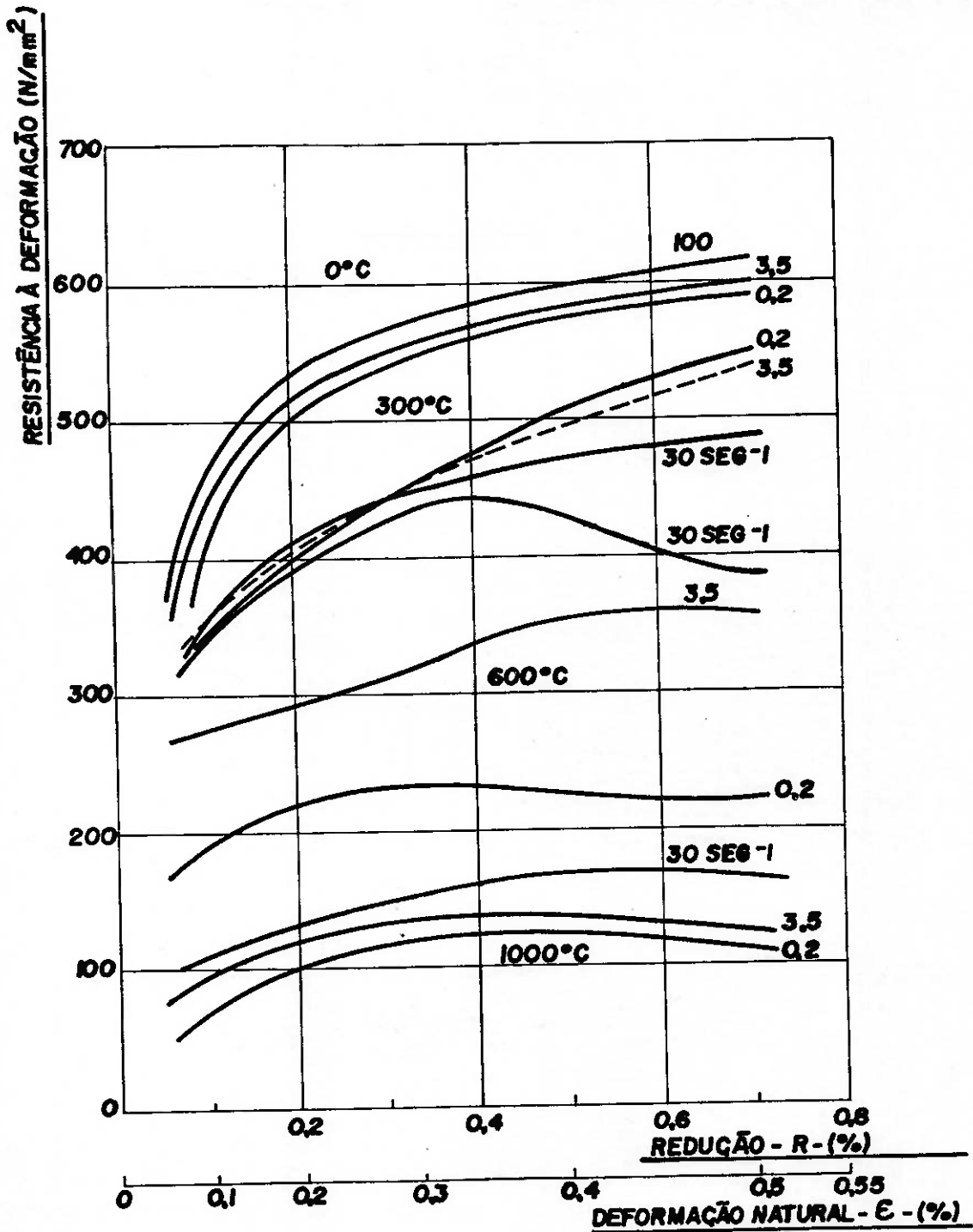


Figura (62) - Valores de resistência à deformação (N/mm^2) em função da deformação natural ϵ (%) para diferentes taxas de deformação média $\dot{\epsilon}$ (seg^{-1}) para um aço 0,15% C (Suzuki e outros).

V.2 - RESULTADOS DIMENSIONAIS E DE ACABAMENTO SUPERFICIAL

O fato do processo ser desenvolvido a média temperatura não determinou nenhum prejuízo de ordem dimensional e de acabamento superficial para o produto trefilado.

A comprovação dessa afirmativa está contida nas medidas dos diâmetros e na rugosidade das superfícies.

O desvio dimensional encontrado para a bitola de 19,05 mm trefilada, entre as temperaturas de processo de 300°C e 20°C, ou seja, de (19,04 - 18,97 = 0,07 mm) 70 μm está perfeitamente enquadrada nas normas EB-551 para produtos trefilados ISO h 11, que permite nessa faixa medida, um desvio máximo de 130 μm. (Vide Tabela anexa EB-551). Tabela (16) (3)

Com relação a rugosidade superficial, os resultados obtidos enquadram perfeitamente a qualificação do trefilado a 300°C dentro dos padrões internacionalmente aceitos para a qualidade trefilada.

O valor de R_a para material trefilado, situa-se na faixa de 0,4 - 0,8 μm conforme norma ISO-1302. Tabela (17) (27)

O valor de R_a (desvio médio aritmético) é, segundo a norma NB-93, expresso pela média dos valores absolutos das ordenadas do perfil efetivo em relação à linha média, num comprimento "L" de amostragem. (28) (29)

$$R_a = \frac{1}{L} \cdot \int_0^L |y| dx$$

Dimensões em mm

BITOLAS		AFASTAMENTOS	TOLERÂNCIA
	≦ 3	— 0,06	
✓ 3	≦ 6	— 0,075	
✓ 6	≦ 10	— 0,090	
✓ 10	≦ 18	— 0,110	
✓ 18	≦ 30	— 0,130	ISO h 11
✓ 30	≦ 50	— 0,160	
✓ 50	≦ 80	— 0,190	
✓ 80	≦ 120	— 0,220	
✓ 120	≦ 180	— 0,250	
✓ 180	≦ 250	— 0,290	

Tabela (16) - ABNT-EB-551 - Barras trefiladas redondas.

ISO-1302

GRAU DE ACABAMENTO MÍNIMO EM FUNÇÃO DO CAMPO DA TOLERÂNCIA

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
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	✓	✓							
RETIFICADO BRUTO	✓	✓	✓						
PLAINADO		✓	✓	✓					
FURADO			✓	✓	✓				
FRESADO COM AÇO RÁPIDO			✓	✓	✓	✓			
TORNEADO - ACABAMENTO				✓	✓	✓	✓		
BROCHADO				✓	✓	✓	✓		
MANDRILADO				✓	✓	✓	✓		
PASSADO ALARGADOR					✓	✓	✓		
RETIFICADO COMUM					✓	✓	✓		
FRESADO COM WIDIA						✓	✓	✓	
TORNEADO COM DIAMANTE							✓	✓	✓
RETIFICA DE PRECISÃO								✓	✓
BRUNIDO								✓	✓
POLIDO									✓

ACABAMENTO SEM USINAGEM

SOLDADO	✓	✓							
FUNDIDO EM AREIA	✓	✓							
LAMINADO A QUENTE	✓	✓							
FORJADO		✓	✓						
LAMINADO A FRIO			✓	✓	✓				
FUNDIDO EM COQUILHA				✓	✓	✓			
TREFILADO						✓	✓		



V.3 - PROPRIEDADES MECÂNICAS E ESTRUTURAIS

V.3.1 - PROPRIEDADES MECÂNICAS

Os resultados de ensaios mecânicos realizados, - com diferentes materiais, com distintas taxas de redução, em diferentes bitolas e nas distintas temperaturas de processo, mostraram-se com o mesmo comportamento e tendências, para as mesmas condições, do que os apresentados no Metal's Handbook, decorrentes das experiências de Nachtamam e Moore.

Esse fato evidencia a conveniência do desenvolvimento dessa nova técnica processual, a média temperatura, - objetivando melhores propriedades mecânicas, mesma qualificação de produto e uma vantagem energética comparada com processos que exigem beneficiamentos posteriores.

V.3.2 - ESTRUTURA DO MATERIAL TREFILADO

Um outro confronto que se pode estabelecer é o de sobreposição dos resultados experimentais obtidos sobre os estudos desenvolvidos por Embury.

Nesse gráfico anexo, onde Embury, apresenta o limite de escoamento (N/mm^2) em função da redução (%) ou de $\exp \frac{\epsilon}{4}$, para perlita fina e perlita grosseira, sobrepuzemos os resultados de nossos ensaios realizados nas temperaturas - de 20°C e 200°C para os materiais SAE-1020, SAE-1045, SAE-1112 e o Chumbaloy. Observa-se, claramente, que o comportamento é o mesmo, ou seja, com as mesmas inclinações de Petch. (Figura (63)).

Isso permitiu que desenvolvêssemos uma análise para a validade da relação de Embury: (17)

$$\left(\sigma_F = \sigma_i + \frac{K}{(2\bar{r}_0)^{1/2}} \times \exp \frac{\epsilon}{4} \right)$$

De acordo com a equação de Embury, as inclinações desse gráfico apresentado, são iguais a inclinação de Petch - para a dependência do tamanho de grão da deformação plástica dividida por $(2\bar{r}_0)^{1/2}$, onde \bar{r}_0 é o tamanho médio inicial do espaçamento da perlita.

Para os valores experimentais de Embury, teremos $\bar{r}_0 = 700 \text{ \AA}$, ou seja, em unidade métrica $\bar{r}_0 = 7 \times 10^{-5} \text{ mm}$, - portanto: $(2\bar{r}_0)^{1/2} = (2 \times 7 \times 10^{-5})^{1/2} = 0,01183$, sendo que no próprio gráfico $\exp \frac{\epsilon}{4} = 1$, o valor experimental do limite de escoamento é de:

$$LE = 1.350 \text{ N/mm}^2 \text{ (para perlita fina)}$$

Ainda, através da expressão:

$$\sigma_F = \sigma_i + \frac{K}{\sqrt{2\bar{r}_0}} \cdot \exp \frac{\epsilon}{4}$$

tomando, $\sigma_i = 70 \text{ N/mm}^2$, como tensão de atrito aparente da matriz de ferrita, calcularemos o valor de K, ou seja:

$$\sigma_F = \sigma_i + \frac{K}{\sqrt{2 \bar{r}_0}} \times \exp \frac{\epsilon}{4}$$

$$\sigma_i = 70 \text{ N/mm}^2$$

$$\sqrt{2 \bar{r}_0} = 0,01183$$

$$\exp \frac{\epsilon}{4} = 1$$

$$\sigma_F = 1350 \text{ N/mm}^2$$

$$K = 15,14 \text{ N/mm}^2$$

Para o caso do material 1045 do presente trabalho, teremos:

$$LE = 70 + \frac{15,14}{(2 \bar{r}_0)^{1/2}} \times \exp \frac{\epsilon}{4}$$

para a condição de $\exp \frac{\epsilon}{4} = 1,04$, relativa a uma deformação $\epsilon = 0,16$ e considerando para a condição de trefilado a 20°C o valor de $\bar{r}_0 = 0,327$, teremos:

$$LE_{20^\circ\text{C}} = 70 + \frac{15,14}{(2 \times 0,327 \times 10^{-3})^{1/2}} \times \exp \frac{0,16}{4}$$

ou

$$LE_{20^\circ\text{C}} = 684 \text{ N/mm}^2$$

Obs.: - O valor \bar{r}_0 foi tomado da micro-eletrônica nº. 2599 - com ampliação de 15.000 X. (IPEN) (Figura (64))

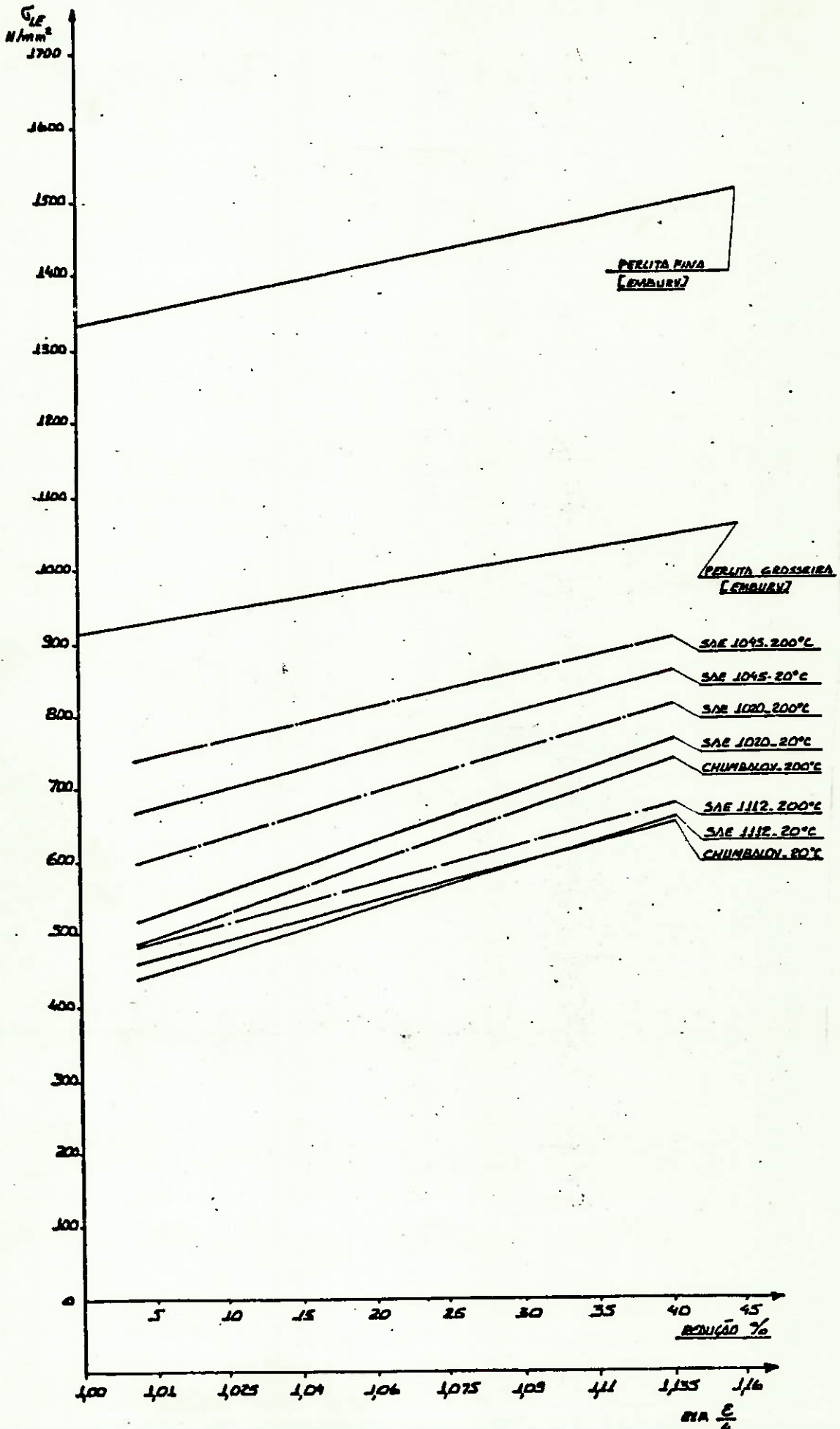




Figura (64) - Microeletrônica nº.2599 do material treifilado a 20°C, ABNT-1045, com ampliação de 15000 X.

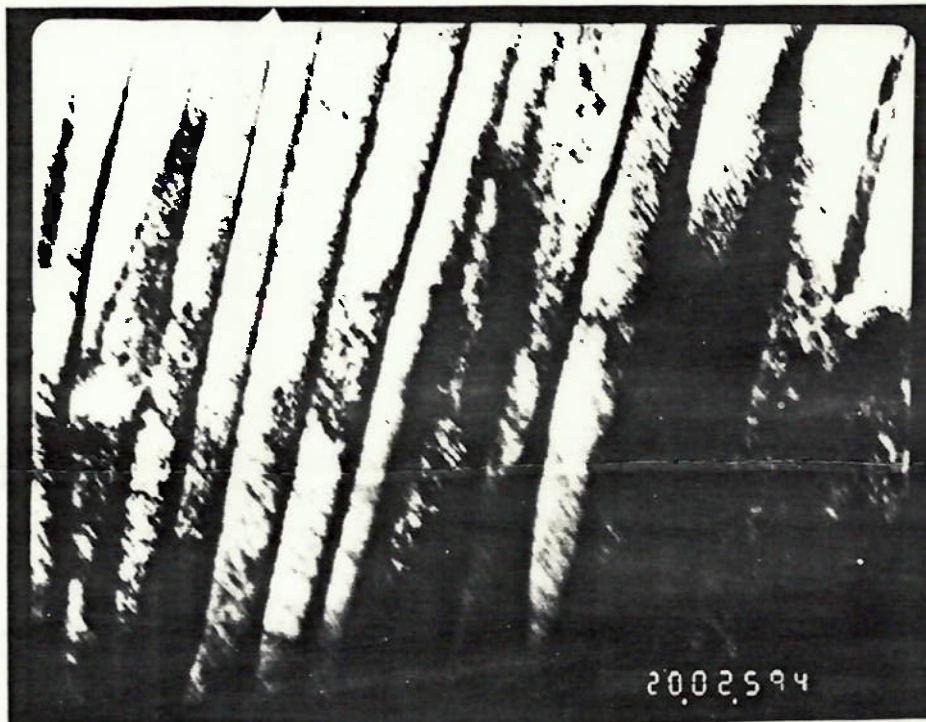


Figura (65) - Microeletrônica nº.2594 do material treifilado a 300°C, ABNT-1045, com ampliação de 20000 X.

Na condição de 300°C, com $\epsilon = 0,16$ e o valor de $\bar{r}_0 = 0,275\mu$, teremos:

$$LE_{300^\circ C} = 70 + \frac{15,14}{(2 \times 0,275 \times 10^{-3})^{1/2}} \times \exp \frac{0,16}{4}$$

ou

$$LE_{300^\circ C} = 739 \text{ N/mm}^2$$

Obs.: - O valor de $\bar{r}_0 = 0,275\mu$ foi tomado da micro-eletrônica n.º. 2594 com ampliação de 20.000 X. (IPEN) (Fig. (65)).

Comparando-se esses valores de $LE_{20^\circ C} = 684 \text{ N/mm}^2$ e $LE_{300^\circ C} = 739 \text{ N/mm}^2$ com o gráfico apresentado, para o SAE-1045, nos será permitido concluir que:

- é válida a relação de Embury

$$LE = 70 + \frac{15,1}{(2r_0)^{1/2}} \times \exp \frac{\epsilon}{4}$$

- tem validade tanto para o trefilado a 20°C como a 300°C.

- o trefilado a 300°C corresponderia a um trefilado a 20°C - com um espaçamento da perlita mais fino.

- é válida, também, a relação de afinamento:

$$\frac{1}{\sqrt{\epsilon}} \approx \frac{1}{r_0} \exp \frac{\epsilon}{2}$$

V.3.3 - ESTRUTURA DO MATERIAL LAMINADO A QUENTE

Outra análise desenvolvida, sob o ponto de vista microestrutural, se refere a determinação da $(\sigma_{0,2})$ tensão - de escoamento para o SAE-1045, laminado a quente de 20,64 mm, segundo o critério estabelecido por B.E.O'Donnelly e outros. Em seguida, comparar esse valor com os dados obtidos dos ensaaios desenvolvidos na 3ª Fase Experimental. (19)

Da micrografia ótica nº.26788, com aumento de - 1000X, ataque Nital, do material SAE-1045, laminado a quente de \varnothing 20,64mm, secção transversal, determinamos o valor relativo a $\bar{L}_\gamma = 42\mu$ (tamanho de grão da austenita). (Figura (57))

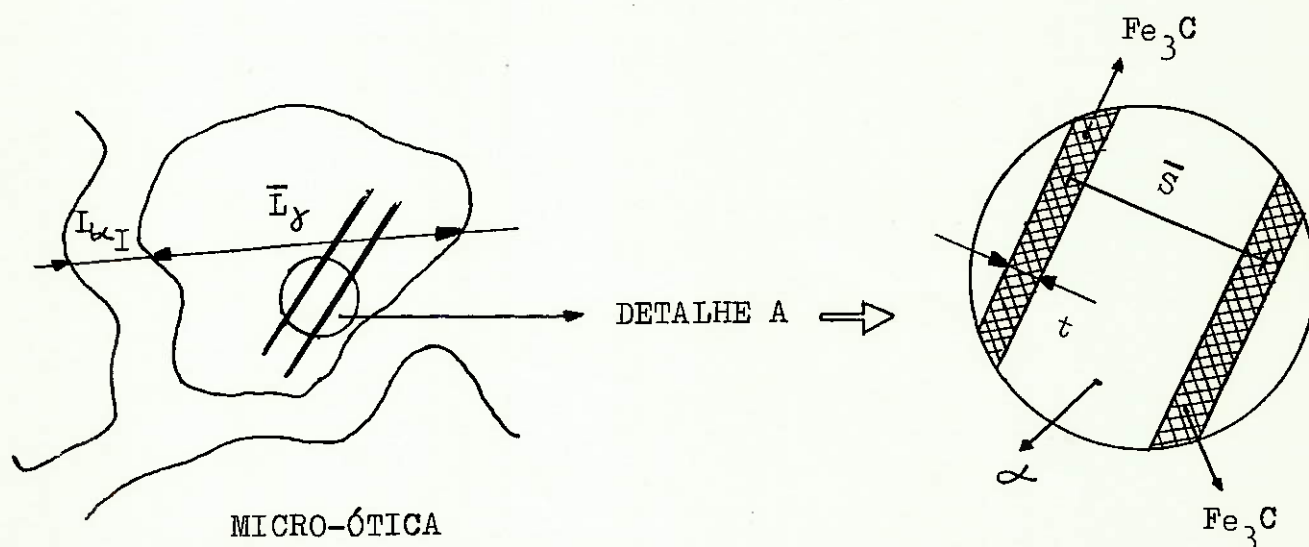
Para a avaliação da fração de volume da ferrita proeutetóide " V_α ", temos a expressão:

$$V_\alpha = \frac{L_{\alpha_1}}{L_\gamma}$$

Os valores L_γ e L_{α_1} , são medidos e valem, respectivamente, $L_\gamma = 42\mu$ e $L_{\alpha_1} = 6\mu$, onde L_{α_1} = distância da ferrita na perlita.

$$\text{Logo, } V_\alpha = \frac{6}{42} = 0,14, \text{ ou seja; } 14\%$$

Esquemáticamente temos:



Do detalhe (A), através de micrografia eletrônica pudemos medir: (Figura (66))

$$\bar{S} \approx 0,48\mu$$

$$\bar{t} \approx 0,05\mu$$

\bar{S} = espaço médio interlamelar

t = espessura média da lamela de cementita.

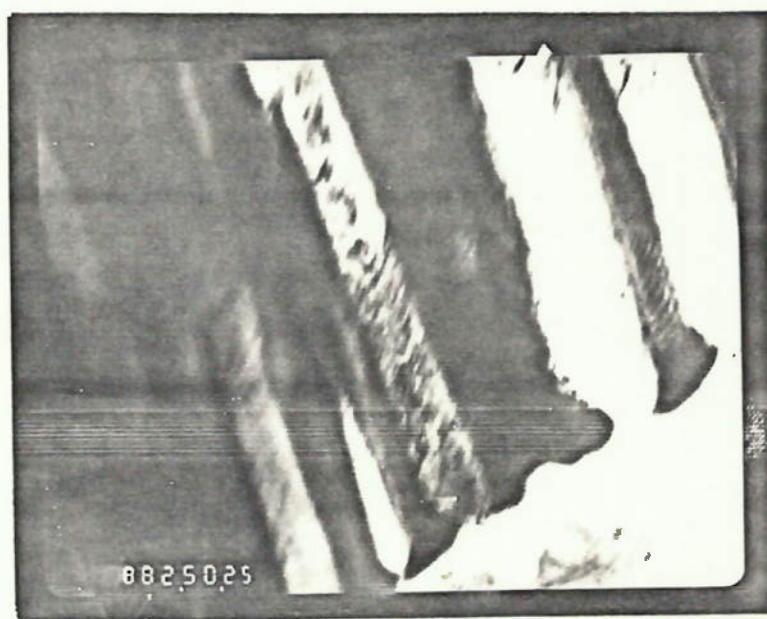


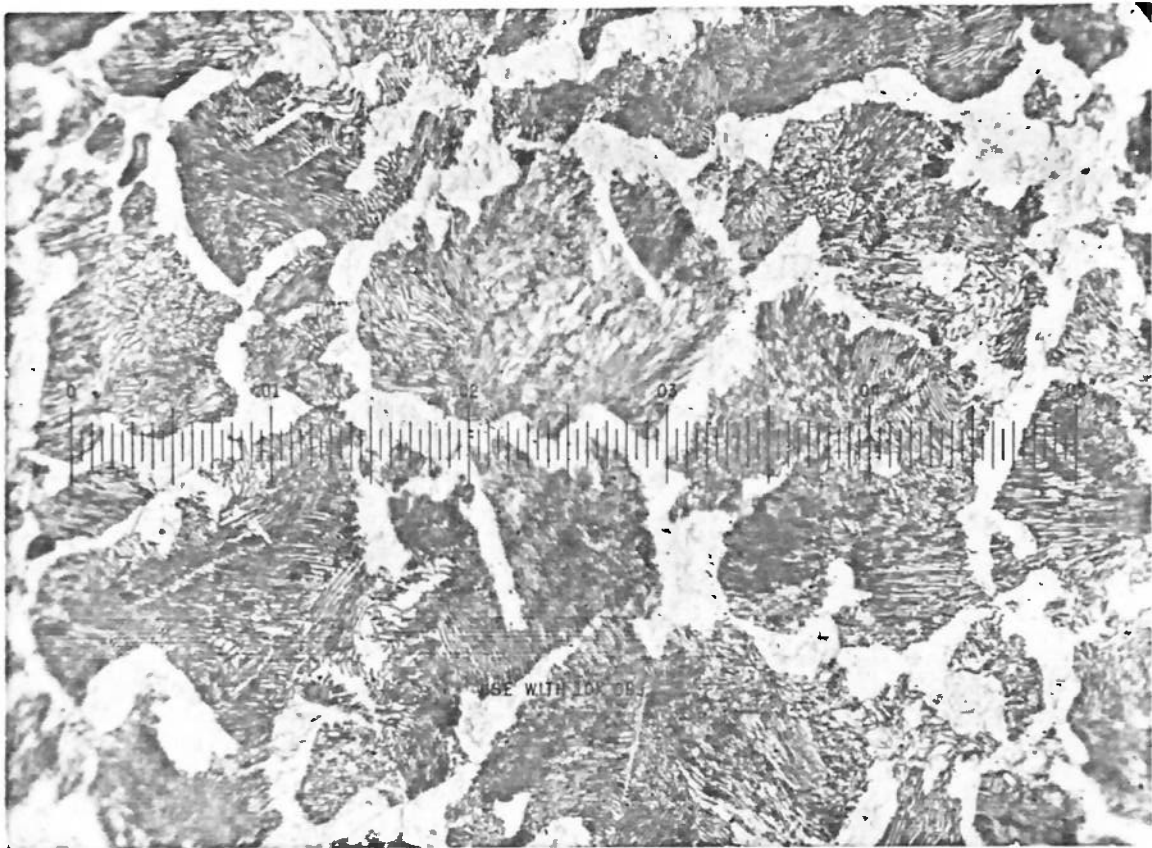
Figura (66) - Microeletrônica nº.2.588 do material laminado a quente, secção transversal com ampliação de 25.000 X.

EXAME METALOGRAFICO

Micrografia nº. 26.788

Ataque : Nital

Aumento: 1.000 X



c. p. 2.1 - transversal

Figura (67) - Aspecto Micrográfico do material ABNT-1045 laminado a quente.

Com esses dados, pode-se determinar a distância - média livre da ferrita (λ_{α}).

Essa distância média livre da ferrita (λ_{α}) é considerada como a distância que uma discordância pode se movimentar na ferrita sem encontrar um obstáculo na forma de lamela de cementita.

De acordo com B. E. O'Donnelly e outros, temos que:

$$\lambda_{\alpha} = (1 - V_{\alpha}) \cdot (\bar{S} - \bar{t}) + V_{\alpha}^2 \cdot \bar{L}_{\gamma}$$

portanto,

$$\lambda_{\alpha} = (1 - 0,14) \cdot (0,48 - 0,05) + 0,14^2 \times 42$$

ou

$$\lambda_{\alpha} = 1,19 \mu$$

Esse valor corresponderá a $\lambda_{\alpha}^{-1/2} = 28,9 \text{ mm}^{-1/2}$.

Tomando-se agora o gráfico que dá a tensão de escoamento (N/mm^2) em função de $\lambda_{\alpha}^{-1/2}$ ($\text{mm}^{-1/2}$), para diferentes materiais ensaiados e, estabelecendo-se uma regressão dessa curva (reta) média, obteremos o valor correspondente a $\sigma_{0,2}$, ou seja:

$$\sigma_{0,2} = 260 + 6,18 \lambda_{\alpha}^{-1/2}$$

fazendo-se agora $\lambda_{\alpha}^{-1/2} = 28,9$, teremos:

$$\sigma_{0,2} = 260 \times 6,18 \times 28,9 = 439 \text{ N/mm}^2$$

Valor este que praticamente coincide com o obtido e representado no gráfico $\sigma_{0,2}$ em função de $\lambda_{\alpha}^{-1/2}$, das experiências de O'Donnelly. (Figura (68))

O valor de ensaio encontrado para esse material - (3ª Fase Experimental), ou seja $\sigma_{0,2} = 423 \text{ N/mm}^2$, para $\lambda_{\alpha}^{-1/2} = 28,9 \text{ mm}^{-1/2}$, ajusta-se perfeitamente aos obtidos por O'Donnelly.

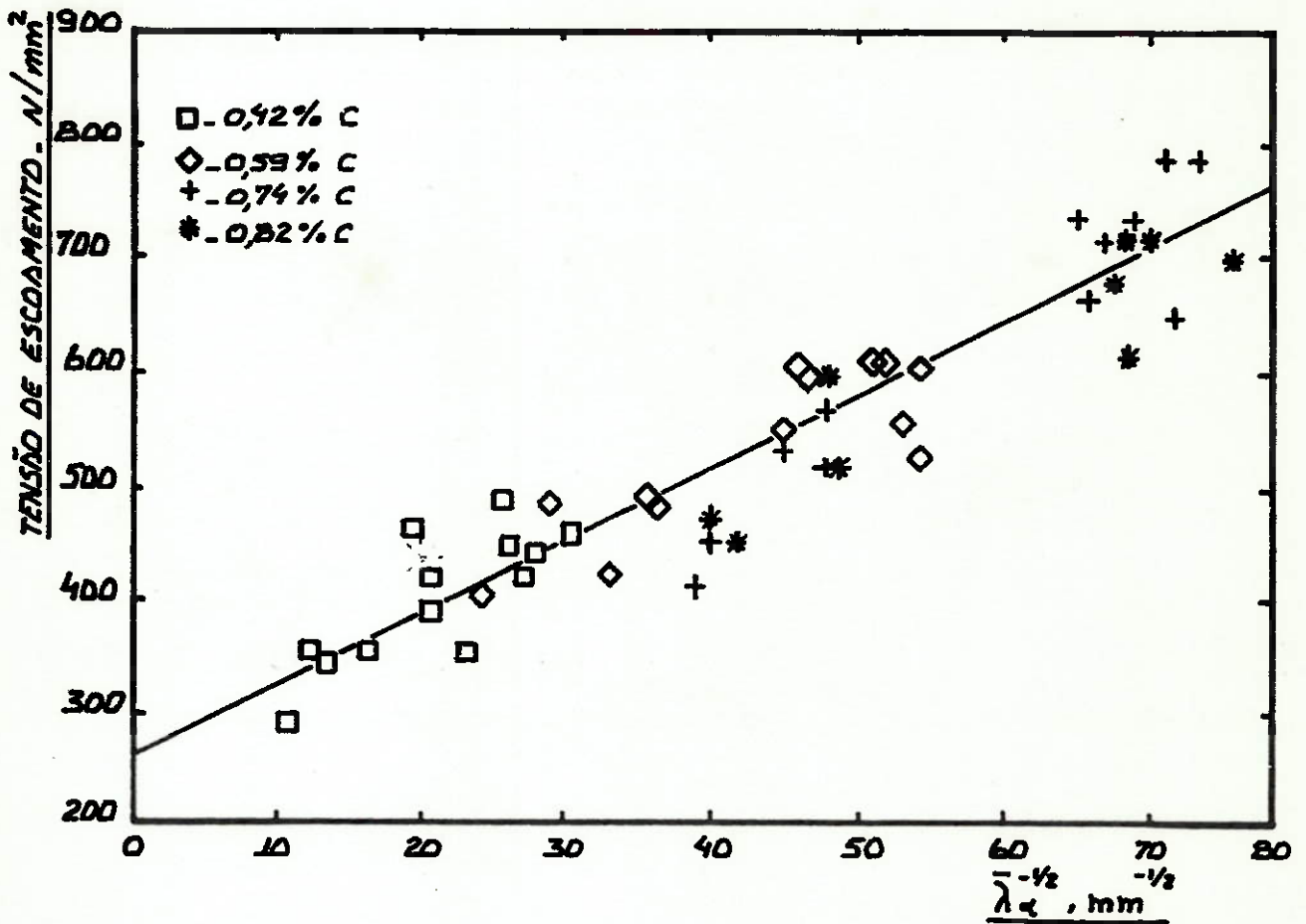


Figura (68) - Tensão de escoamento em função da distância média da ferrita (λ_α) para aços com diferentes teores de carbono.

C A P Í T U L O V I

VI - CONCLUSÕES

- 1) A trefilação a média temperatura caracteriza-se como um processo - viável sob o ponto de vista técnico-econômico e ainda, apresenta um balanço energético favorável quando comparado com o processo conven- cional de estiramento a frio e beneficiado subsequentemente.
- 2) As dimensões finais da trefilação a média temperatura, utilizando - se do mesmo equipamento e ferramental do processo a frio, permitem seu enquadramento dentro das normas atualmente vigentes, ou seja, - tolerância dimensional ISO h 11 conforme EB-551.
- 3) As condições de acabamento superficial também se enquadram dentro - dos parâmetros normativos, ou seja, sua rugosidade superficial man- têm valores dentro dos padrões normais dos trefilados, segundo ISO- 1302.
- 4) As propriedades mecânicas, especificamente, Limite de Resistência e de Escoamento, apresentam-se significativamente superiores aos obti- dos pelo processamento a frio e, moderadamente superiores aos trefi- lados a frio e beneficiados a posteriori.
- 5) O trefilado a média temperatura apresenta-se com um espaçamento - mais fino da perlita, corresponde a um trefilado processado a frio (20°C) com maior redução, mantidas constantes todas outras condi- ções.
- 6) O presente trabalho confirma a validade da relação de Embury

$$\left[\sigma_F = \sigma_i + \frac{K}{(2r_0)^{1/2}} \cdot \exp \frac{\epsilon}{4} \right] \text{ para o SAE-1045;}$$

onde:

- σ_i = tensão de deformação plástica
 K = constante relativa a inclinação de Petch
 \bar{r}_0 = tamanho médio do espaçamento da perlita
 ϵ = deformação natural

- 7) A determinação da tensão de escoamento " $\sigma_{0,2}$ ", segundo o critério estabelecido por B. E. O'Donnelly e outros, garante sua validade para o aço SAE-1045.

$$\left[\sigma_{0,2} = \sigma_0 + K \cdot \lambda_{\alpha}^{-1/2} \right]$$

onde:

- σ_0 = tensão de atrito (Pierls - Nabarro)
 λ_{α} = diâmetro do grão da ferrita
 K = constante relativa a inclinação de Petch

- 8) Os mecanismos de endurecimento associados a trefilação à média temperatura não são regidos por aqueles característicos do TTM (baixa temperatura), isto é, globulização de cementita ou formação de subgrãos, mas sim, pela diminuição do espaçamento interlamelar da perlita (livre percurso médio da discordância da ferrita).

C A P Í T U L O V I I

VII - SUGESTÕES PARA NOVOS ESTUDOS

- 1) Analisar o mecanismo associado ao abaixamento dos limites de - resistênc^ância e escoamento, na trefilação de aços carbono, em temperaturas superiores a 400°C.
- 2) Analisar o comportamento dos aços microligados ao nióbio em processos análogos aos desenvolvidos neste trabalho.
- 3) Verificar microestruturalmente o mecanismo de endurecimento das propriedades mecânc^ânicas do aço carbono SAE-1020 desenvolvido no presente trabalho.
- 4) Estabelecer uma correlação entre os mecanismos de endurecimento dos materiais obtidos por trefilação à média temperatura, até seus picos de máximas resistênc^âncias mecânicas e, aqueles obtidos em materiais trefilados a frio com subsequente alívio de tensões.

C A P Í T U L O V I I I

VIII - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 01 - M. BONZEL - "Le Tréfilage de L'Acier" - Dunod - 1.958.
- 02 - A. POMP - "Stahldraht" - Verlag Stahleisen M. B. H. - 1.952.
- 03 - NORMA EB-551 - "Barras de Aço Trefiladas, Descascadas e Retificadas"
ABNT - 1.973.
- 04 - A. FRASCIO - "La Trafilatura dei Metalli" - Ed. Ulrico Hoepli - 1.969.
- 05 - CATÁLOGO SCHUMAG - "Schumacher Metallwerke Gesellschaft Mit
Beschränkter Haftung" - 1.971.
- 06 - CATÁLOGO F. KROLLAMANN - "Friedr Krollamann Maschinenfabrik" - 1.975.
- 07 - G. E. DIETER - "Mechanical Metallurgy" - Mc Graw Hill - 2ª. Ed. - 1.961.
- 08 - A. GELEJI - "Forge Equipment, Rolling Mills and Accessories" -
Akademiai Kiado - Budapest - 1.967.
- 09 - G. W. ROWE - "Conformado de los Metales" - Ediciones URMO - 1.972.
- 10 - E. BRESCIANI Fº. - "Conformação Plástica dos Metais" - UNICAMP - 1.978.
- 11 - CATÁLOGO BRASSINTER - "Núcleos e Fieiras" - Brassinter S/A. - Ind.
e Com. - 1.978.
- 12 - W. E. DUCKWORTH - "Paper Presented at the AIME Meeting" - Detroit
Out/1.965.
- 13 - W. C. LESLEI - "Thermomechanical Treatment of Steels" - Mc Graw Hill -
Book Co. - chapter eight - página 282 - 1.981.

- 14 - J. J. IRANI e P. R. TAYLOR - "The Effect of Thermomechanical Treatments on the Properties and Structures of Alloy Steels" - Deformation under Hot Working Conditions - página 83 - University of Sheffield - 1.966.
- 15 - V. K. CHANDOK; A. KASAK; J. P. HIRTH - "Structures and Strengthening Mechanisms in Carbon Steel Wire" - Transactions of the ASM - Vol. 59 - página 388 - 1.966.
- 16 - W. B. MORRINSON - "The Effect of Grain Size on the Stress-Strain Relation Ship in Low-Carbon Steel" - Transactions of the ASM - Vol. 59 - página 824 - 1.966.
- 17 - J. D. EMBURY; R. M. FISCHER - "The Structure and Properties of Drawn Pearlite" - Acta Metalurgica - Vol. 14 - página 147 - Fev/1.966.
- 18 - T. N. BAKER - "Subgrain and Dislocation Strengthening in Controlled Rolled Microalloyed Steels" - Proc. Conference Hot Working and Forming Process - Sheffield - The Metals Society - Publ. 264 página 32 - 1.980.
- 19 - B. E. O'DONNELLY; R. L. REUBEN; T. N. BAKER - "Quantitative Assessment of Strengthening Parameters in Ferrite-Perlite Steels from Microstructure Measurements" - Metals Technology - Vol. 11 página 45 - Fev/1.984.
- 20 - T. GLADMAN e outros - "Effect of Second-phase Particles on the Mechanical Properties of Steel" - Scarborough Conference - The Iron and Steel Institute - página 68 - Mar/1.971.
- 21 - METALS HANDBOOK - "Properties and Selection: Iron and Steels - ASM" Cold Finished Steel Bars - Ninth Edition - Vol. 1 - página 215 1.978.
- 22 - E. S. NACHTMAN e E. B. MOORE - "New Drawing Process Eliminates Heat Treatment for Strong Parts" - Journal of Metals - página 281 Abr/1.958.

- 24 - B. U. SUBER - "Fundamentos sobre a Teoria de Aquecimento Indutivo" - AEG-Elotherm - Out/1.982.
- 25 - H. M. A. ULMER - "Instalações de Aquecimento Indutivo de Tarugos, Bar ras e Tubos para Deformação à Quente" - AEG-Elotherm - Out/1.982 .
- 26 - SUZUKI e outros - "Studies on the Flow Stress of Metals and Alloys" - Report of the Institute of Industrial Science, The University of Tokyo - Vol. 18 - nº. 3 - 1.968.
- 27 - NORMA ISO-1302 - "Recomandation ISO-R-1302" - Indication des Etaps de Surface sur les Dessins - 1.971.
- 28 - NORMA PNB-93 - "Rugosidade das Superfícies" - ABNT - 1.963.
- 29 - NORMA DIN-4767 - "Zuordnung des Mitteurauh Werts-Ra-Zur Rauhtiefe T_t für Durch Spanen" - 1.970.
- 30 - M. J. MAY; D. J. LATHAN - "Termomechanical Treatment of Steels" - Toward Improved Ductility and Toughness - Kyoto International Conference - página 157 - 1.971.
- 31 - NORMA ISO-R-1684 - "Dimensões Básicas das Fieiras de Trefilação em Carboneto de Tungstênio".