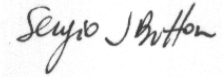


Este texto corresponde à versão final da dissertação de Mestrado defendida por Silvio Cesar Bastos em 09/09/2009



Orientador: Sérgio Tonini Button

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**Efeito do Aquecimento por Indução
Eletromagnética de Tubos Sem Costura
Utilizados em Motores a Diesel**

Autor: Silvio César Bastos
Orientador: Sérgio Tonini Button

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

Efeito do Aquecimento por Indução Eletromagnética de Tubos Sem Costura Utilizados em Motores a Diesel

Autor: Silvio César Bastos
Orientador: Sérgio Tonini Button

Curso: Mestrado Profissional em Engenharia Automobilística
Área de Concentração: Materiais

Dissertação de Mestrado Profissional apresentada à Comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Mestre Profissional em Engenharia Automobilística.

Campinas, 2009
S.P. – Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

B297e Bastos, Silvio César
Efeito do aquecimento por indução eletromagnética
de tubos sem costura utilizados em motores a diesel /
Silvio César Bastos. --Campinas, SP: [s.n.], 2009.

Orientador: Sérgio Tonini Button.
Dissertação de Mestrado (Profissional) -
Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de
Engenharia Mecânica.

1. Conformação de metais. 2. Máquinas para
conformação de metais. 3. Metais - Tratamento térmico.
4. Pressão alta (Tecnologia). I. Button, Sérgio Tonini.
II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de
Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Effect of induction heating on steel seamless tubes used in
diesel engines

Palavras-chave em Inglês: Metal forming, Metal forming machinery, Heat
treatment of metals, High pressure (Technology)

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Anselmo Eduardo Diniz, Luciana Montanari

Data da defesa: 09/09/2009

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO PROFISSIONAL

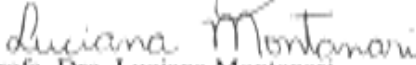
Efeito do Aquecimento por Indução Eletromagnética de Tubos Sem Costura Utilizados em Motores a Diesel

Autor: Silvio César Bastos
Orientador: Sérgio Tonini Button

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:


Prof. Dr. Sérgio Tonini Button
Universidade Estadual de Campinas – DEMA-FEM-UNICAMP


Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz
Universidade Estadual de Campinas – DEF-FEM-UNICAMP


Profa. Dra. Luciana Montanari
Universidade de São Paulo – EESC-USP-SÃO CARLOS

Campinas, 09 de setembro de 2009

Dedicatória

Dedico este trabalho ao meu filho e minha esposa que compartilharam com compreensão devido minha ausência de horas dedicadas ao trabalho em busca de desenvolvimento pessoal e profissional.

Agradecimentos

Agradeço muito as empresas e pessoas que contribuíram na realização deste trabalho:

À empresa MWM INTERNATIONAL pela iniciativa e incentivo da busca de conhecimento e aperfeiçoamento.

Ao meu orientador, Sérgio Tonini Button pelo conhecimento e experiência que me auxiliaram no desenvolvimento deste trabalho.

À orientadora da disciplina de dissertação de Mestrado, Ines Joekes pelas sugestões.

A todos os professores e colegas da turma de Materiais do Mestrado Profissional em Engenharia Automobilística pelos conhecimentos compartilhados.

À direção e aos colaboradores da empresa Metalúrgica Cartec pela disponibilização de materiais e equipamentos.

Aos senhores Roberto Escussel, Glevison Ruas e Vanderlei Almeida da Qualidade Assegurada MWM INTERNATIONAL pela disponibilização de instrumentos e auxílio na avaliação das amostras ensaiadas.

*“O mundo muda constantemente, e
na Natureza, ser constante
seria uma inconstância.”*

Cowley, Abraham

Resumo

BASTOS, Silvio César, Efeito do Aquecimento por Indução Eletromagnética de Tubos Sem Costura Utilizados em Motores a Diesel, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2009. 65 p. Dissertação (Mestrado Profissional)

Este trabalho apresenta um estudo sobre o efeito dos processos de recalque a frio e aquecimento por indução eletromagnética sobre as características da microestrutura e dureza do material de tubo de aço sem costura que é utilizado no transporte de fluxo de combustível em sistema de injeção de alta pressão. Por conduzir combustível, a característica de vedação é crítica para as interfaces de montagem destes tubos. Esta interface tem perfil cônico gerado pelo processo de recalque. A microestrutura obtida na região de vedação pode influenciar na dureza do material devido à conformação plástica ocasionada durante processo de recalque de perfil. Os valores de microdureza observados na região de recalque tendem a estar acima da dureza encontrada no material antes da conformação. Este acréscimo de dureza pode influenciar na vedação ocasionando vazamentos, caso o perfil cônico não tenha acomodação uniforme com o perfil da contra-peça, sendo esta o ““rail”” de distribuição ou a bomba de alta pressão de combustível. O processo de aquecimento por indução pode em condições controladas proporcionar alteração da microestrutura e dureza do material, conforme aquecimento e resfriamento desejados.

Palavras Chave

Conformação mecânica, tratamento térmico, altas pressões, vazamento

Abstract

BASTOS, Silvio César, *Effect of Induction Heating on Steel Seamless Tubes Used in Diesel Engines*, Campinas,: Mechanical Engineering College, Campinas State University, 2009. 65 p., Dissertation (Professional Master Degree)

This paper presents a study about the effect of cold upsetting and electromagnetic induction heating on microstructure and hardness characteristics of steel seamless pipe. This pipe studied is applied in fuel flow transport of high pressure fuel system. As fuel is transported the pipe sealing characteristic is critical on assembly interfaces of this pipe. This interface has conic profile produced at upsetting process. The hardness values observed on cold upsetting pipe has a trend to be higher than raw material. There microstructure changed can cause leakage if sealing contact area between conic profile of components has not accommodation enough, being high pressure pump or “rail”. The hardness increase can reduce this sealing contact reducing deformation after tight-fitting. The induction heating process under controlled conditions can furnish change of microstructure and hardness material suitable for leak-tightness.

Key words

Metal forming, heat treatment, high pressures, leaking.

Índice

Introdução	1
Revisão da Literatura.....	3
2.1 Fluxograma do processo de fabricação de tubos para alta pressões.....	3
2.2 Fluxograma de montagem e teste do conjunto com os tubos de alta pressão	4
2.3 Esquema de montagem do tubo de alta pressão	5
2.4 Aquecimento por indução eletromagnética.....	6
2.4.1 Princípios do Aquecimento por Indução Eletromagnética.....	8
2.5 Mecanismos de deformação plástica	13
2.6 Encruamento na deformação plástica a frio	14
2.7.1 Recozimento subcrítico e alívio de tensões.....	14
2.7.2 Recozimento de processo	16
2.8 Contato das superfícies	19
Materiais e Métodos	24
3.1 Descrição de ensaio de aquecimento das amostras	24
3.3 Material utilizado nos ensaios	25
3.5 Análise metalográfica da matéria-prima	26
3.7 Descrição do equipamento de conformação e aquecimento por indução eletromagnética	28
3.8 Perfil das ogivas conformadas.....	29
3.9 Temperaturas de aquecimento utilizadas nos ensaios	31

3.10 Teste de Estanqueidade	31
Resultados e Discussões	32
4.1 Verificação de tempo de aquecimento e temperatura.....	32
4.2 Mapeamento de microdureza	34
4.3 Resultados das medições de dureza.....	35
4.4 Análise de macroestrutura.....	42
4.5 Mapeamento de microestrutura.....	43
4.6 Verificação de oxidação das amostras após o aquecimento	52
4.7 Verificação dimensional	56
4.8 Teste de estanqueidade das amostras ensaiadas	57
4.9 Perfil de acomodação da ogiva após montagem	59
Conclusões	61
Referências Bibliográficas	63

Lista de Figuras

Figura 1: Fluxograma dos processos de fabricação de tubo de alta pressão.....	4
Figura 2: Fluxograma macro de montagem e teste dos tubos de alta pressão	5
Figura 3: Esquema de montagem de tubo de alta pressão entre o “rail” de distribuição e os bicos injetores de diesel: (a) motor diesel (b) conexão dos tubos aos sistemas (VOLVO, 2009).	5
Figura 4: Esquema de conexão do tubo com o “rail” ou com o bico injetor (MWMINTERNATIONAL, 2006)	6
Figura 5: Comparação de tempos de aquecimento em forno a gás e por indução (adaptada de DAUGHERTY, 1973).....	7
Figura 6: (a) Padrão de fluxo de campo magnético de uma bobina solenóide. (b) Corrente parasita induzida na amostra é oposta a bobina, adaptada de (SEMIATIN, 1986).....	9
Figura 7: Sistema de aquecimento por bobina de indução convencional (RUDNEV, LOVELESS, COOK, & BLACK, 1990).	10
Figura 8: Densidade de corrente (a) e de potência (b) em função da distância em relação à superfície conforme equações 2.4.c e 2.4.d (adaptadas de TOTTEN, 1997)	12
Figura 9: (a) Curvas de penetração de fluxo versus frequência para aquecimento por indução com fluxo longitudinal. (b) Referência de profundidade de penetração para ferro magnético em função da densidade de potência (adaptadas de TOTTEN, 1997)	13
Figura 10: Diagrama de Fase Binário Ferro Carbono (Atlas of Isothermal Transformation and Cooling Transformation Diagrams, 1977).....	15
Figura 11: Microestrutura composta de ferrita e perlita num aço 1040 totalmente recozido. Reagente: picral 4% e nital 2%. Ampliação de 500x.	16
Figura 12: Micrografias de uma chapa de aço baixo-carbono: (a) Laminado a frio e não recozido. (b) recozido na condição parcialmente recristalizado, (c) recozido na condição de totalmente recristalizado. Reagente: Marshall. Ampliação de 1000x (SAMUELS, 1980)	17

Figura 13: Constituintes da película de oxidação do ferro aquecido a 700°C, extraída de PERRY, 1980.	19
Figura 14: Diferentes contornos de superfícies podem ter os mesmos valores de R_a ou R_q extraída de Archard, 1980.	20
Figura 15: Contato real entre duas superfícies (NORTON, 1989).	22
Figura 16: Equipamento de estampar ogivas com aquecimento por indução eletromagnética.	29
Figura 17: Perfil de conformação da ogiva.	29
Figura 18: Desenho de ferramenta de recalque.	30
Figura 19: Amostras de tubos após os ensaios de conformação e aquecimento.	31
Figura 20: Tempo de aquecimento por indução em função da temperatura de aquecimento	32
Figura 21: Macrografia de tubo em corte longitudinal e indicação das posições do mapeamento de microdureza. Reagente: Nital 3%.	35
Figura 22: Variação da microdureza em função da posição ao longo do perfil da ogiva conformada e sem aquecimento posterior.	36
Figura 23 : Variação da microdureza para os valores mínimos medidos em função da posição ao longo do perfil da ogiva conformada e com aquecimento posterior em temperaturas de 300 a 600 °C.	37
Figura 24: Variação da microdureza para os valores máximos medidos em função da posição ao longo do perfil da ogiva conformada e com aquecimento posterior em temperaturas de 300 a 600 °C.	38
Figura 25: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 0,5 mm.	39
Figura 26: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 1,0mm.	39
Figura 27: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 1,5mm.	40
Figura 28: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 2,0mm.	40
Figura 29: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 2,5mm.	41
Figura 30: Macrografia da região da ogiva do tubo sem aquecimento posterior. Reagente: Nital 3%, Ampliação: 15X.	42

Figura 31: Macrografia da região da ogiva do tubo com aquecimento posterior a 600°C . Reagente: Nital 3%, Ampliação: 15X.	42
Figura 32: Regiões de análises metalográficas	43
Figura 33: Microestrutura do núcleo do tubo estampado sem aquecimento posterior. Região de localização da medição de dureza da ogiva conforme desenho - ferrita e perlita. Aumento: 500x / Ataque: Nital 3%	44
Figura 34: Micrografia da estrutura do tubo estampado sem aquecimento posterior na região próxima a dobra de conformação da ogiva – ferrita e perlita encruada. Aumento: 500x / Ataque: Nital 3%	44
Figura 35: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 300°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	45
Figura 36: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 300°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	45
Figura 37: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 350°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	46
Figura 38: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 350°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	46
Figura 39: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 400°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	47
Figura 40: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 400°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	47
Figura 41: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 450°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	48
Figura 42: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 450°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	48
Figura 43: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 500°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	49
Figura 44: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 500°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	49
Figura 45: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 550°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	50
Figura 46: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 550°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	51

Figura 47: Micrografia da estrutura do núcleo do tubo 600° na região de localização da medição de dureza da ogiva conforme desenho - ferrita e perlita. Aumento: 500x / Ataque: Nital 3%.....	51
Figura 48: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 600°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.....	52
Figura 49 Tubo zincado aquecido a 300°C (a) e Tubo zincado aquecido a 350°C (b)	53
Figura 50 Tubo zincado aquecido a 400°C (c) e Tubo zincado aquecido a 450°C (d).....	53
Figura 51 Tubo zincado aquecido a 500°C (e) e Tubo zincado aquecido a 550°C (f).....	53
Figura 52 Tubo zincado aquecido a 600°C.....	54
Figura 53: Amostras aquecidas sem a passivação zincado e bicromatizado	55
Figura 54: Tubos sem camada zincada bicromatizada aquecidos a 350, 400 e 450 °C respectivamente.....	55
Figura 55: Tubos sem a camada zincada e bicromatizada aquecidos a 500, 550 e 600°C.....	55
Figura 56 Presença de óleo diesel na conexão tubo e “rail”	57
Figura 57: Vazamento entre tubo e “rail” verificado pela contorno azulado	58
Figura 58: Visualização de área de acomodação com contra-peça de tubo sem aquecimento (a) e tubo aquecido a 350°C (b).	59
Figura 59: Visualização de área de acomodação com contra-peça de tubos aquecidos a 450°C (a) e 500°C (b).	59
Figura 60: Visualização de área de acomodação com contra-peça de tubo aquecido a 600°C	60

Lista de Tabelas

Tabela 1: Aplicações e produtos típicos do aquecimento por indução eletromagnética (modificada de LOZINSKII, 1969)	8
Tabela 2: Composição Química Encontrada para Tubo St 52 NBK.....	26
Tabela 3: Análise da condição de fornecimento encontrada	27
Tabela 4: Resultados de análise de propriedades mecânicas encontradas nas amostras de matéria-prima utilizadas no ensaio.....	28
Tabela 5: Perfil dimensional da ogiva conformada nas amostras do ensaio	30
Tabela 6: Tempo de aquecimento da peça em função da temperatura ajustada	34
Tabela 7: Mapeamento de microdureza HV1 em amostras de tubos conformado ogiva sem aquecimento posterior por indução eletromagnética.....	35
Tabela 8: Mapeamento de microdureza HV1 em amostras de tubos conformado ogiva com aquecimento posterior por indução eletromagnética nas temperaturas especificadas	37
Tabela 9: Ângulos de perfil do tubo obtidos em função da temperatura de aquecimento.....	56
Tabela 10: Resultados dimensionais complementares para temperaturas de 550°C e 600°C.....	57
Tabela 11: Resultados de teste de estanqueidade.....	58

Nomenclatura

Letras Latinas

a	coeficiente angular	[]
A₀	Área aparente de contato	[mm]
Ac	temperatura crítica de transformação de fase	[°C]
A_j	área da junta equivalente à da seção de um cilindro oco com mesma rigidez	[mm]
A_r	Área real de contato	[mm]
b	coeficiente linear da reta	[]
d	profundidade de penetração	[mm]
Db	diâmetro do furo de passagem, feito na junta	[mm]
D_j	diâmetro externo da junta tensionada	[mm]
D_k	diâmetro externo da cabeça do parafuso, ou da face de apoio da porca	[mm]
e	tensão induzida	[V]
F	força externa normal as superfícies em contato	[N]
f	força de atrito	[N]
I	intensidade de corrente elétrica	[A]
J	densidade da corrente	[A/m ²]
L_j	comprimento da junta	[mm]
P	força de sulcamento	[N]
R	resistência elétrica	[Ω]
Sp	resistência a penetração	[N/mm ²]
S_{us}	resistência ao cisalhamento do material menos resistente	[N/mm ²]
S_{ut}	limite de resistência a tração	[N/mm ²]
S_{yc}	limite de escoamento em compressão	[N/mm ²]
t	tempo	[s]
T	temperatura de aquecimento	[°C]
W	densidade de potência	[W/m ²]

.....

Letras Gregas

μ	viscosidade cinemática	[kg /ms]
δ	profundidade de penetração em metros;	[m]
ρ	resistividade elétrica do metal	[C]
μ_0	permeabilidade magnética no vácuo	[H/m]
μ	permeabilidade magnética da peça	[H/m]
f	frequência do campo magnético	[Hz]
Φ	fluxo magnético	[Wb]
μ	coeficiente de atrito dinâmico	[1]

.....

Superescritos

x	intensidade de corrente elétrica em uma distância da superfície
s	intensidade de corrente elétrica na superfície

.....

Subscritos

x	intensidade de corrente elétrica em uma distância da superfície
s	intensidade de corrente elétrica na superfície
r	área real
us	material menos resistente

.....

Abreviações

ac	corrente alternada
HV	dureza Vickers
ABM	Associação Brasileira de Metalurgia
ASM	<i>American Society of Metal</i>

Capítulo 1

Introdução

As pressões de trabalho no sistema de alta pressão de combustível dos motores diesel têm sido aumentadas devido à necessidade de atendimento das exigências de desempenho e emissões. As pressões dos motores atuais já ultrapassam 1400 bar (140 MPa) e novos desenvolvimentos já estão em torno de 2000 bar (200 MPa). Esse aumento requer que os componentes deste sistema sejam adequados quanto a sua resistência mecânica, durabilidade e custo dos materiais e processos de fabricação para garantir a competitividade do preço do motor produzido.

Os tubos de alta pressão são componentes críticos deste sistema, pois têm a função de conduzir o combustível da bomba de alta pressão ao “common “rail”” (sistema de alimentação de combustível sob pressão), ou aos bicos injetores, sem interferir na potência do motor e garantindo estanqueidade em toda sua trajetória e nas conexões.

A matéria-prima dos tubos de alta pressão utilizada atualmente é o aço sem costura de classe St30 para motores que têm bomba injetora e classe St52 para motores eletrônicos, conforme a norma alemã DIN 2391 Parte 1.

As regiões de contato do tubo de alta pressão com o “common “rail”” ou bico injetor, com a bomba injetora ou com a bomba de alta pressão, são obtida por conformação e, em alguns casos, seguida de aquecimento por indução eletromagnética com o objetivo de adequar a dureza

especificada no tubo conforme definido pelo fabricante da bomba injetora ou bomba de alta pressão.

A proposta deste trabalho é avaliar o processo de conformação da cabeça do tubo, chamada de ogiva, e simultaneamente avaliar o processo de aquecimento e as características da microestrutura do tubo obtida nessas operações.

Sabe-se que o processo de estampagem de ogiva desse tipo de tubo já é realizado no Brasil há mais de 50 anos, porém o uso de aquecimento é recente, de modo que ainda não se conhece suficientemente as consequências de seu uso na qualidade dos produtos obtidos.

Há cerca de cinco anos foram iniciados estudos com aquecimento antes da estampagem, e há cerca de quatro anos passou-se a executar o aquecimento após a estampagem, sem que houvesse um embasamento teórico para justificar a execução do processo inicial ou de sua alteração. Também não houve um estudo mais específico para avaliar-se se essa recente alteração foi adequada, com a comprovação entre os resultados obtidos em campo e os resultados de análise das características obtidas pelo processo.

Por esse histórico verifica-se que o processo de aquecimento agrega ao produto a característica requerida de vedação, pois com a adição do aquecimento foi possível evitar o vazamento que ocorria quando os tubos aplicados em motores de pressões de trabalho maiores eram apenas estampados.

A hipótese inicial é de que a estampagem a frio promove o endurecimento na região de vedação e que esse aumento de dureza prejudica a estanqueidade. Assim, o aquecimento posterior à estampagem pode em determinadas condições de processo diminuir a dureza e desta forma, garantir a vedação das regiões de contato.

Capítulo 2

Revisão da Literatura

Neste capítulo são descritos aspectos do processo de fabricação e montagem dos tubos, da indução eletromagnética, e conceitos relacionados à deformação plástica de metais e ao encruamento, ao recozimento e à oxidação.

2.1 Fluxograma do processo de fabricação de tubos para alta pressões

A matéria-prima é fornecida por uma empresa da Alemanha em barras de três a seis metros de tubos sem costura produzidos por trefilação a frio e tratamento térmico posterior.

A matéria-prima é cortada em “blanks” retos com comprimento conforme projeto, que é igual para os tubos de cada cilindro a fim de que o combustível seja injetado simultaneamente em todos os cilindros do motor.

Os “blanks” são conformados primeiramente para definir o perfil de uma das extremidades do tubo, seguindo-se o aquecimento para alívio de tensões. Montam-se os anéis de encosto e as porcas de fixação. Finalmente, essas etapas se repetem para a outra extremidade do tubo.

Os conjuntos retos seguem para conformação das curvas conforme especificação, e geralmente as curvas são diferentes para cada cilindro segundo o percurso necessário em cada motor para não interferir com outros componentes.

Os conjuntos já curvados seguem para operações de limpeza e embalagem, e são expedidos para ao local de montagem do motor. A Figura 1 apresenta o fluxograma desses processos.

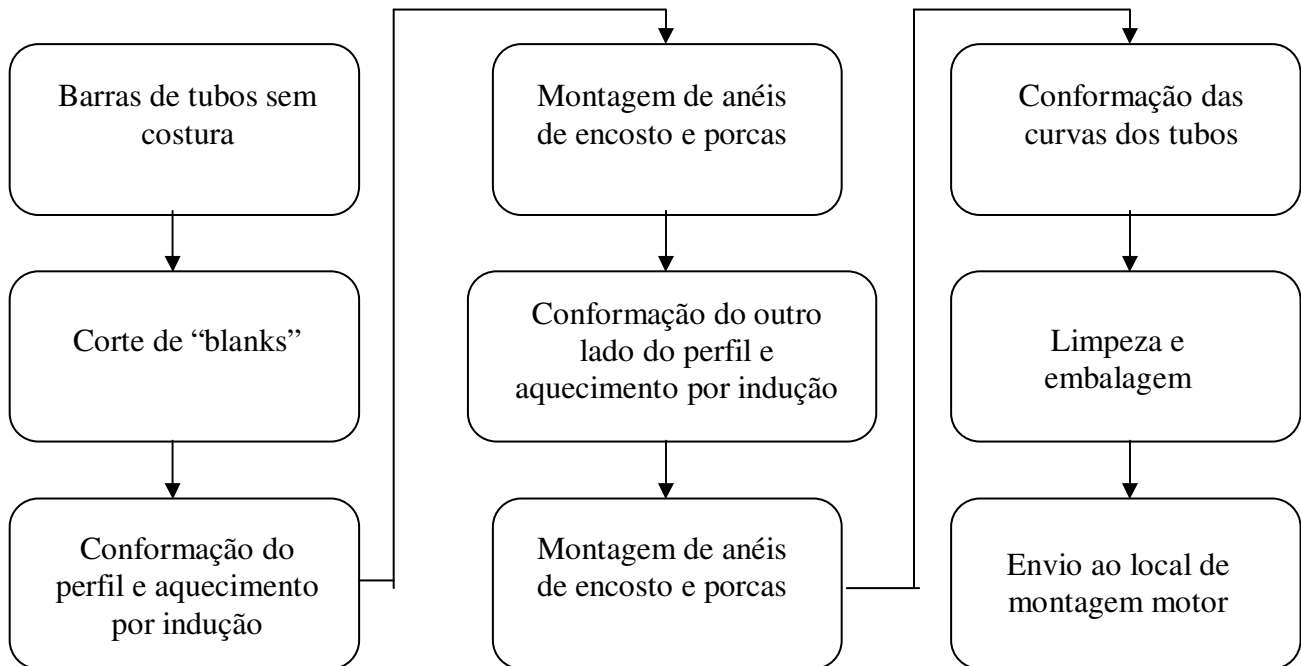


Figura 1: Fluxograma dos processos de fabricação de tubo de alta pressão.

2.2 Fluxograma de montagem e teste do conjunto com os tubos de alta pressão

Na linha de montagem do motor as tubulações são conectadas e rosqueadas pelas porcas de fixação nas contra-peças da bomba de alta pressão, do "rail" e dos bicos injetores.

Após a montagem completa do motor, ele segue para o teste no qual se verifica, entre outros aspectos, a ausência de vazamento nas conexões do sistema de injeção de combustível.

A Figura 2 apresenta o fluxograma dos processos de montagem e teste do motor montado.

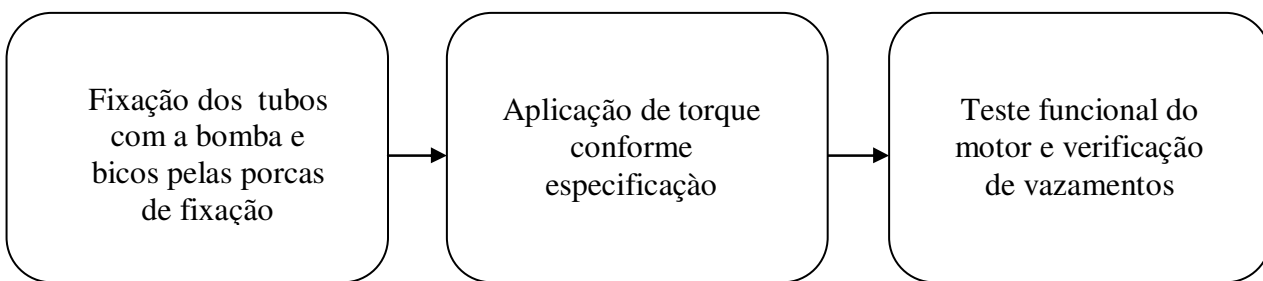


Figura 2: Fluxograma macro de montagem e teste dos tubos de alta pressão

2.3 Esquema de montagem do tubo de alta pressão

Os tubos de alta pressão têm a função de conduzir o combustível entre os diversos sistemas do motor. No esquema mostrado na Figura 3-b, eles estão interligando o “rail” aos bicos injetores. Também conduzem o diesel entre a bomba de alta pressão e o “rail”. A Figura 3-a apresenta detalhes de um motor diesel no qual podem ser observados os tubos montados.

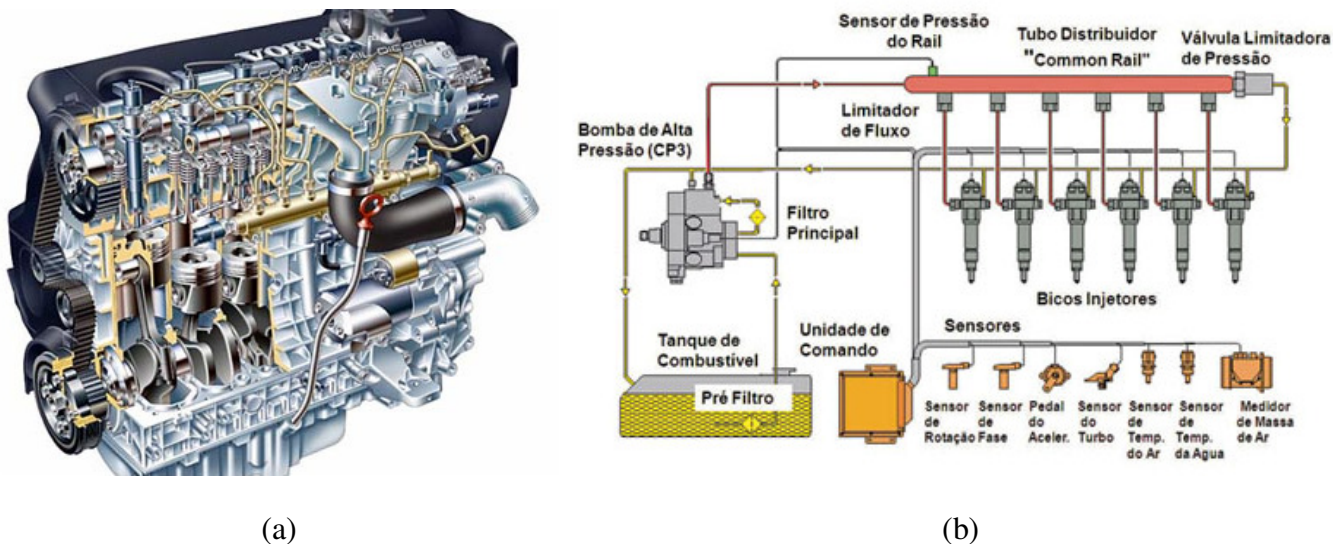


Figura 3: Esquema de montagem de tubo de alta pressão entre o “rail” de distribuição e os bicos injetores de diesel: (a) motor diesel (b) conexão dos tubos aos sistemas (VOLVO, 2009).

A Figura 4 apresenta um esquema de montagem para a conexão do tubo com a extremidade já conformada, com o assento do “rail” ou do bico injetor.

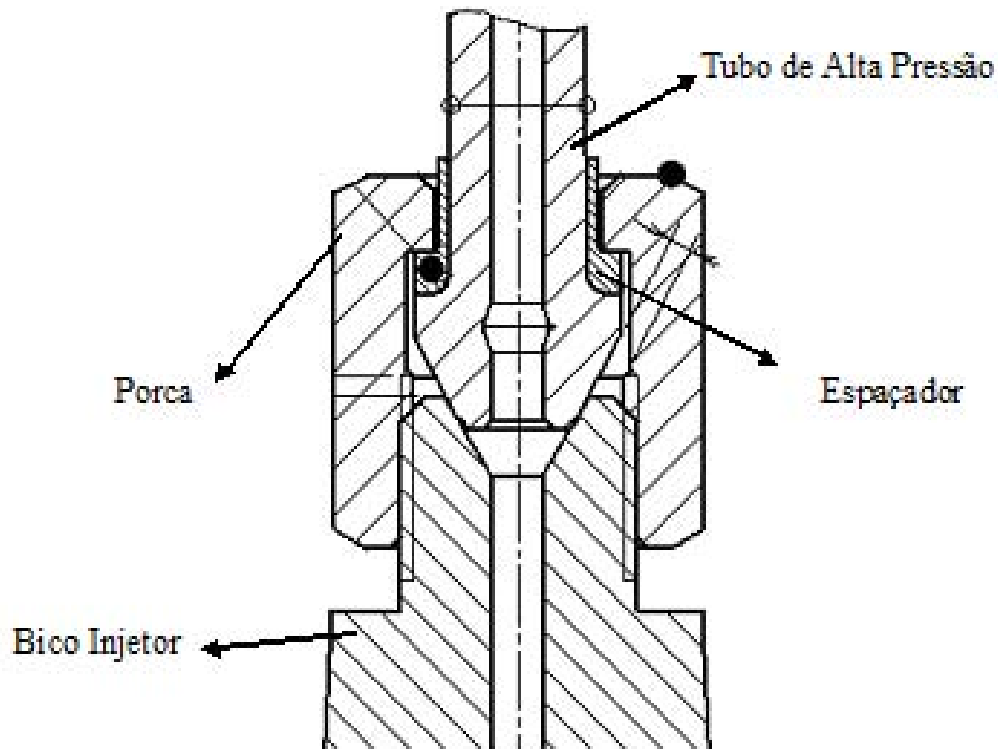


Figura 4: Esquema de conexão do tubo com o “rail” ou com o bico injetor (MWMINTERNATIONAL, 2006)

2.4 Aquecimento por indução eletromagnética

O aquecimento por indução é um processo utilizado para materiais condutores de eletricidade pela aplicação da variação de um campo magnético cujas linhas de força penetram a peça a ser aquecida. A variação do campo magnético induz uma diferença de potencial elétrico que gera uma corrente elétrica, que depende da forma e características elétricas da peça a ser aquecida (DAVIES, 1979).

Comparado com as técnicas de aquecimento em fornos, o aquecimento por indução pode economizar energia e possibilitar maiores taxas de aquecimento do que as obtidas por convecção, radiação, condução, ou qualquer processo de aquecimento por chama.

Outras vantagens do tratamento térmico por indução são:

- Fácil automação e controle;

- Espaço reduzido de chão de fábrica;
- Condições de trabalho silenciosa e limpa;
- Conveniência para integração na linha produção ou área de trabalho em geral para eliminar calor radiado.

Observa-se também na utilização do aquecimento por indução a possibilidade de redução de tempo de aquecimento comparado ao processo de aquecimento em forno (Figura 5).

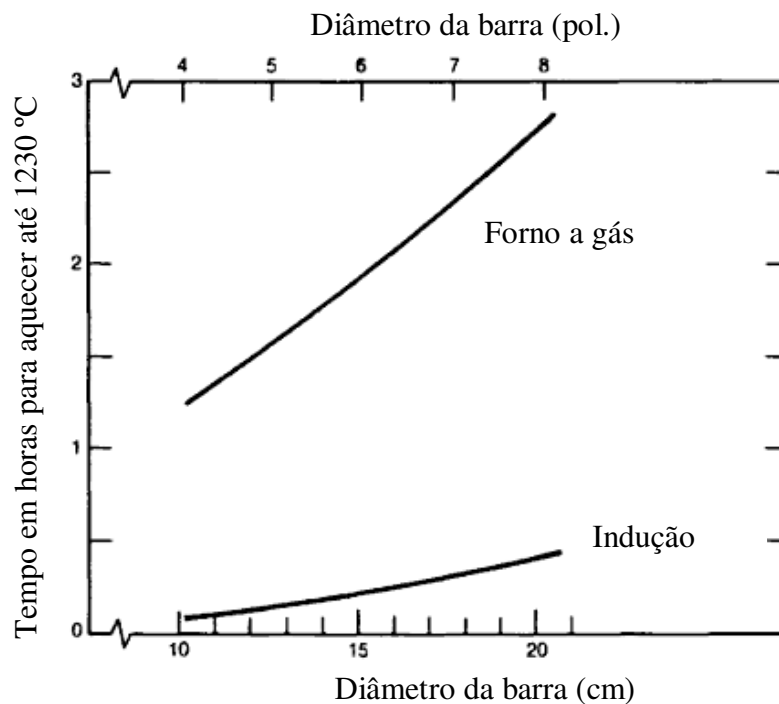


Figura 5: Comparação de tempos de aquecimento em forno a gás e por indução (adaptada de DAUGHERTY, 1973)

O processo de aquecimento por indução é utilizado para finalidades diversas em relação ao que se pretende obter no processo de produção, como mostradas na Tabela 1.

Na maioria das aplicações, o aquecimento por indução eletromagnética é utilizado somente na porção da peça que requer o tratamento. Através do aquecimento por indução eletromagnética o processo pode ser executado rapidamente e com alta eficiência porque a energia é aplicada na peça de trabalho somente onde é necessário (GRUM, 2001).

Tabela 1: Aplicações e produtos típicos do aquecimento por indução eletromagnética (modificada de LOZINSKII, 1969)

Pré -aquecimento	Tratamento Térmico	Soldagem	Fusão
Forjamento: engrenagens, eixos, ferramentas manuais	Tempera e revenimento superficial: engrenagens, eixos, válvulas, máquinas ferramenta, ferramentas manuais	Costura de solda: produtos tubulares, tubos de refrigeração	Fusão de aços: Lingotes, tarugos, peças fundidas
Extrusão: elementos estruturais, eixos	Tempera e revenimento: elementos estruturais, molas de aço, elos de correntes.		Fusão a vácuo por indução: Lingotes, tarugos
Recalque: parafusos e outros fixadores	Recozimento: Aços e alumínio		
Laminação: chapas, placas			

2.4.1 Princípios do Aquecimento por Indução Eletromagnética

O calor para aquecer uma peça pode ser gerado na própria peça por indução eletromagnética. Assim se uma corrente alternada flui através de um indutor ou bobina de trabalho, estabelece-se um campo magnético altamente concentrado que induz um potencial elétrico na peça envolvida pela bobina. Como essa peça representa um circuito fechado, a voltagem induzida provoca o fluxo de corrente. A resistência da peça ao fluxo de corrente induzida causa o aquecimento por perdas por correntes parasitas ou correntes de Foucault, mostradas na Figura 6 (RUDNEV et al., 1997).

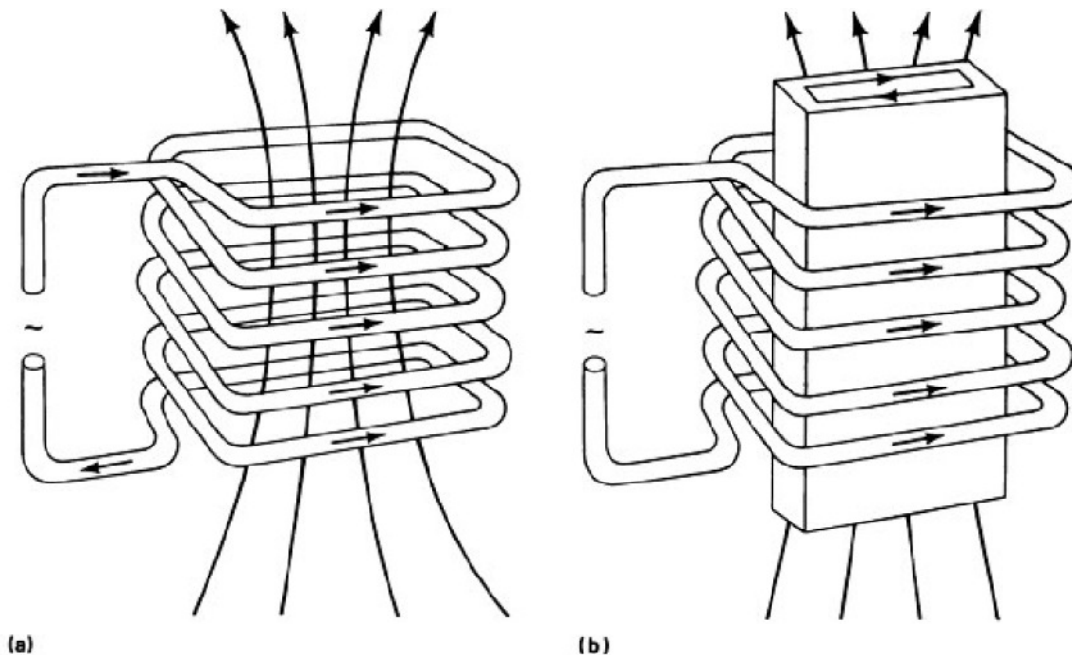


Figura 6: (a) Padrão de fluxo de campo magnético de uma bobina solenóide. (b) Corrente parasita induzida na amostra é oposta a bobina, adaptada de (SEMIATIN, 1986).

Os componentes básicos de um sistema de aquecimento por indução são a bobina de indução, uma fonte de fornecimento de corrente alternada (AC) e a peça a ser aquecida. A magnitude da corrente depende da resistência eletromagnética, da corrente aplicada e do número de espiras da bobina.

Se um objeto condutor de eletricidade é colocado dentro da bobina com uma variação de corrente, então as correntes parásitas são geradas à partir da variação do campo magnético dentro do objeto. Estas correntes são induzidas como resultado da lei de indução eletromagnética de Faraday, expressão 2.4.a.

$$E = -N d\phi / dt \quad (2.4.a)$$

Sendo:

$d\phi / dt$ é a taxa de alteração do fluxo magnético

e = tensão induzida

N = número de voltas do helicoil da bobina

ϕ = fluxo magnético

t = tempo

As correntes parasitas são mais concentradas na superfície e decrescem na direção ao centro do objeto. Este fenômeno é chamado de efeito pelicular.

O modelo de aquecimento obtido por indução depende da forma da bobina de indução que produz o campo magnético, do número de espiras da bobina, da frequência de operação e da corrente alternada (TUDBURY, 1960), como o exemplo da Figura 7.

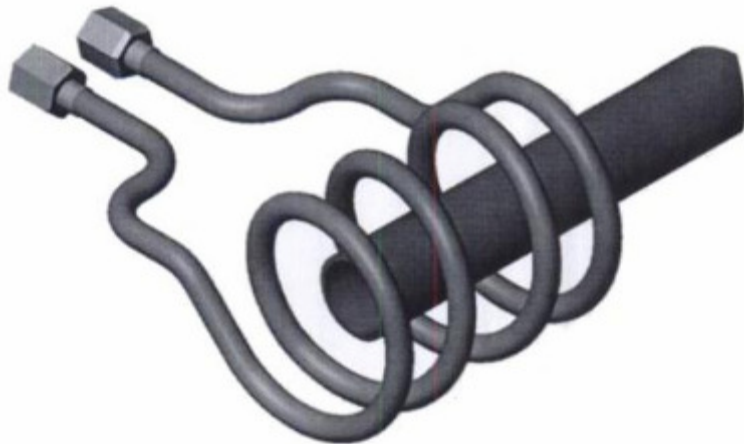


Figura 7: Sistema de aquecimento por bobina de indução convencional (RUDNEV, LOVELESS, COOK, & BLACK, 1990).

A velocidade de aquecimento obtida com bobinas de indução depende da intensidade do campo magnético ao qual se expõe a peça, e a velocidade de aquecimento é função das correntes induzidas e da resistência ao seu fluxo. Quando se deseja aquecimento numa pequena profundidade, como por exemplo numa camada endurecida de pequena espessura, adota-se geralmente correntes de alta frequências. Já frequências baixas ou intermediárias são utilizadas quando se deseja aquecimento em maiores profundidades (STEVENS, 1981).

Do mesmo modo, a maioria das aplicações de tempera superficial exige densidade de força (KW/cm^2) relativamente alta e ciclos de aquecimento curtos, de modo a restringir o aquecimento à área superficial. Como exemplo, camadas endurecidas na ordem de 0,25mm são obtidas mediante a aplicação de correntes de frequência elevadas, entre 100 KHz e 1 MHz, alta intensidade de força e tempo reduzido. Camadas mais espessas, de 12 mm ou mais, são obtidas por corrente de frequência baixa, entre 3 e 25 kHz, e períodos de tempos mais longos.

Em resumo, o controle da profundidade de aquecimento é conseguido alterando-se as seguintes variáveis:

- forma da bobina;
- distância ou espaço entre a bobina de indução e a peça;
- taxa de alimentação de força;
- frequência;
- tempo de aquecimento.

No aquecimento convencional em fornos, todas as três formas de transferência de calor (condução, convecção e radiação) estão presentes, sendo que as transferências de calor por condução e radiação refletem os valores de perda de calor. Um alto valor de perda de calor reduz a eficiência da bobina de indução.

A profundidade de penetração de corrente em determinado objeto metálico é definida pelo limite no qual a densidade de corrente alcança 1/e (37%) do valor obtido na superfície, conforme pode ser calculado pela expressão (2.4.b) (TOTTEN, 1997).

$$\delta = (\rho / \pi \cdot \mu_0 \cdot \mu \cdot f) \quad (2.4.b)$$

onde:

- δ = profundidade de penetração em metros;
- ρ = resistividade elétrica do metal
- μ_0 = permeabilidade magnética no vácuo
- μ = permeabilidade magnética da peça
- f = frequência do campo magnético

Para uma chapa ideal plana e fina foi demonstrado através de funções matemáticas de Bessel que o efeito da corrente induzida na profundidade de penetração (d) pode ser calculada pela expressão (2.4.c).

$$d = \sqrt{\rho / \pi \cdot \mu_0 \cdot \mu \cdot f} \quad (2.4. c)$$

Observa-se na Figura 8 que a densidade de corrente e densidade de potência são mais concentradas na superfície da peça de trabalho e decrescem em direção ao centro do objeto, ou seja, quanto mais distante da superfície menores as densidades de corrente e potência.

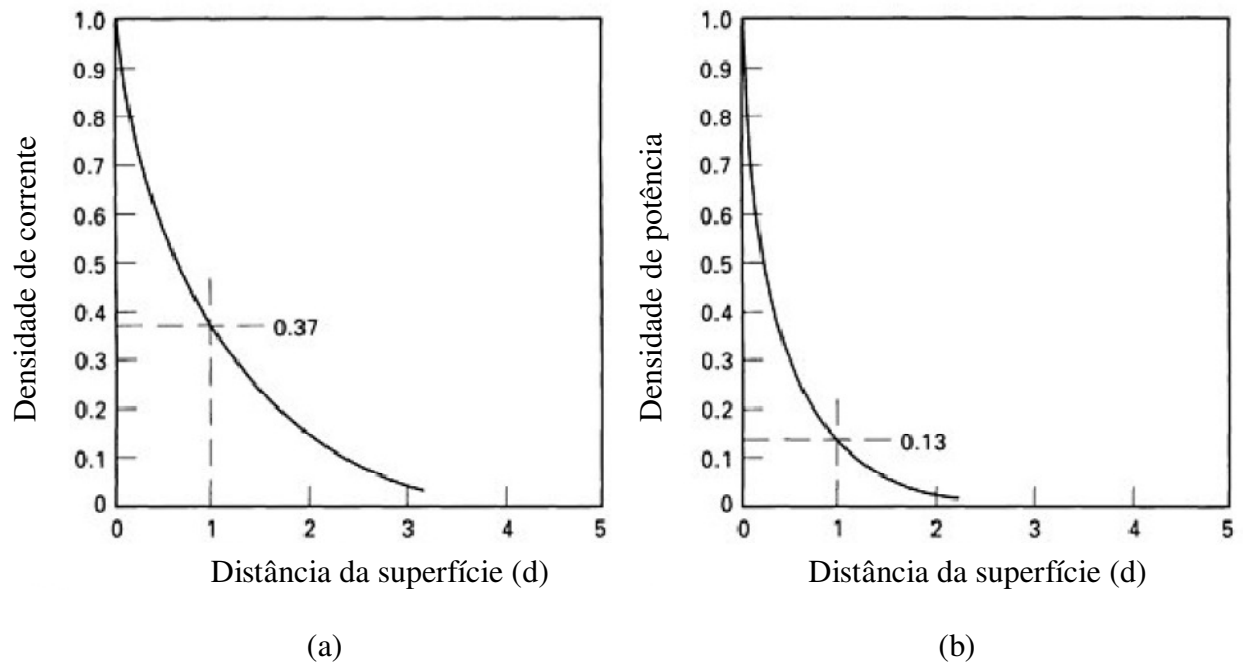


Figura 8: Densidade de corrente (a) e de potência (b) em função da distância em relação à superfície conforme equações 2.4.c e 2.4.d (adaptadas de TOTTEN, 1997)

$$\ln(a), \quad J_x = J_s e^{-x/d}, \quad (2.4.d)$$

$$\ln(b), \quad W_x = W_s e^{-2x/d}, \quad (2.4.e)$$

Onde:

J_x é a densidade da corrente para mesma distância x da superfície

J_s é a densidade da corrente na superfície

W_x é a densidade de potência para mesma distância x da superfície

W_s é a densidade da potência na superfície

x é a distância da superfície

d é a referência de profundidade da equação (2.4.c)

As curvas (a) e (b) obtidas na Figura 8 são função das equações (2.4.d) e (2.4.e). Pelas funções logarítmicas observa-se que aumentando-se a distância em relação a superfície e a

referência de profundidade de penetração, a densidade de corrente e potência resultantes são menos concentrados como visualizado na figura 8.

Na Figura 9 observam-se pontos que foram plotados para várias profundidades de penetração em função da resistividade elétrica. As linhas tracejadas representam a profundidade de referência para um aço ferromagnético abaixo da temperatura de Curie para várias operações.

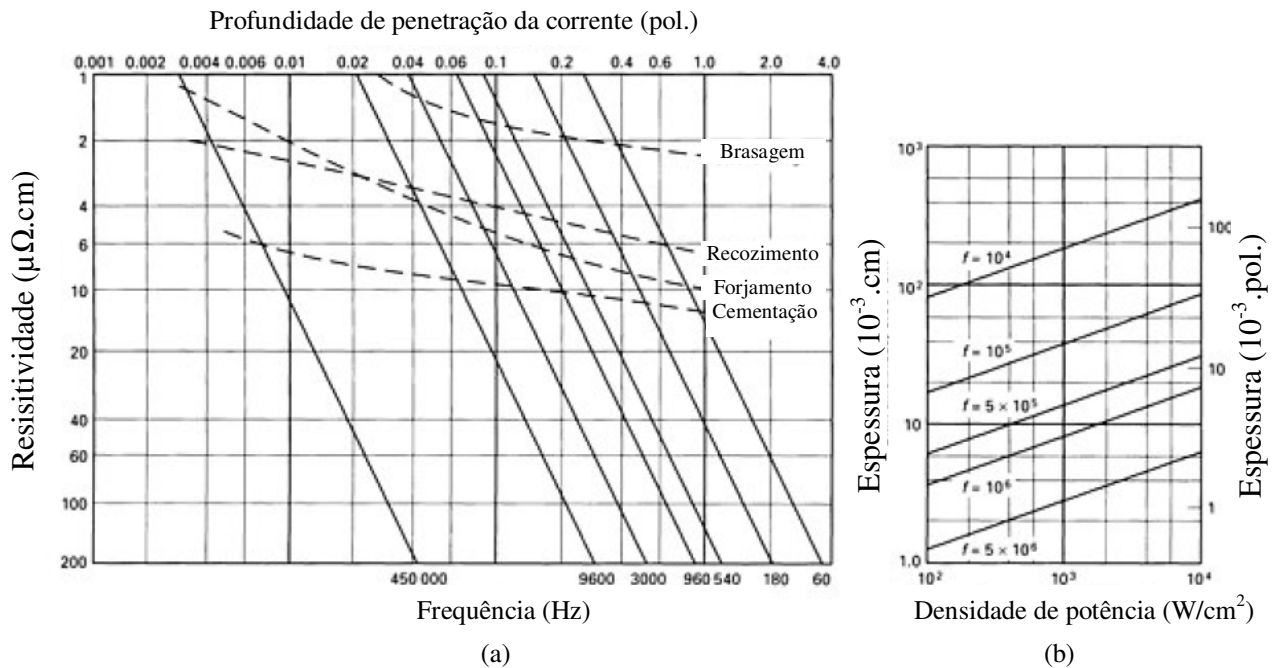


Figura 9: (a) Curvas de penetração de fluxo versus frequência para aquecimento por indução com fluxo longitudinal. (b) Referência de profundidade de penetração para ferro magnético em função da densidade de potência (adaptadas de TOTTEN, 1997)

2.5 Mecanismos de deformação plástica

Quando uma força é aplicada em um material com o objetivo de dar a ele uma forma conveniente, por meio de uma deformação permanente, há necessidade de um rearranjo de sua estrutura atômica interna para acomodar-se a essa nova forma externa.

As deformações permanentes, também chamadas deformações plásticas, ocorrem quando o material é submetido a tensões superiores ao seu limite de escoamento, que quando cessam, o material não volta à sua forma primitiva conservando-se deformado, (COLPAERT, 1969).

Como os materiais metálicos em geral são menos resistentes ao cisalhamento do que à tração e à compressão, teoricamente pode-se pensar na deformação plástica como consequência de um cisalhamento plástico, ou seja, do deslizamento de planos atômicos que compõem sua estrutura cristalina. Os deslizamentos ocorrem preferencialmente nos planos mais compactos, que apresentam maior densidade atômica, e em direções definidas, que também apresentam maior densidade atômica, que são denominados planos e direções de deslizamento.

No caso da estrutura cúbica de faces centradas, os planos de deslizamento são os planos da família $\{111\}$ e as direções de deslizamento são as direções da família $\langle 110 \rangle$, (SANTOS, 2006).

A deformação a frio é aquela realizada abaixo da temperatura de recristalização, e a deformação a quente é aquela realizada a temperaturas acima da temperatura de recristalização.

2.6 Encruamento na deformação plástica a frio

Quando as operações de deformação se dão a temperaturas abaixo da zona crítica de recristalização e especialmente à temperatura ambiente, chamam-se trabalho a frio.

Os materiais deformados a frio retêm os efeitos da deformação na estrutura e nas propriedades, sendo considerados encruados. Nos materiais deformados a quente, a temperatura é suficiente para que o processo de recristalização ocorra durante a deformação, eliminando os efeitos da deformação na estrutura e nas propriedades, que podem ser recuperadas às condições anteriores à deformação a frio (BYRNE, 1965).

2.7 Reozimento dos aços

2.7.1 Reozimento subcrítico e alívio de tensões

É aquele em que o aquecimento se dá a uma temperatura abaixo da temperatura de transformação A_1 (Figura 10). O reozimento subcrítico é usado para preparar o aço que será

trabalhado a frio e desta forma, minimizar os efeitos do encruamento que poderia ser causado nas etapas posteriores de deformação a frio.

Quando se executam operações de deformação a frio, a dureza aumenta e a ductilidade diminui, podendo ocorrer ruptura entre duas operações. Neste caso há necessidade de se executar um recozimento subcrítico antes de novas deformações. Normalmente o aquecimento do aço carbono na faixa de 600 a 680°C, seguido de resfriamento ao ar é suficiente para recozê-lo (CHIAVERINI, Aços e Ferros Fundidos 4 ed., 1979).

As principais transformações que ocorrem neste tratamento são a recuperação e a recristalização das fases encruadas. É óbvio que neste caso, não ocorrendo formação de austenita, não há sentido em descrever-se o tratamento sobre a curva TTT (RED-HILL, 1973).

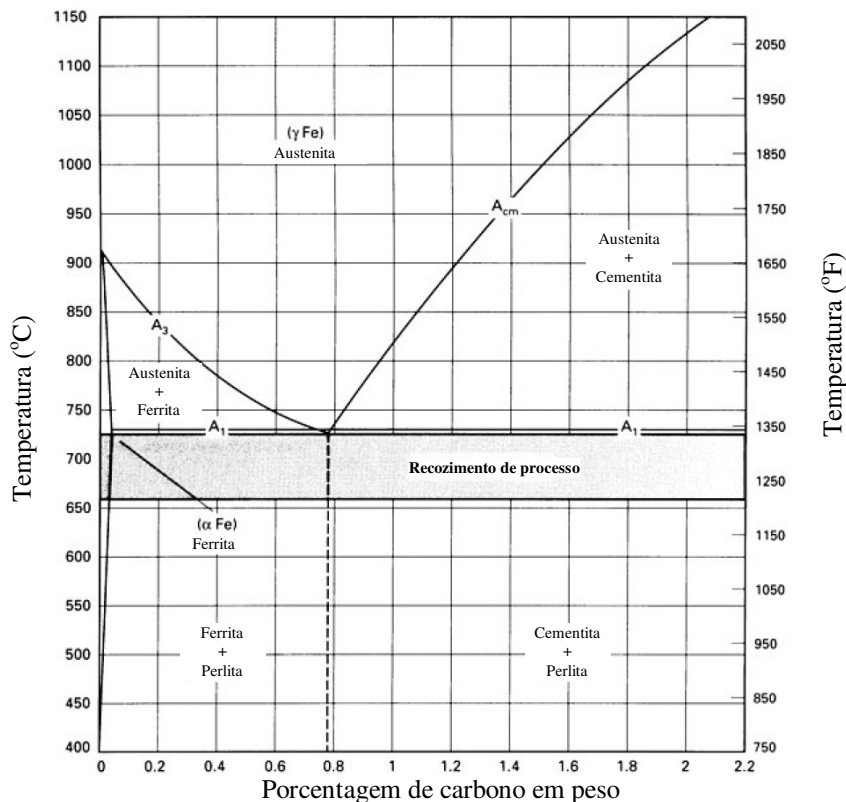


Figura 10: Diagrama de Fase Binário Ferro Carbono (Atlas of Isothermal Transformation and Cooling Transformation Diagrams, 1977).

Os elementos de liga afetam significativamente as temperaturas críticas. Por exemplo, o cromo aumenta a temperatura eutetóide A₁, enquanto o manganês a reduz (ANDREWS, 1965).

2.7.2 Recozimento de processo

Como a dureza do aço aumenta durante o trabalho a frio, a ductilidade diminui e outra operação a frio na sequência do processo se torna mais difícil. Então, o material deve ser recozido para reestabelecer sua ductilidade. Cada recozimento entre as etapas do processo é referida como uma operação de material em processo ou simplesmente recozimento subcrítico ou intermediário. Na maioria dos casos, o tratamento subcrítico é mais adequado e mais barato (PAYSON, 1943).

O recozimento subcrítico não envolve a formação de austenita, mas apenas a modificação da forma da cementita que tende a ser globular, que favorece a ductilidade se comparada à cementita lamelar encontrada na perlita obtida pelo recozimento pleno (Figura 11).

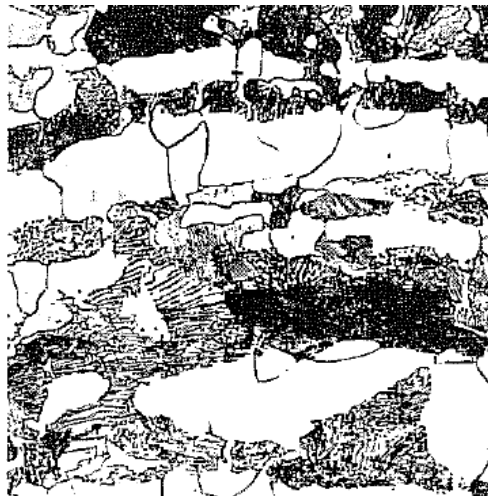


Figura 11: Microestrutura composta de ferrita e perlita num aço 1040 totalmente recozido. Reagente: picral 4% e nital 2%. Ampliação de 500x.

O recozimento pleno é uma alternativa interessante para a melhoria da ductilidade do material por modificar totalmente a estrutura deformada pela recristalização do material metálico, mas deve ser cuidadosamente controlada para evitar-se o aumento excessivo e irregular do tamanho de grão que pode causar a queda acentuada da resistência mecânica (Figura 12)

Como os aços hipereutetóides laminados e forjados contêm ferrita e perlita como constituintes, o recozimento subcrítico pode ajustar a dureza de ambos os constituintes, mas para o amaciamento tempos excessivamente longos podem ser necessários. O recozimento subcrítico é mais efetivo quando aplicado em aços endurecidos ou trabalhados a frio, que recristalizam para a forma dos novos grãos de ferrita. A taxa de amaciamento aumenta rapidamente quando a temperatura de recozimento se aproxima da temperatura crítica (KRAUSS, 1989).

Frequentemente torna-se necessário especificar o recozimento subcrítico para peças que são formadas por estampagem, recalque ou extrusão. A conformação a quente de ligas de aço de alto carbono exige que elas sejam recozidas para preveni-las de trincas e as amaciam para operações posteriores de corte, torneamento e endireitamento.

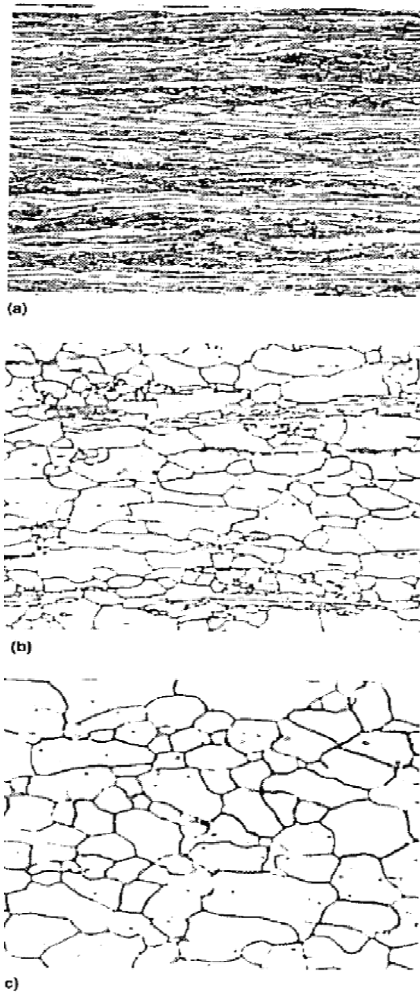


Figura 12: Micrografias de uma chapa de aço baixo-carbono: (a) Laminado a frio e não recozido. (b) recozido na condição parcialmente recristalizado, (c) recozido na condição de totalmente recristalizado. Reagente: Marshall. Ampliação de 1000x (SAMUELS, 1980)

O recozimento de processo usualmente consiste de aquecimento a uma temperatura abaixo da zona de transformação das fases de ferrita e perlita para austenita e ferrita, na faixa de temperaturas destacada na Figura 10, após uniformizar-se a temperatura por um tempo apropriado e resfriando-se, usualmente em ar. Na maioria dos casos, o aquecimento ocorre a temperaturas entre 10 e 20°C abaixo da temperatura de transformação de fases, o que produz a melhor combinação de microestrutura, dureza e propriedades mecânicas. O controle da temperatura é necessário apenas para prevenir que o tratamento do material ocorra abaixo da temperatura crítica.

Quando o recozimento subcrítico é realizado apenas para amaciar o material para uma operação posterior de trabalho a frio, como cisalhamento ou serramento, pode-se empregar temperaturas bem abaixo da temperatura crítica, e não há necessidade de um controle preciso da temperatura de recozimento (BANERJEE, 1980).

2.8 Oxidação em temperaturas elevadas

A possibilidade de formação de óxidos ou sulfetos na superfície de um material metálico pode ser determinada termicamente pelo cálculo da variação de energia livre do sistema metal + oxigênio. A variação de energia livre na formação do óxido é da mesma ordem da variação de entalpia (calor de reação à pressão constante) (PERRY, 1980).

Os óxidos obtidos por reações exotérmicas são os mais fáceis de se formar, e o que mais nocivo ao uso é que os materiais que apresentam esses óxidos são os mais susceptíveis à corrosão.

Metais que podem apresentar vários estados de oxidação, como ferro, podem formar películas constituídas de camadas de óxidos de diferentes composições, como mostra a Figura 13.

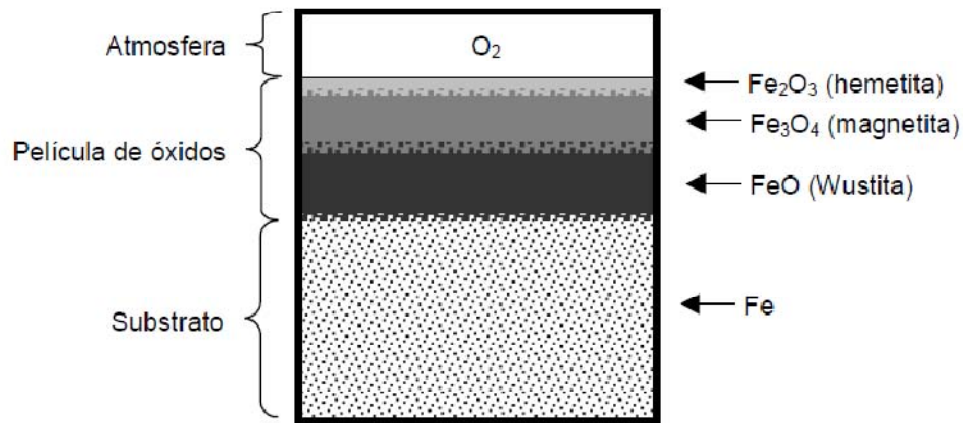


Figura 13: Constituintes da película de oxidação do ferro aquecido a 700°C, extraída de PERRY, 1980.

2.8 Contato das superfícies

Quando duas superfícies são pressionadas por uma força uma contra outra, a área aparente de contato A_0 é facilmente calculada por geometria, porém a área real de contato A é mais difícil de se determinar com precisão, pois ela é afetada pelas asperezas presentes em suas superfícies. Como se observa na Figura 14 as pontas das asperezas de uma das peças vão inicialmente entrar em contato com pontos da outra peça, e a área inicial de contato será extremamente pequena. As tensões resultantes sobre as asperezas serão muito altas, e poderão facilmente ultrapassar o limite de escoamento do material. À medida que a força de junção das duas peças é aumentada, as pontas das asperezas escoam e se alargam até que sua área combinada seja suficiente para reduzir a tensão média a um nível sustentável, isto é, algo como resistência à penetração por compressão do material menos resistente.

No conjunto de montagem tubo e bico injetor da Figura 4 verifica-se que o projeto visa à área de contato entre componentes para a que o conjunto seja estanque. Em verificação ao cálculo de área da junta foram feitas medições por diversos autores com carga centralizada e obteve-se uma expressão geral de área equivalente da equação (2.8.a) (JR & MCKEE, 1991).

$$A_j = \pi/4 (D_j^2 - D_b^2) \text{ com } D_j \leq dk \text{ e } L_j \leq 8d \quad (2.8.a)$$

onde:

A_j = área da junta equivalente à da seção de um cilindro oco com mesma rigidez.

D_j = diâmetro externo da junta tensionada

D_b = diâmetro do furo de passagem, feito na junta, em geral $D_k = 1,5D_b$

D_k = diâmetro externo da cabeça do parafuso, ou da face de apoio da porca.

L_j = comprimento da junta

Observa-se que a equação (2.8.a) não considera que os fatores como: força aplicada, resistência mecânica, dureza e rugosidade das superfícies possam influenciar na área de contato resultante.

Pode-se obter uma medida da resistência à penetração por compressão a partir de ensaios convencionais de dureza (Brinell, Rockwell, entre outros) os quais forçam uma ponta bastante fina contra o material e o deforma na forma desta ponta. A resistência à penetração S_p é facilmente calculada a partir desses dados experimentais e tende a ser da ordem de três vezes do limite de escoamento em compressão S_{yc} para a maior parte dos materiais (Archard, 1980).

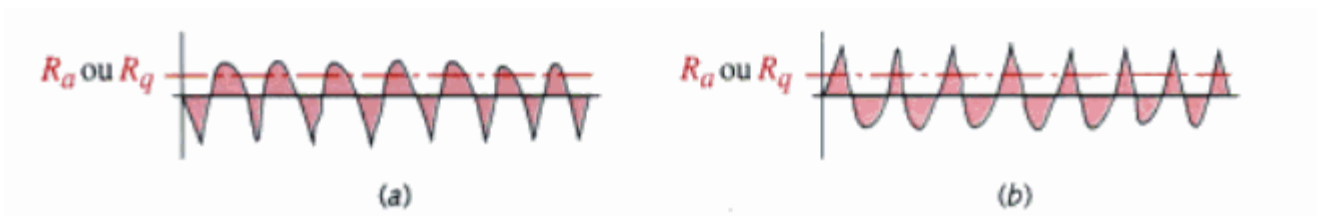


Figura 14: Diferentes contornos de superfícies podem ter os mesmos valores de R_a ou R_q extraída de Archard, 1980.

A área real de contato pode ser estimada por:

$$A_r \equiv F / S_p \equiv F / 3S_{yc} \quad (2.8.b)$$

Onde:

A_r = Área real de contato

F = força externa normal as superfícies em contato

S_p = resistência a penetração

S_{yc} = limite de escoamento em compressão

A resistência à deformação, como definido anteriormente, é tomada para o material menos resistente entre os dois. Observe-se que a área de contato para um material de determinada resistência sob uma certa carga será constante, e independente da área de contato entre as duas superfícies.

A área real de contato é independente da área de contato aparente A_0 definida pela geometria das peças. É por essa razão que o atrito de Coulomb entre dois sólidos é também independente da área A_0 .

A expressão para a força de atrito de Coulomb com escorregamento é dada por:

$$f = \mu F \quad (2.8.c)$$

Onde,

f = força de atrito,

μ = coeficiente de atrito dinâmico,

F = força normal.

A força normal comprime as duas superfícies uma contra a outra, e cria deformações elásticas e adesões nas pontas das asperezas. Pode-se definir a força de atrito dinâmico de Coulomb f como sendo a força necessária para cisalhar as asperezas aderidas e elasticamente intertravadas, de maneira a permitir o movimento de deslizamento. Essa força de cisalhamento é igual ao produto da resistência ao cisalhamento do material menos resistente pela área real de contato A_r , somada a uma “força de sulcamento” P , como mostrado na expressão (2.8.d)

$$f = S_{us}A_r + P \quad (2.8.d)$$

Onde:

f = força de atrito dinâmico de Coulomb

S_{us} = resistência ao cisalhamento do material menos resistente

A_r = área real de contato

P = força de sulcamento

A força de sulcamento P deve-se a partículas livres que penetram as superfícies, e é desprezível quando comparada à força de cisalhamento, podendo, portanto, ser ignorada. Isto será verdadeiro apenas se as duas superfícies tiverem aproximadamente a mesma dureza. Se uma superfície for mais dura e mais rugosa que a outra, poderá haver uma força de sulcamento significativa.

Considerando-se que o contato real entre duas superfícies se dá somente nas pontas das asperezas, Figura 15, substituindo-se a equação (2.8.c) na equação (2.8.d), e ignorando-se P , obtém-se:

$$f \equiv F S_{us} / 3S_{yc} \quad (2.8.f)$$

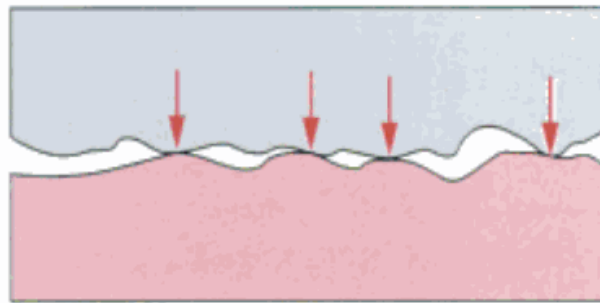


Figura 15: Contato real entre duas superfícies (NORTON, 1989)

A combinação das equações (2.8.c) e (2.8.f), fornece:

$$\mu = f / F \equiv S_{us} / 3S_{yc} \quad (2.8.g)$$

O que indica que o coeficiente de atrito μ é uma função somente de uma razão de resistências do material menos resistente entre os dois em contato.

Para efeito de resultar aumento de área de contato observa-se na equação (2.8.b) a possibilidade de aumento da força normal de aperto e da diminuição do limite de escoamento em compressão do material. O fator força normal considera-se constante pois considera-se que a força normal F é valor dimensionado por projeto considerando as características dos materiais e é estabelecido em processo de produção em montagem e em manual de motor para informação ao

usuário em campo e que em caso de necessidade de desmontagem e montagem do conjunto recomenda-se a utilização do valor de torque especificado não sendo indicado a alteração deste fator. Considerando esta condição e para uma mesma força F verifica-se que com diminuição do limite de escoamento em compressão observa-se aumento da área real de contato na equação (2.8.b).

Verifica-se na equação (2.8.g) que diminuindo-se o limite de escoamento em compressão, observa-se que a resultante será um maior coeficiente de atrito e conseqüente maior força de atrito da equação (2.8.c). Com maior força de atrito pode-se observar pela equação (2.8.d) que a área real de contato será maior. Com área real de contato maior irá favorecer a estanqueidade do conjunto.

O limite de resistência ao cisalhamento S_{us} pode ser estimado com base no limite de resistência à tração do material:

$$\text{Aços:} \quad S_{us} = 0,80 S_{ut} \quad (2.8.h)$$

$$\text{Outros metais dúcteis:} \quad S_{us} = 0,75 S_{ut} \quad (2.8.i)$$

Já o limite de escoamento na compressão varia numa faixa bastante larga de valores se considerado como uma fração do limite de resistência à tração:

$$0,5 S_{ut} < S_{yc} < 0,9 S_{ut} \quad (2.8.j)$$

Substituindo as expressões (2.8.j) e (2.8.i) (2.8.h) na expressão (2.8.g) resulta em:

$$0,75 S_{ut} / 3(0,9 S_{ut}) < \mu < 0,80 S_{ut} / 3(0,5 S_{ut})$$

$$0,28 < \mu < 0,53 \quad (2.8.l)$$

O que é aproximadamente a faixa de valores usual de μ para metais secos expostos ao ar. Observe-se que se as superfícies dos metais forem inteiramente limpas, μ atingirá valores duas vezes maiores do que apresentado na expressão (2.8.l) segundo RABINOWICZ (1980).

Capítulo 3

Materiais e Métodos

3.1 Descrição de ensaio de aquecimento das amostras

A sequência de etapas para realização desses ensaios consistiu na preparação das amostras pelo de corte de barras de 300 mm de comprimento, seguida da identificação das temperaturas a que seriam submetidos.

Após essa preparação prévia, segue-se o ajuste da temperatura inicial de 300°C no painel de comando do equipamento.

Realizadas as conformações em amostras de tubos sem aquecimento posterior e conformações de amostras seguidas de aquecimento posterior, procede-se a parada de máquina e o ajuste da temperatura para cada conjunto de novas amostras, na faixa de 300°C até 600°C

Posteriormente, procede-se à análise das amostras de matéria-prima, das amostras somente conformadas e das amostras conformadas e aquecidas nas temperaturas utilizadas em cada grupo de ensaios.

Finalmente, realiza-se a preparação dos corpos de prova embutidos em baquelite para a análise de microestrutura em microscópio óptico e medições de microdureza em microdurômetro Vickers.

3.2 Objetivos do ensaio

Avaliar os resultados obtidos em termos de microdureza e microestrutura, pelo processo de aquecimento por indução eletromagnética realizado após conformação de perfil de ogiva em amostras de tubos de aço sem costura de diâmetro externo de 8 mm e diâmetro interno de 3mm.

Analisar a microdureza e a microestrutura na área conformada e afetada pela temperatura de aquecimento. Essa área contém o ponto de vedação com a contra-peça e localiza-se a 2mm do topo da ogiva medido longitudinalmente no corpo do tubo. Este ponto é determinado especificamente para cada projeto de vedação entre tubo e contra-peça.

Realizar mapeamento de microdureza e microestrutura transversalmente em relação ao eixo do tubo para avaliar os resultados obtidos na seção relativa ao ponto de vedação acima mencionado.

Verificar a influência da temperatura de aquecimento por indução eletromagnética nas características de microdureza e microestrutura para temperaturas entre 300°C e 600°C.

3.3 Material utilizado nos ensaios

O material utilizado é um tubo trefilado sem costura de diâmetro externo de 8mm, diâmetro interno de 3mm e comprimento de 300mm. O material utilizado segue os padrões da norma DIN 2391 - St 52 NBK

3.4 Composição química da matéria-prima

A Tabela 2 apresenta os valores especificados pela norma DIN 2391 para o aço St %2 NBK e os valores obtidos pelo fornecedor da Alemanha. Pode-se verificar que os valores encontrados para a matéria-prima utilizada nos ensaios encontram-se dentro das especificações da norma alemã.

O material NBK utilizado nas amostras do ensaio refere-se a um material trefilado a frio seguido de recozimento realizado em atmosfera controlada em temperatura acima do ponto de transformação de fase.

Tabela 2: Composição Química Encontrada para Tubo St 52 NBK

Material	Elementos Químicos (% em peso)				
	C	Si	Mn	P	S
DIN 2391St52 NBK – Especificação	0,22 max.	0,55 max	≤ 1,60	0,025 max.	0,025 max.
DIN 2391St52 NBK – Resultados encontrados	0,190	0,260	1,420	0,016	0,002

3.5 Análise metalográfica da matéria-prima

As análises da microestrutura da matéria-prima e demais ensaios físicos foram executados conforme especificado na norma DIN 2391 PARTE 2, que se refere aos requisitos de composição química, propriedades mecânicas e tratamento térmico da matéria-prima.

O microdurômetro utilizado nas medições tem as seguintes características:

Fabricante: Zwick

Modelo: 3212

Capacidade: 10 kg

Calibração: Microótica / N°. Relatório: 21422 / Data da última revisão: 12/05/09

As características do microscópio óptico utilizado para as análises metalográficas são:

Fabricante: Reichert - Jung

Modelo: Polyvar Met

Capacidade: até 2000x

Calibração: Microótica / N°. Relatório: 20362 / Data da última revisão: 18/06/08

As lixas para preparação dos corpos de prova para metalografia foram utilizadas na sequência de grana 80, 220, 320, 400, 600. Também foi utilizado pano de polimento 4 μ m e pasta de diamante de grana 3 a 6 μ m.

As especificações de fornecimento da matéria-prima e os resultados encontrados são mostrados na Tabela 3.

Tabela 3: Análise da condição de fornecimento encontrada

Especificado	Encontrado
Processo de fabricação: NBK. Trefilado a frio seguido de recozimento abaixo do ponto de transformação em atmosfera controlada	NBK
Estrutura da matriz: Ferrita e perlita	Ferrita e Perlita
Tamanho de grão: 5 a 8	8
Cementita: Ausente	Ausente
Descarbonetação superficial: 0,05 mm de profundidade máximo	Em ordem
Rebarbas, ferrugem, cavidade, dobras de material, escamas e outras falhas no acabamento superficial interno e externo	Ausentes
Superfície interna: Não deve apresentar trincas ou quaisquer outras falhas com profundidade superior a 0,13 mm máximo	Em ordem
Numa secção transversal do tubo: Admite-se no máximo 5 falhas superficiais com profundidade entre 0,08 a 0,13 mm	Em ordem

3.6 Análise física da matéria-prima

Para a caracterização da matéria-prima empregada nos ensaios também foram realizados ensaios de microdureza e de tração sendo os resultados obtidos mostrados na Tabela 4.

Tabela 4: Resultados de análise de propriedades mecânicas encontradas nas amostras de matéria-prima utilizadas no ensaio

Especificado (DIN 2391 parte 2, 1981)	Encontrado
Dureza na região do corpo: HV	159 a 168 HV
Resistência à Tração: 490 a 630 N/mm ²	568,1 N/mm ²
Limite de Escoamento: 355 N/mm ² mínimo	361,1 N/mm ²
Alongamento: 22% mínimo	27,3 %

3.7 Descrição do equipamento de conformação e aquecimento por indução eletromagnética

Para a conformação de ogiva foi empregada uma máquina com acionamentos hidráulicos (Figura 16) controlados por um controlador lógico programável. A conformação é obtida pelo recalque feito pelo perfil interno da ferramenta cabeceadora que possui uma agulha na extremidade para evitar fechamento do diâmetro interno do tubo durante recalque. O sistema de aquecimento é efetuado num indutor eletromagnético com capacitor de alta frequência. O monitoramento da temperatura de aquecimento é realizado com um pirômetro óptico a laser devidamente calibrado com precisão de $\pm 5^\circ$.

A tensão utilizada pelo equipamento de aquecimento de indução eletromagnética é de 280V, com potência de 10kW a uma frequência de 10 kHz. A distância entre indutor e a peça de trabalho é de aproximadamente 2,5 mm.

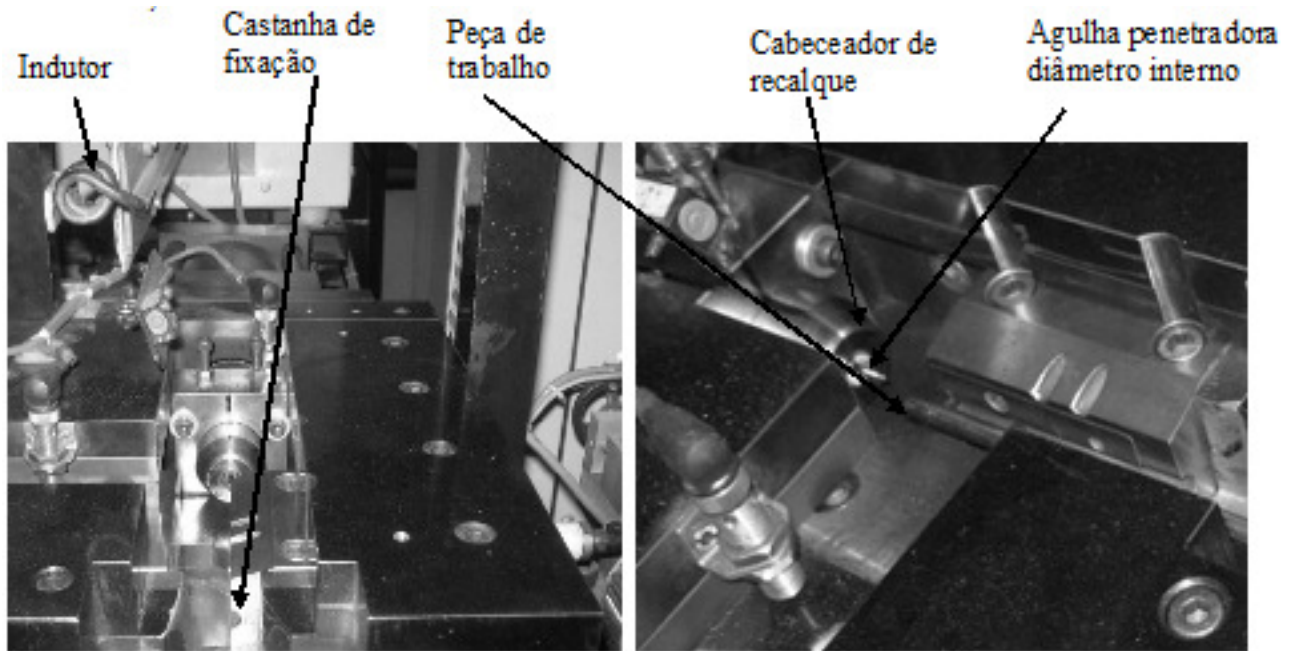


Figura 16: Equipamento de estampar ogivas com aquecimento por indução eletromagnética.

3.8 Perfil das ogivas conformadas

A Figura 17 apresenta o desenho da ogiva a ser conformada nas extremidades dos tubos e a Tabela 5, as dimensões características dessa região.

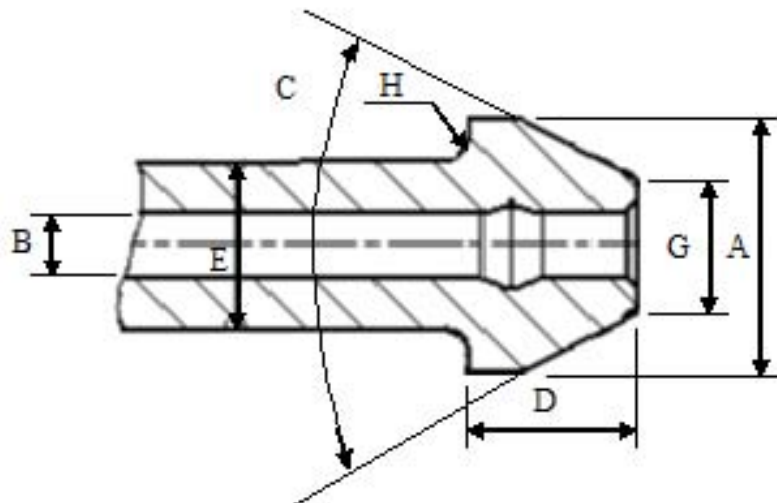


Figura 17: Perfil de conformação da ogiva

Tabela 5: Perfil dimensional da ogiva conformada nas amostras do ensaio

Item	Descrição	Dimensão
A	Ø externo da cabeça	12,2mm
B	Ø interno	3,0mm
C	ângulo	56°
D	Comprimento da cabeça	8mm
E	Ø externo do tubo	8mm
G	Ø externo	7,5mm
H	raio	1,0mm

O perfil recalçado observado na Figura 17 é gerado pela ferramenta cujos detalhes são mostrados no croqui da Figura 18.

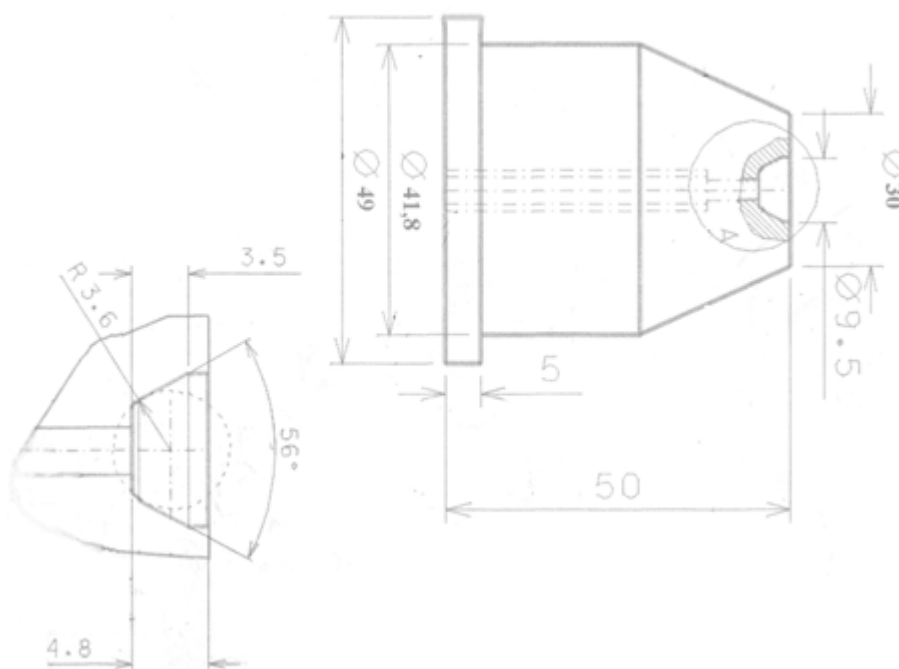


Figura 18: Desenho de ferramenta de recalque

3.9 Temperaturas de aquecimento utilizadas nos ensaios

Como mencionado anteriormente, foram cortadas barras de tubos com 300 mm de comprimento. Ogivas foram conformadas nas extremidades dos tubos à temperatura ambiente, entre 25° e 30°C e em seguida, as ogivas foram submetidas ao aquecimento num indutor eletromagnético, até atingirem as temperaturas de 300, 350, 400, 450, 500, 550 e 600°C.

Para efeito de comparação de propriedades e de microestrutura, também foi analisada uma amostra conformada e sem aquecimento posterior. A Figura 19 apresenta as amostras já conformadas e aquecidas, bem como a amostra sem aquecimento identificada como “frio”.



Figura 19: Amostras de tubos após os ensaios de conformação e aquecimento.

3.10 Teste de Estanqueidade

Foram formados oito conjuntos de tubos para testes de estanqueidade, sendo estes nas condições : sem aquecimento posterior ao recalque, aquecidos a temperatura de 300°C, 350°C, 400°C, 450°C, 500°C, 550°C e 600°C. Foi utilizado um motor de seis cilindros de produção no qual a tubulação é normalmente aplicada e utilizado dinamômetro em teste de uma hora de funcionamento para cada conjunto de tubos seguindo o programa de auditoria de motor que avalia potência e torque em faixas de rotação. Observado após final do teste a presença ou ausência de filme de diesel no contorno da parte inferior a porca do conjunto de tubulação e contorno do bico injetor visualmente e com auxílio de iluminação negra.

Capítulo 4

Resultados e Discussões

4.1 Verificação de tempo de aquecimento e temperatura

O equipamento de indução foi ajustado para cada um das temperaturas de aquecimento especificadas para os ensaios.

Para a mesma frequência de campo magnético (10kHz), potência (10kW), tensão (280V) e intensidade de corrente elétrica (41A) foram observados os seguintes valores de tempo de aquecimento em função da temperatura, medidos com cronômetro de acionamento manual e apresentados na Tabela 6 e na Figura 20.

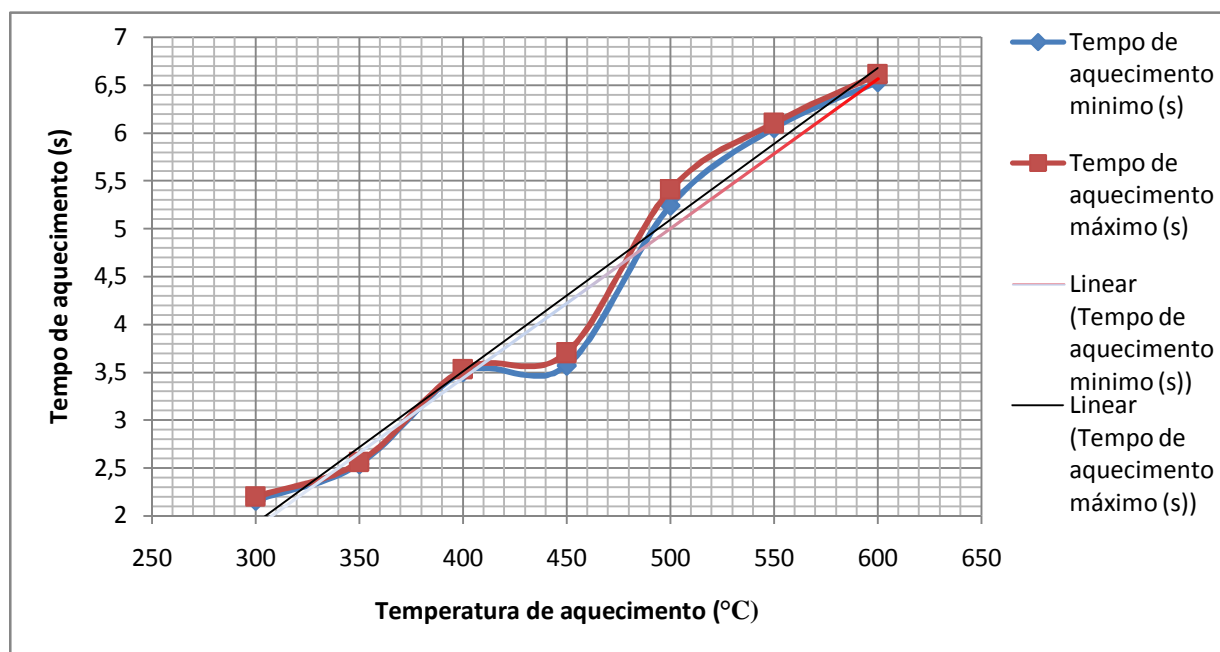


Figura 20: Tempo de aquecimento por indução em função da temperatura de aquecimento

As variações de tempo de aquecimento em relação a um valor teórico esperado podem ocorrer devido as variações de temperatura ambiente, incerteza de medição do pirômetro e do cronômetro.

Esses resultados de tempo podem ser ajustados como uma função linear da temperatura de aquecimento que permite avaliar-se o tempo necessário para uma dada temperatura estabelecida:

$$t = aT + b \quad (5.1.a)$$

sendo,

t o tempo de aquecimento

a o coeficiente angular

T a temperatura de aquecimento

b o coeficiente linear da reta

Calculando-se o valor da taxa de aquecimento em °C/s pelo coeficiente angular da reta:

$$a = (t_2 - t_1) / (T_2 - T_1) \quad (5.1.b)$$

$$a = (6,6 - 2,6) / (600 - 350)$$

$$a = 0,016$$

Calculando-se o valor do coeficiente linear b:

$$2,6 = 0,016 \cdot 350 + b \quad (5.1.c)$$

$$b = -3$$

A equação da reta aproximada seria:

$$t = 0,016T - 3 \quad (5.1.d)$$

Tabela 6: Tempo de aquecimento da peça em função da temperatura ajustada

Temperatura de aquecimento (C°)	Tempo de aquecimento cronometrado (s)	Tempo de aquecimento teórico considerando taxa de aquecimento constante
300	2,16 a 2,20	1,8
350	2,54 a 2,56	2,6
400	3,50 a 3,53	3,4
450	3,57 a 3,70	4,2
500	5,24 a 5,41	5,0
550	6,05 a 6,10	5,8
600	6,53 a 6,61	6,6

Observa-se na Tabela 6 que os valores de tempo medidos se aproximam dos valores de tempo teóricos calculados considerando taxa de aquecimento constante. As diferenças encontradas entre valores medidos e teóricos podem ser devido incerteza de medição de cronometragem e também devido ao fato de que o tempo não é parâmetro de ajuste para o processo pois o alvo de processo é a temperatura de aquecimento. O parâmetro de processo observado é a temperatura de aquecimento que foi alcançada pelos mesmos parâmetros em todas as temperaturas utilizadas sendo : frequência de campo magnético, potência, tensão e intensidade de corrente ; mas para cada amostra também pode ter variado a temperatura ambiente e a espessura de material aquecido conforme variação do processo de trefilação do tubo.

4.2 Mapeamento de microdureza

Os ensaios de microdureza foram realizados para verificar a variação de dureza da matéria-prima, de amostras com ogiva conformada, mas sem aquecimento posterior, e de amostras com a ogiva conformada e com aquecimento posterior nas temperaturas previamente estabelecidas. As medidas foram efetuadas ao longo da espessura do tubo numa posição a 2mm do topo da ogiva, onde deve ocorrer a vedação pelo maior contato entre as superfícies , como mostrado na Figura 4 segundo o projeto do motor (Figura 21).

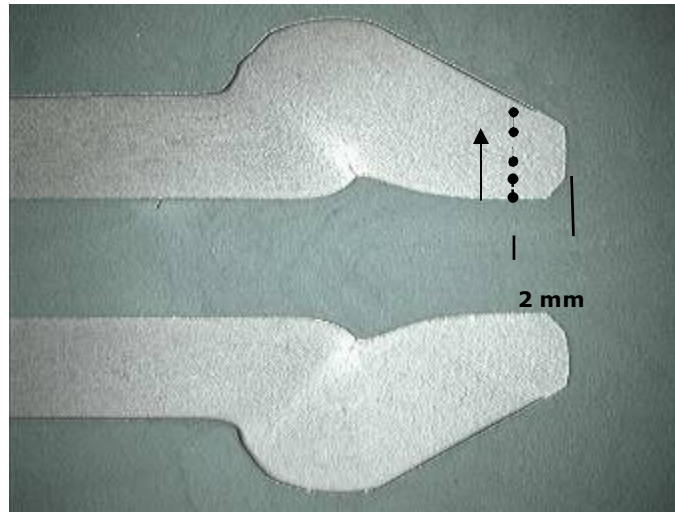


Figura 21: Macrografia de tubo em corte longitudinal e indicação das posições do mapeamento de microdureza. Reagente: Nital 3%.

4.3 Resultados das medições de dureza

Os resultados obtidos nos ensaios de microdureza realizados em amostras de tubos na condição de recebimento e na condição de ogiva conformada mas sem aquecimento posterior estão mostrados na Tabela 7 e na Figura 22.

Tabela 7: Mapeamento de microdureza HV1 em amostras de tubos conformado ogiva sem aquecimento posterior por indução eletromagnética

Tubo	Deslocamento a partir da superfície interna da ogiva				
	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	2,0 mm	2,5 mm
condição de recebimento	162 a 162	159 a 162	159 a 162	159 a 162	162 a 168
conformado sem aquecimento	168 a 185	171 a 185	199 a 205	219 a 223	210 a 234

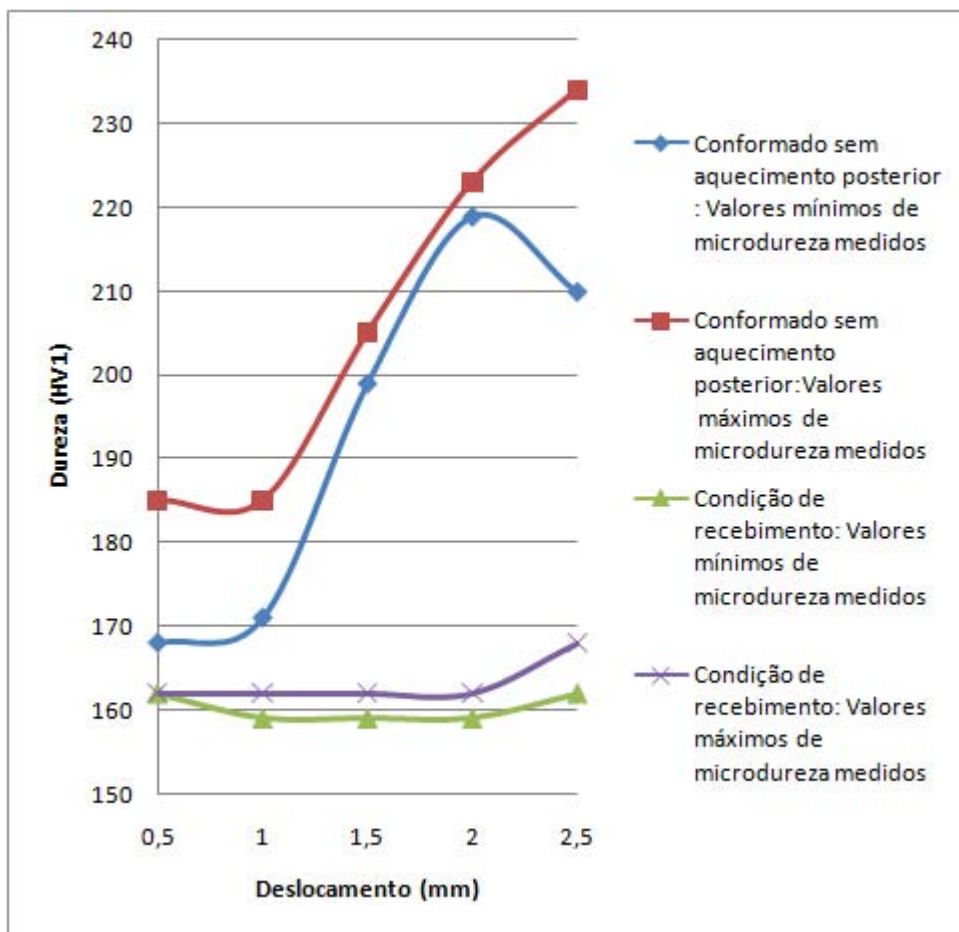


Figura 22: Variação da microdureza em função da posição ao longo do perfil da ogiva conformada e sem aquecimento posterior.

Observa-se na Tabela 7 e Figura 22 que a dureza do material na condição de recebimento da matéria prima possui uma variação observada entre 159 e 168 HV1. Verifica-se que após o processo de conformação do perfil recalado sem o posterior aquecimento, que se observa uma variação de dureza de 168HV1 a 234 HV1 em função da posição medida, sendo o valor mais baixo encontrado para a superfície interna do tubo, o que pode ser explicado pelo maior encruamento verificado na superfície externa, causado pelo maior deformação plástica a frio provocada nessa região.

A Tabela 8 e as Figuras 23 e 24 apresentam os resultados de microdureza obtidos nas amostras com ogiva conformada e que foram aquecidas por indução nas temperaturas especificadas para os ensaios sendo que na Figura 23 o gráfico foi obtido em função dos valores mínimos encontrados para cada ponto de medição e a Figura 24 o gráfico foi obtido em função dos valores máximos encontrados para cada ponto de medição.

Tabela 8: Mapeamento de microdureza HV1 em amostras de tubos conformado ogiva com aquecimento posterior por indução eletromagnética nas temperaturas especificadas

Tubo	Deslocamento a partir da superfície interna da ogiva				
	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	2,0 mm	2,5 mm
300°	168 a 175	162 a 175	185 a 191	210 a 212	214 a 237
350°	165 a 168	165 a 165	168 a 175	193 a 203	197 a 217
400°	171 a 178	162 a 182	178 a 189	185 a 191	185 a 203
450°	171 a 178	178 a 185	168 a 182	185 a 185	185 a 195
500°	178 a 182	178 a 178	182 a 178	178 a 178	175 a 175
550°	178 a 182	171 a 175	171 a 178	171 a 175	171 a 182
600°	175 a 185	175 a 178	171 a 178	171 a 175	171 a 175

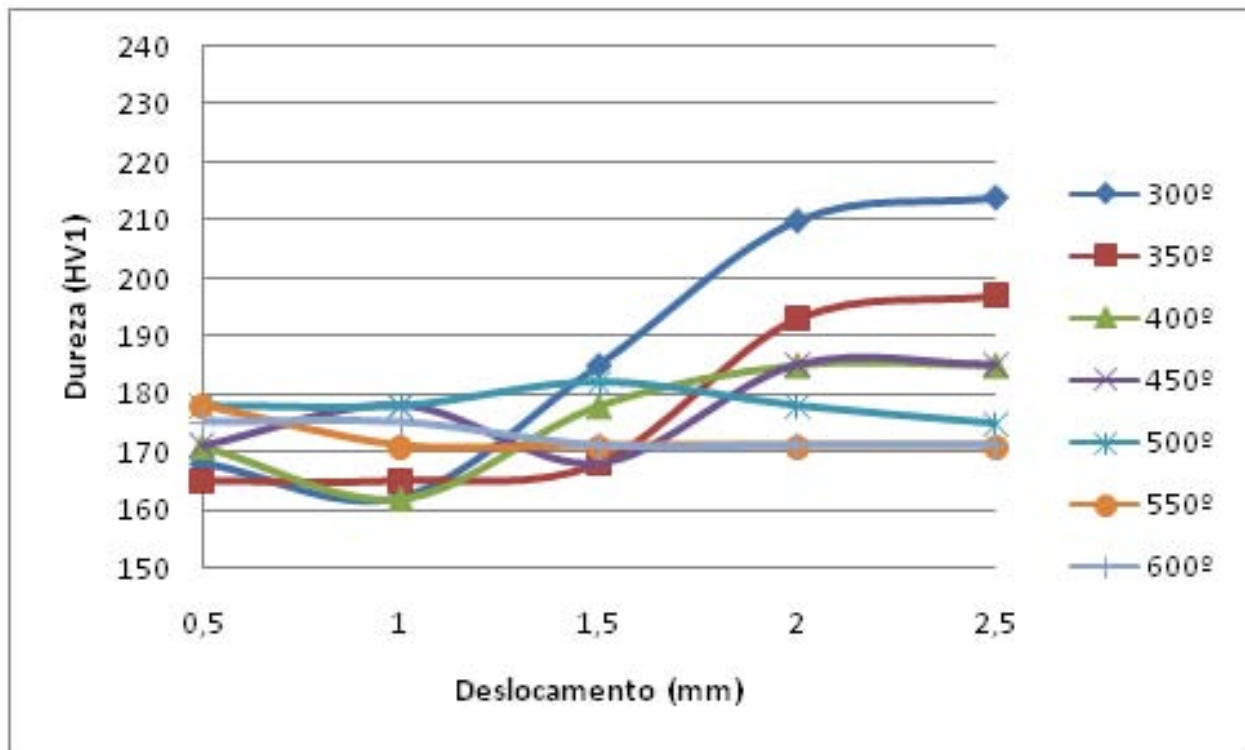


Figura 23 : Variação da microdureza para os valores mínimos medidos em função da posição ao longo do perfil da ogiva conformada e com aquecimento posterior em temperaturas de 300 a 600 °C.

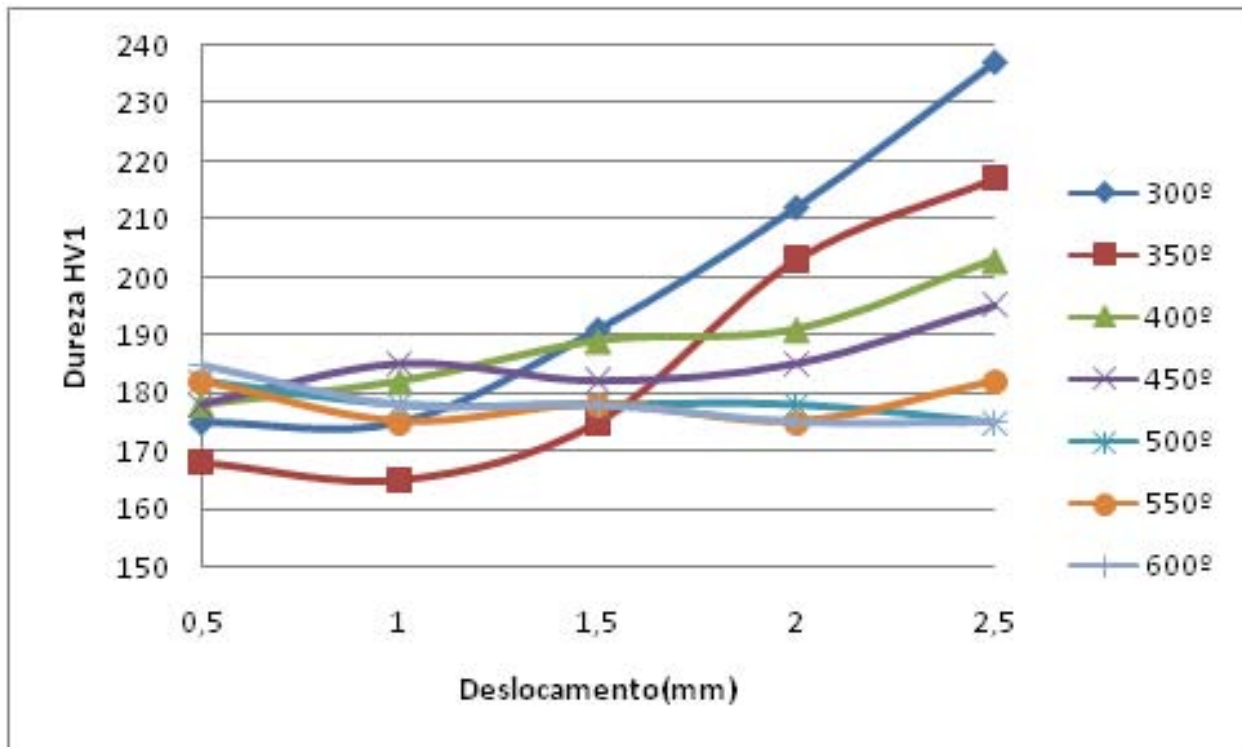


Figura 24: Variação da microdureza para os valores máximos medidos em função da posição ao longo do perfil da ogiva conformada e com aquecimento posterior em temperaturas de 300 a 600 °C.

Pode-se observar que, de forma semelhante ao observado nas amostras deformadas e sem aquecimento posterior, também nas amostras aquecidas até 450°C que a microdureza é maior próxima à superfície externa do tubo, se comparada à superfície interna. Observa-se que a microdureza praticamente não varia em função da posição ao longo da espessura do tubo.

Também se observa que a dureza é reduzida com o aumento da temperatura de aquecimento, e que essa queda é mais significativa a partir da temperatura de 350 °C, e que provavelmente está associada a mecanismos de amaciamento do aço nessa região.

As Figuras 25 a 29 apresentam as variações de microdureza obtidas para cada temperatura de aquecimento em função da posição de medição de dureza ao longo da espessura do tubo.

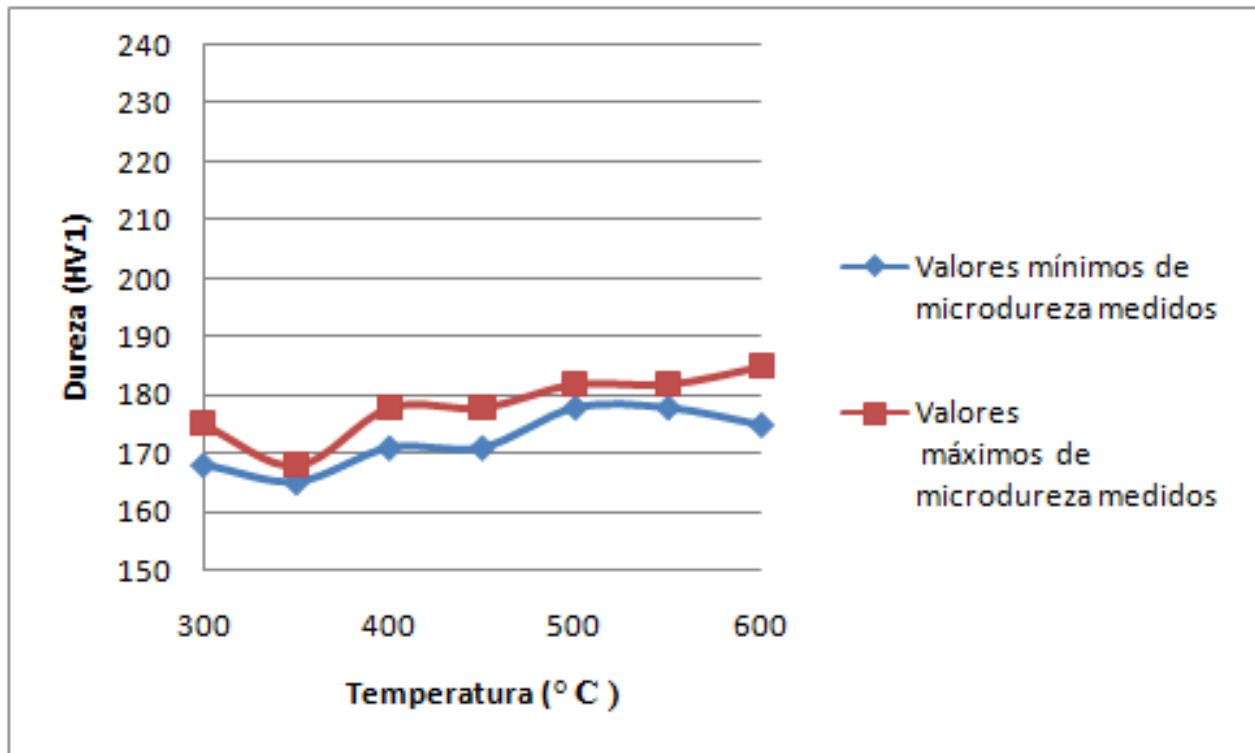


Figura 25: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 0,5 mm.

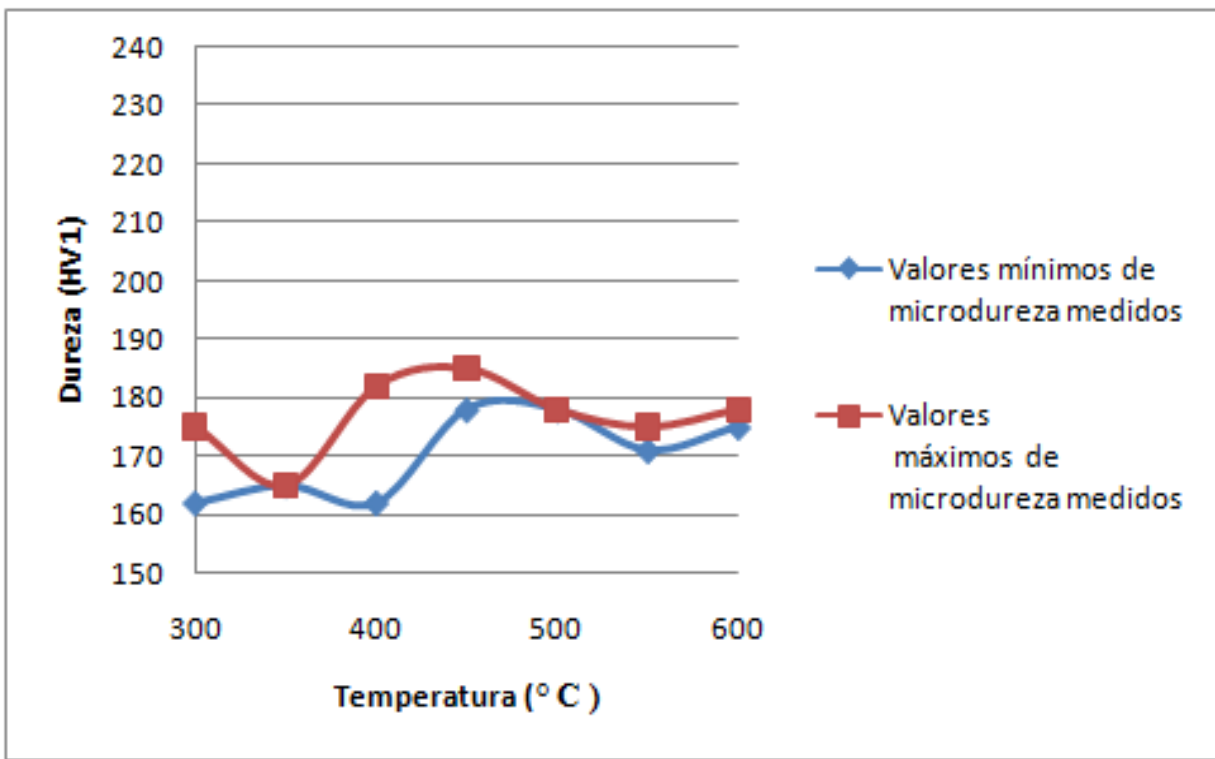


Figura 26: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 1,0mm.

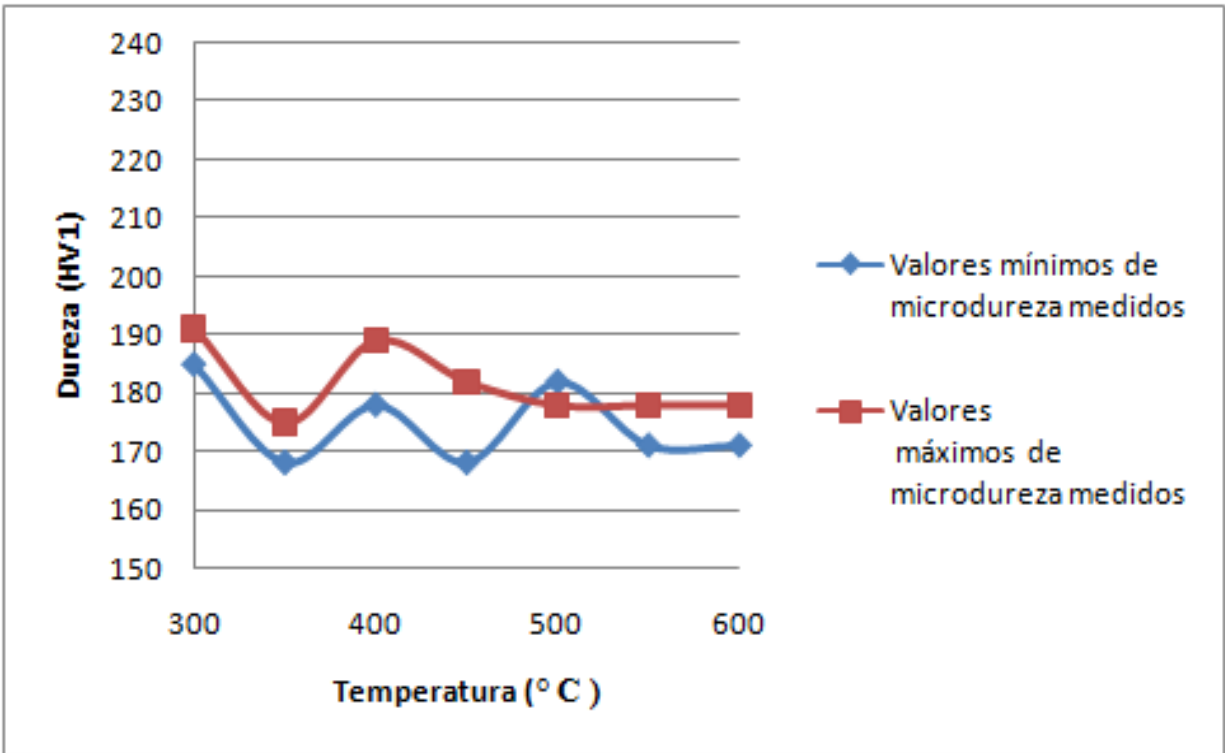


Figura 27: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 1,5mm.

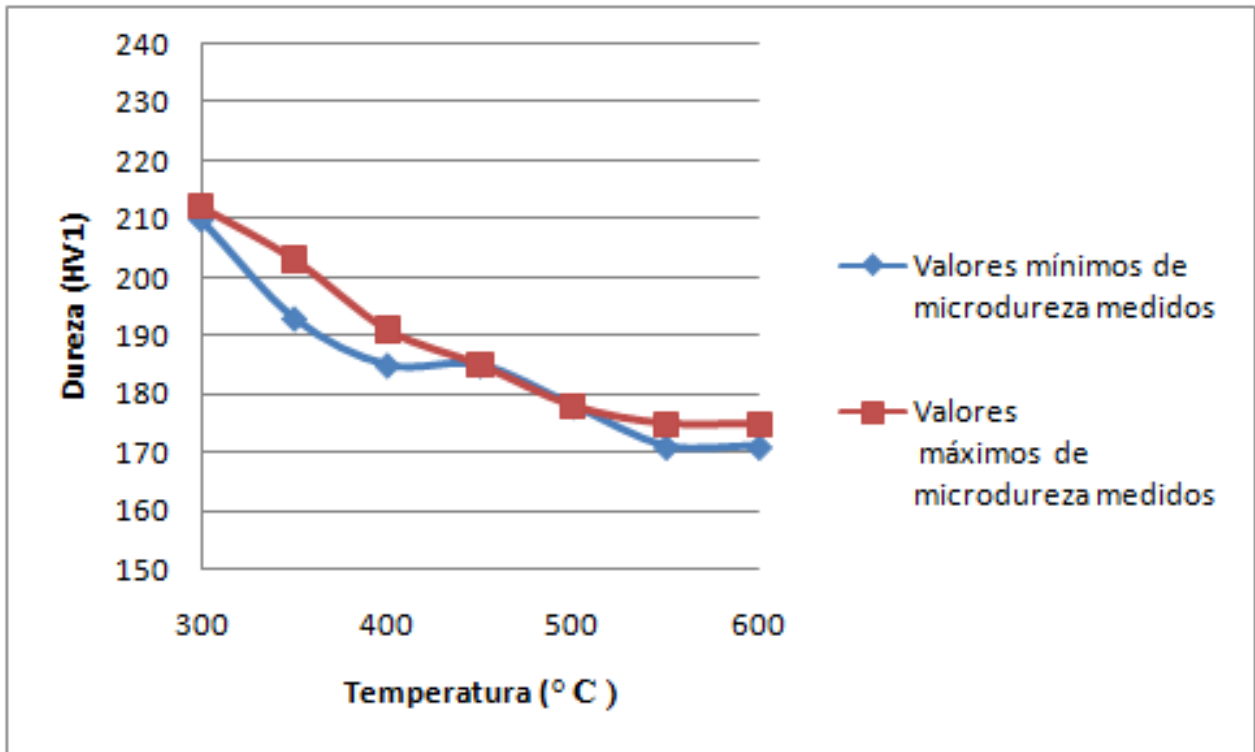


Figura 28: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 2,0mm.

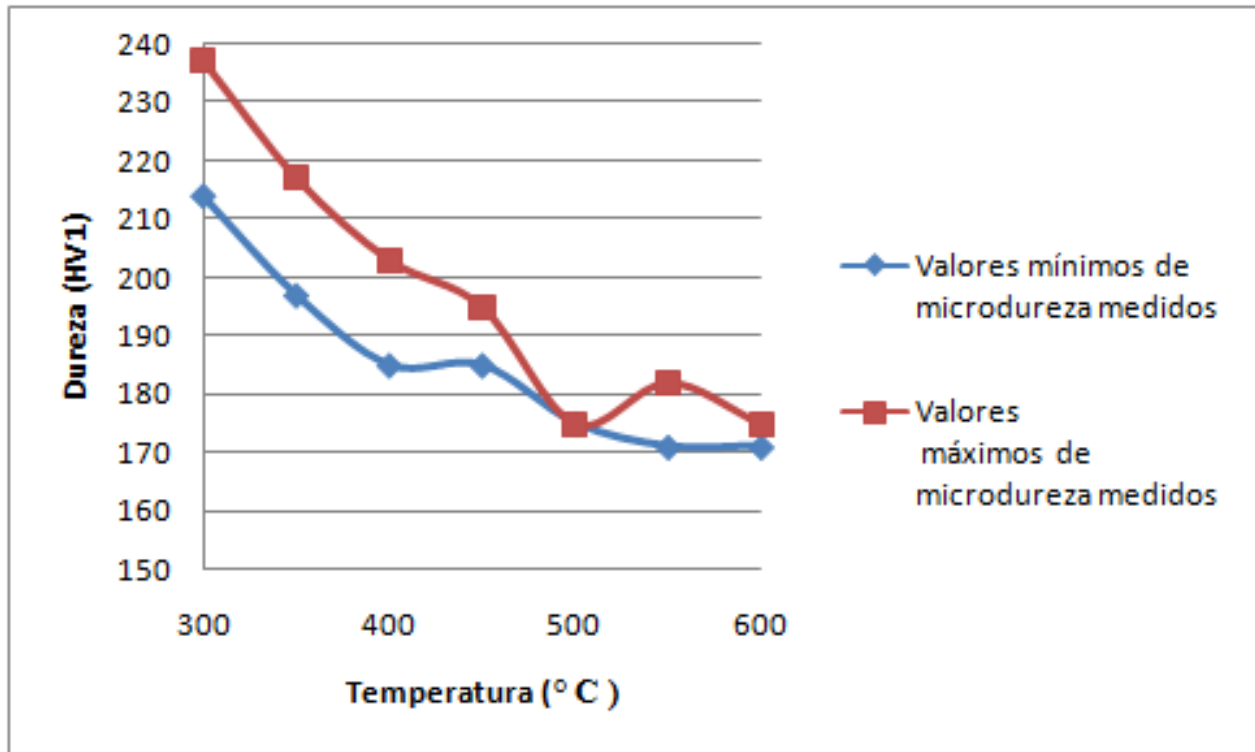


Figura 29: Microdureza HV1 em função da temperatura de aquecimento, deslocamento de 2,5mm.

Pode-se observar nos resultados apresentados nessas figuras que a queda mais significativa de dureza em função da temperatura ocorre para o deslocamento de 2,5 mm que representa a região mais encruada e mais endurecida nas amostras apenas deformadas. Essa queda mais pronunciada pode ter sido causada pela total recuperação das propriedades, que aparentemente foi mais efetiva nas temperaturas de aquecimento mais elevadas.

Nas posições ao longo da espessura do tubo mais próximas da superfície interna a queda menos pronunciada de dureza pode ser explicada pelo menor grau de deformação e consequente menor variação de dureza, que estão associadas a uma menor energia interna acumulada, não suficiente para iniciar os processos de amaciamento nas temperaturas de aquecimento empregadas nos ensaios.

4.4 Análise de macroestrutura

A macroestrutura foi analisada para verificação do fibramento mecânico que revela como se deu o escoamento do material na região de recalque. As Figuras 30 e 31 apresentam as macrografias dos tubos deformados sem e com aquecimento posterior, respectivamente.

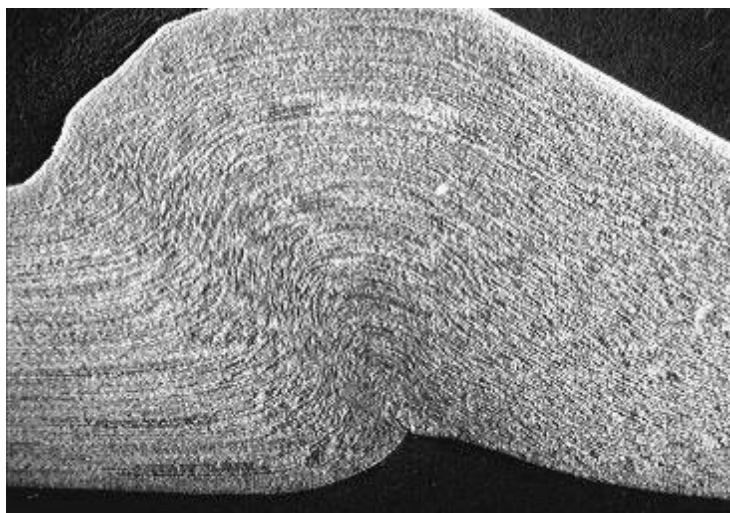


Figura 30: Macrografia da região da ogiva do tubo sem aquecimento posterior. Reagente: Nital 3%, Ampliação: 15X.

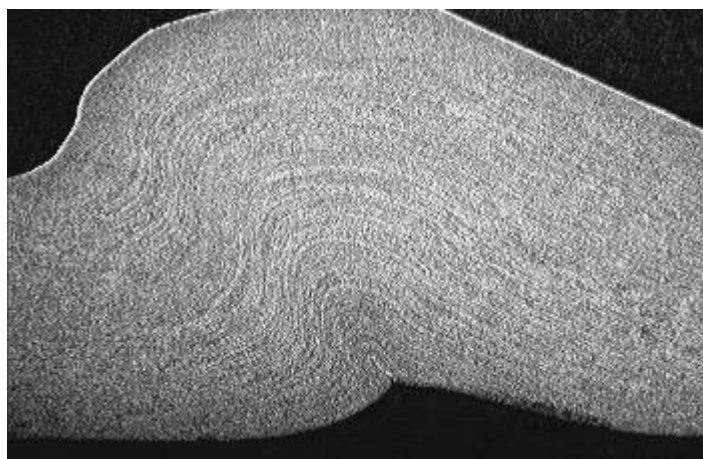


Figura 31: Macrografia da região da ogiva do tubo com aquecimento posterior a 600°C . Reagente: Nital 3%, Ampliação: 15X.

Verifica-se que o perfil de fibramento se assemelha para as duas condições extremas de temperatura utilizadas no ensaio, mas que como esperado, o tubo apenas deformado apresenta

linhas de escoamento mais bem definidas, como resultado do maior encruamento e maior dureza observados para essa condição, que associados a uma maior energia interna teve como consequência uma maior corrosão pelo reagente.

4.5 Mapeamento de microestrutura

A microestrutura foi analisada para se observar as amostras submetidas ao processo de recalque e aquecimento por indução eletromagnética.

Estabeleceram-se pontos de referência em ambas as micrografias, sendo para a primeira, uma distância de dois milímetros em relação ao topo do tubo. Para a segunda micrografia definiu-se o local da dobra de conformação como referência para verificação da microestrutura como mostrado na Figura 32.

As micrografias mostradas nas Figuras 33 a 48 estão agrupadas duas a duas para a verificação em dois pontos do perfil do tubo. A primeira micrografia refere-se à região onde se estabelece o contato do tubo com a contra-peça e onde deve ocorrer a vedação. A segunda micrografia refere-se à região próxima à dobra inerente do processo de recalque que ocorre na conformação desse produto.

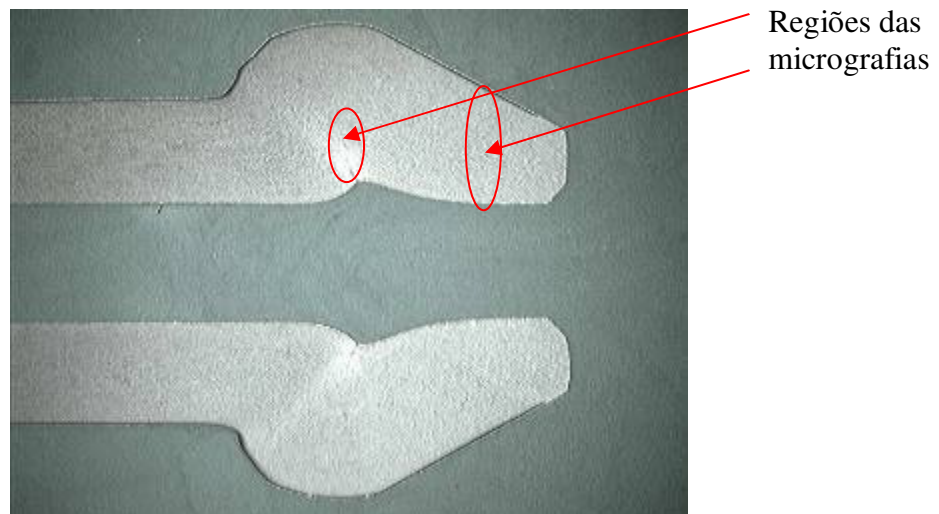


Figura 32: Regiões de análises metalográficas



Figura 33: Microestrutura do núcleo do tubo estampado sem aquecimento posterior. Região de localização da medição de dureza da ogiva conforme desenho - ferrita e perlita. Aumento: 500x / Ataque: Nital 3%



Figura 34: Micrografia da estrutura do tubo estampado sem aquecimento posterior na região próxima a dobra de conformação da ogiva – ferrita e perlita encruada. Aumento: 500x / Ataque: Nital 3%



Figura 35: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 300°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X

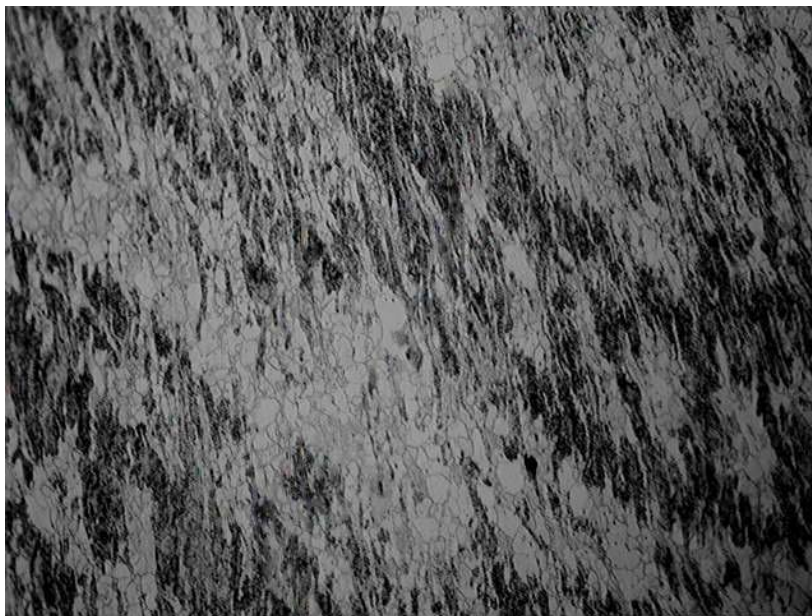


Figura 36: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 300°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X



Figura 37: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 350°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.



Figura 38: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 350°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.



Figura 39: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 400°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.

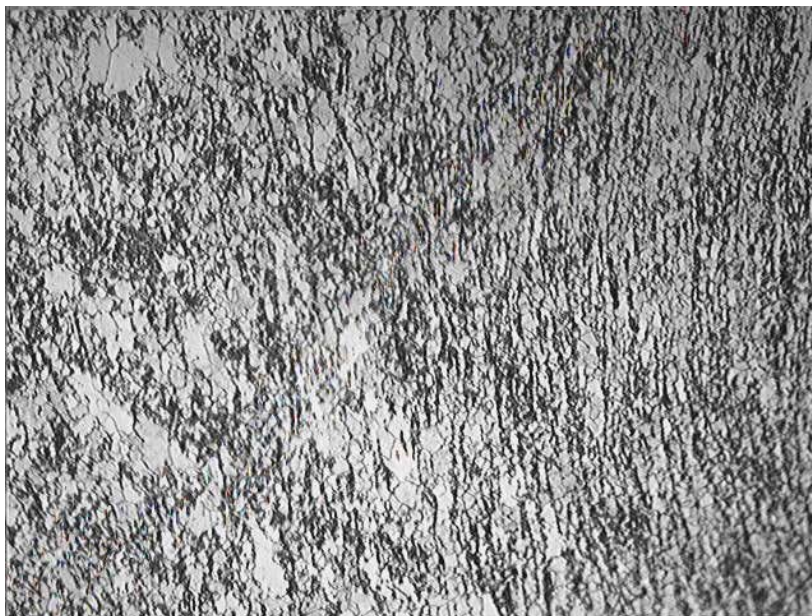


Figura 40: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 400°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X

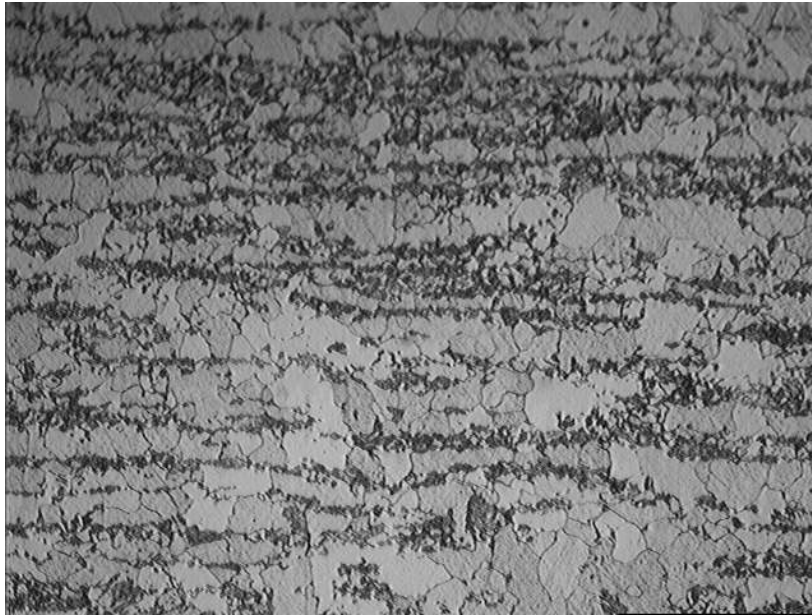


Figura 41: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 450°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.

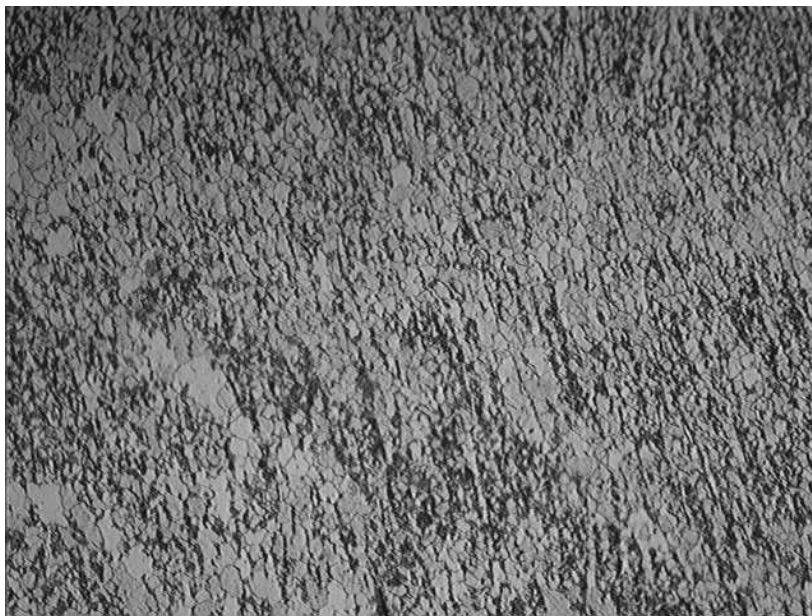


Figura 42: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 450°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.



Figura 43: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 500°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.

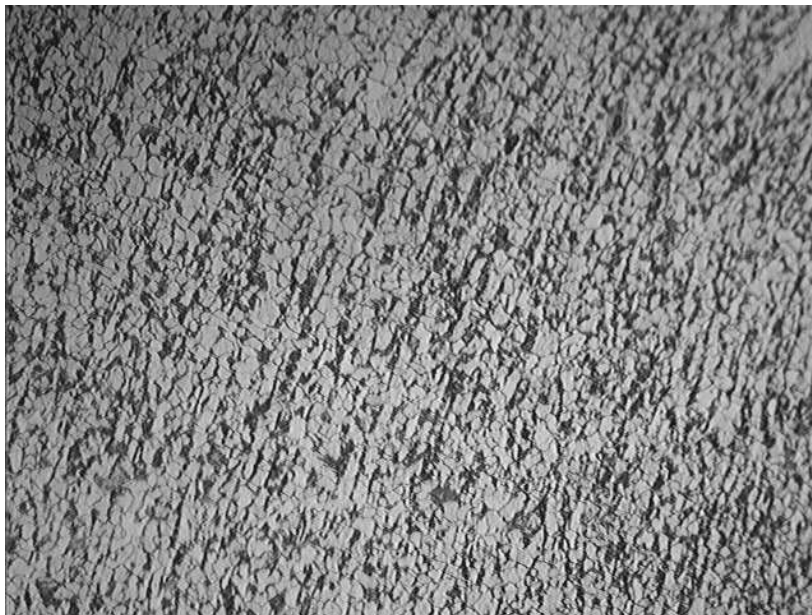


Figura 44: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 500°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.

Analisando-se as Figuras 33 a 42, relativas às temperaturas de 300 a 450°C não se observam uma alteração significativa das microestruturas com o aquecimento, pois elas são semelhantes às microestruturas encontradas na amostra em que não ocorreu o aquecimento por

indução (Figuras 33 e 34). Todas as microestruturas relativas à posição a 2mm do topo da ogiva são compostas por ferrita e perlita e apresentam os grãos alongados característicos do tubo trefilado e recozido.

As microestruturas relativas à região da dobra na ogiva também são semelhantes para todas as temperaturas de aquecimento e todas se apresentam fortemente deformadas com o fibramento característico da formação da dobra.

A queda de dureza que foi observada para as temperaturas de 350 e 450°C podem ter sido causadas pela recuperação do material, pela redução de sua energia interna, visto que não foram observadas alterações microestruturais significativas, mantendo-se uma estrutura de grãos deformados e alongados.

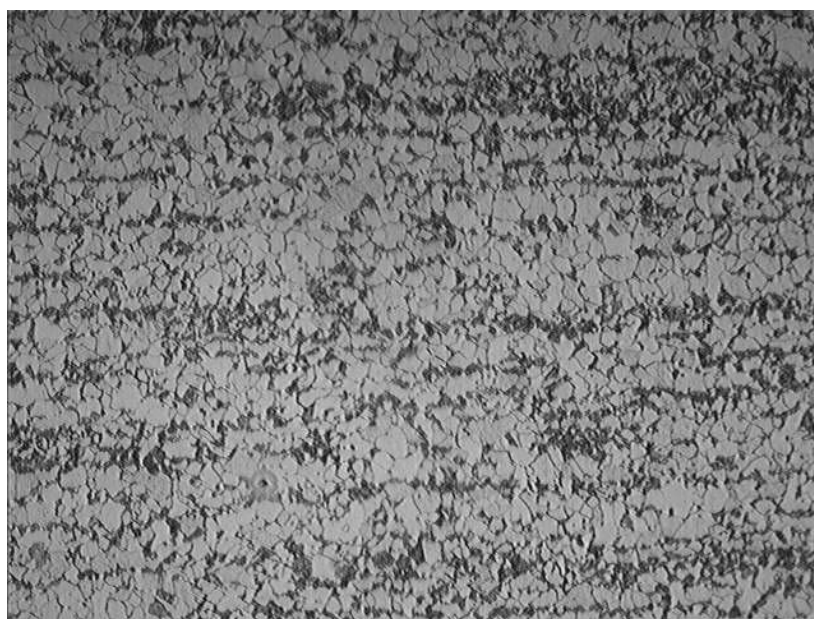


Figura 45: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 550°C na região a 2mm do topo da ogiva, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.



Figura 46: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 550°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.



Figura 47: Micrografia da estrutura do núcleo do tubo 600° na região de localização da medição de dureza da ogiva conforme desenho - ferrita e perlita. Aumento: 500x / Ataque: Nital 3%

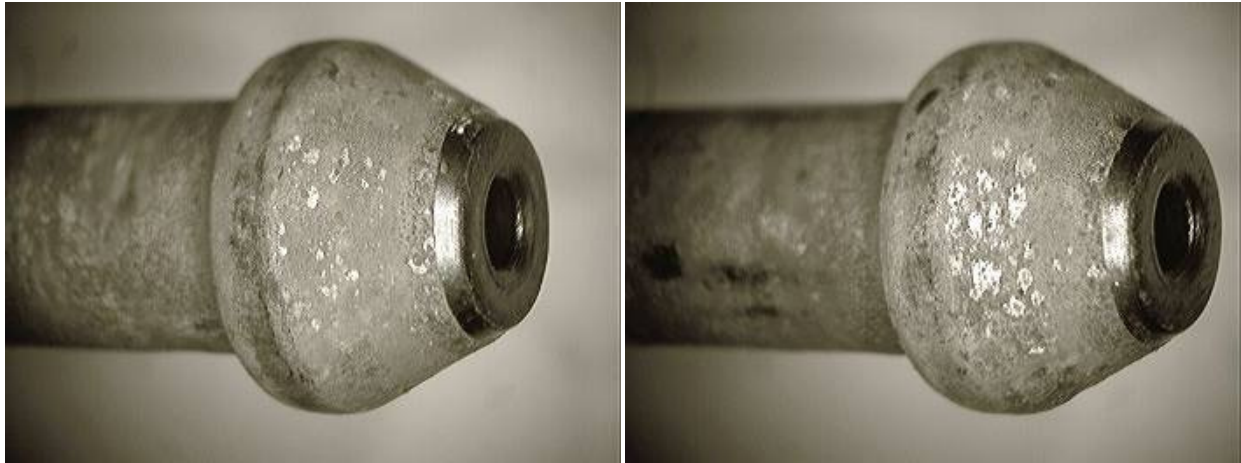


Figura 48: Microestrutura do núcleo do tubo aquecido a 600°C na região próxima à dobra de conformação, reagente: Nital 3%, ampliação: 500X.

Já para as temperaturas de aquecimento de 500, 550 e 600°C pode-se observar a alteração significativa das microestruturas se comparadas às encontradas no material recalcado e sem aquecimento posterior. Tanto a microestrutura relativa à posição a 2mm do topo da ogiva, como a relativa à região próxima à dobra apresentam uma modificação significativa da morfologia granular que passa a apresentar grãos recristalizados ao invés de grãos fortemente encruados, o que confirma a queda acentuada de dureza discutida anteriormente. Também se observa que o aumento da temperatura de aquecimento de à partir de 400 °C provoca um aumento significativo do tamanho do grão recristalizado.

4.6 Verificação de oxidação das amostras após o aquecimento

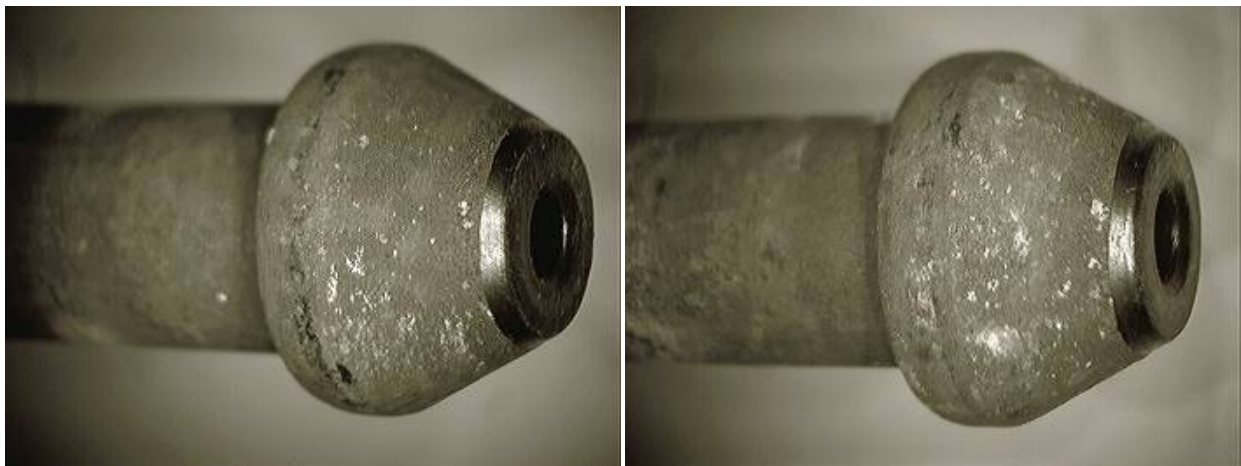
O tubo estudado neste trabalho apresenta tratamento superficial zincado e bicromatizado amarelo para proteção contra oxidação. Pela análise da superfície após o aquecimento, foram verificadas diferenças nos aspectos visuais dos tubos ensaiados, como mostrado nas Figuras 49 a 52.



(a)

(b)

Figura 49 Tubo zincado aquecido a 300°C (a) e Tubo zincado aquecido a 350°C (b)



(c)

(d)

Figura 50 Tubo zincado aquecido a 400°C (c) e Tubo zincado aquecido a 450°C (d)



(e)

(f)

Figura 51 Tubo zincado aquecido a 500°C (e) e Tubo zincado aquecido a 550°C (f)



Figura 52 Tubo zincado aquecido a 600°C

Nessas figuras observa-se a queima das camadas de zincado e bicromatizado, intensificada com o aumento da temperatura. Também se verificou que o óxido branco formado na queima é removido facilmente após um processo de escovação.

A superfície do tubo escovado apresenta em aspecto enegrecido e sem a presença dos óxidos brancos. Como essa superfície estava anteriormente protegida pelas camadas de passivação que foram queimadas durante o aquecimento, observa-se a necessidade de oleamento para evitar a progressão da oxidação superficial.

Observa-se nas figuras 49 a 52 que a passivação foi removida anteriormente ao aquecimento na região da extremidade dos tubos que devido a deformação resultante do perfil da ferramenta de recalque. A partir de 500°C observa-se um espalhamento da camada de passivação queimada na direção da região da extremidade em que a passivação foi anteriormente removida.

As Figuras 53 a 55 apresentam os tubos, e detalhes das ogivas, que foram aquecidos após terem a camada revestida retirada da extremidade que seria posteriormente deformada para a formação da ogiva.



Figura 53: Amostras aquecidas sem a passivação zincado e bicromatizado

Observa-se que com o aumento da temperatura ocorre maior propagação de calor e consequentemente, a área do tubo afetada pelo calor aumenta proporcionalmente. O aspecto de faixa de cores tem a mesma característica nas temperaturas observadas.



Figura 54: Tubos sem camada zincada bicromatizada aquecidos a 350, 400 e 450 °C respectivamente.



Figura 55: Tubos sem a camada zincada e bicromatizada aquecidos a 500, 550 e 600°C

Na Figura 54 e na Figura 55 para primeiro caso aquecido a 500°C não se verifica a formação de carepas de óxidos, que passa a ser significativa nas amostras aquecidas nas temperaturas de 550 e 600° C.

4.7 Verificação dimensional

Foram realizadas medições por perfilômetro das características dimensionais resultantes do processo de recalque de cabeça de tubo e aquecimento, sendo os resultados mostrados nas Tabelas 9 e 10.

Tabela 9: Ângulos de perfil do tubo obtidos em função da temperatura de aquecimento.

Temperatura de Aquecimento (°C)	Ângulo obtido (°) mínimo	Ângulo obtido (°) máximo
350	55°6'34''	55°21'13''
400	55°9'48''	55°36'41''
450	55°11'11''	55°26'11''
500	55°5'11''	55°10'38''
550	55°7'32''	55°34'37''
600	55°9'59''	55°30'56''

Pelos resultados dimensionais obtidos não se observou influência da temperatura nos ângulos verificados.

As dimensões características descritas na Figura 17 foram avaliadas nas amostras aquecidas a 550 e 600°C e também não se observaram variações significativas dessas dimensões que se apresentaram sempre dentro dos requisitos indicados na Tabela 5.

Tabela 10: Resultados dimensionais complementares para temperaturas de 550°C e 600°C

Item	Dimensão especificada	Dimensões encontradas
Ø externo da cabeça	12,2mm	12,17 a 12,22 mm
Comprimento da cabeça	8mm	8,11 a 8,15 mm
Ø externo	7,5mm	7,49 a 7,5mm
dimensão	1,0mm	1,01 a 1,03 mm

4.8 Teste de estanqueidade das amostras ensaiadas

Foram produzidos conjuntos de tubos aquecidos às temperaturas anteriormente utilizadas nos ensaios para verificação de microestrutura e dureza. Os conjuntos foram montados em motor e os tubos foram avaliados em teste funcional no qual foi avaliado seu comportamento em relação à estanqueidade, obtendo-se os resultados mostrados na Tabela 11.

O critério de reprovação quanto à estanqueidade baseou-se na observação de vazamentos nas conexões dos tubos, que podem ser observados visualmente pela presença de óleo na superfície (Figura 56) ou pela formação de uma faixa azul no teste com luz negra (Figura 57)



Figura 56 Presença de óleo diesel na conexão tubo e “rail”.



Figura 57: Vazamento entre tubo e “rail” verificado pela contorno azulado

Tabela 11: Resultados de teste de estanqueidade

Amostra	Resultado
Sem aquecimento	Reprovado
300°C	Reprovado
350°C	Reprovado
400°C	Reprovado
450°C	Reprovado
500°C	Aprovado
550°C	Aprovado
600°C	Aprovado

Observou-se que o nível de vazamento foi reduzindo à medida que a temperatura a qual o tubo foi aquecido no processo de conformação aumentou, tendo sido aprovados os tubos aquecidos a temperaturas de 500, 550 e 600°C.

4.9 Perfil de acomodação da ogiva após montagem

As amostras ensaiadas no teste de estanqueidade foram desconectadas e analisadas para verificar-se a superfície de contato gerada na montagem, como mostradas nas Figuras 58 a 60.



Figura 58: Visualização de área de acomodação com contra-peça de tubo sem aquecimento (a) e tubo aquecido a 350°C (b).



Figura 59: Visualização de área de acomodação com contra-peça de tubos aquecidos a 450°C (a) e 500°C (b).

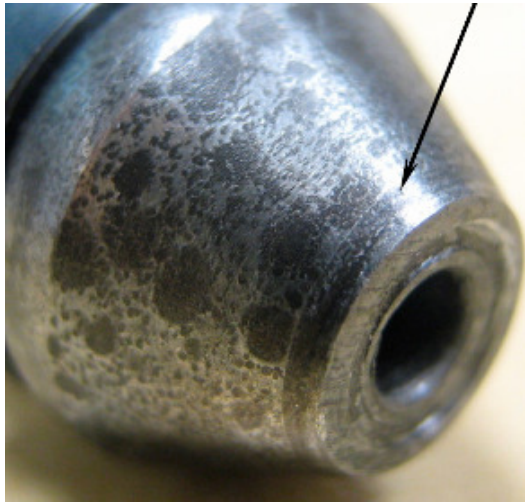


Figura 60: Visualização de área de acomodação com contra-peça de tubo aquecido a 600°C

Observa-se na Figura 58 que a acomodação da superfície de contato não ocorreu de maneira significativa. Na amostra aquecida a 350°C essa área é menor em relação às amostras aquecidas a 400 e 550 ° C, que aparentemente apresenta a maior área como destacada na Figura 59(b) e Figura 60 para as condições de 500 e 600°C.

Verificou-se convergência de resultados de valores de microdureza e recuperação da microestrutura encruada na conformação e relação destas características com o aumento da área de contato que maximiza a estanqueidade. A combinação mais favorável foi obtida para amostras produzidas a partir de 500°C que resultou pela redução da dureza a redução do limite da resistência a compressão e conseqüente maior área de contato que favorece a estanqueidade.

Assim, considerando-se os resultados de dureza, microestrutura, análise dimensional, estanqueidade e acomodação da área de contato, que o aquecimento deve-se realizar a partir de 500°C. Adicionalmente, considerando-se a minimização do tempo de aquecimento e a redução da presença de oxidação, a temperatura de aquecimento de 500°C pode ser considerada a mais adequada para o aquecimento por indução das extremidades dos tubos utilizados em sistemas de elevada pressão empregados em motores a diesel.

Capítulo 5

Conclusões

Diante dos resultados observados nas análises metalográficas e ensaios de microdureza, podemos concluir que as amostras de tubos ensaiadas apresentaram gradual recuperação da microestrutura encruada na conformação da ogiva e também apresentaram diminuição da microdureza em função do aumento da temperatura ocorrido no processo de aquecimento por indução eletromagnética em regiões mais próximas a superfície externa das amostras de tubos e não apresentaram redução de microdureza em regiões mais próximas a superfície interna das amostras de tubos.

Concluiu-se que o aquecimento por indução eletromagnética promove a redução de microdureza na superfície externa do tubo que é a mais próxima ao indutor. A região anteriormente afetada pelo encruamento resultante da conformação recupera-se entre as temperaturas de 350 e 450°C. Para as temperaturas de aquecimento de 500, 550 e 600°C observou-se a alteração significativa da dureza e da microestrutura pela provável recristalização do aço empregado nos tubos.

Os testes de estanqueidade realizados indicam compatibilidade entre o que se observa na análise de microdureza e microestrutura e os resultados observados quanto à presença de vazamento, de modo que quanto menor a dureza menor foi a probabilidade de ocorrência de vazamentos, como verificado na montagem dos tubos aquecidos a partir de 500°C.

Assim, conclui-se que o aquecimento pode ser recomendado para obtenção da microdureza e microestrutura adequadas para garantir-se a vedação do sistema.

Além disso, conclui-se que para as temperaturas avaliadas não houve alteração nos resultados dimensionais do perfil cônico, avaliado pelos ângulos do perfil e pelas dimensões características, o que pressupõe que o aquecimento não afeta esses requisitos do produto.

A partir dessas observações, conclui-se que o aquecimento dos tubos deve ocorrer a 500°C de modo a obter-se a microestrutura e a dureza adequadas para a estanqueidade do sistema, associadas a uma menor oxidação superficial e a um menor tempo de aquecimento, o que garante a qualidade do produto e o aumento da produtividade do processo.

Referências Bibliográficas

ANDREWS, K. (1965). Empirical Formulae for the Calculation of Some Transformation Temperatures. *J.Iron Steel Inst*, 721.

Archard, J. (1980). *Wear Theory and Mechanisms in Wear Control Handbook* M.B. Peterson and W.O. Winer. New York: Mc Graw Hill.

ASM International. (1988). *Elements of Induction Heating - Design, Control and Applications*.

ATKINS, M. (1980). *Atlas of Continuous Cooling Transformation Diagrams for Engineering Steels*. American Society for Metals, in cooperation with British Steel Corporation.

Atlas of Isothermal Transformation and Cooling Transformation Diagrams. (1977). American Society for Metals.

BANERJEE, B. (1980, Nov). Annealing Heat Treatments. *Met.Prog*.

BYRNE, J. (1965). *Recovery, Recrystallization, and Grain Growth*. Londres: MacMillan Company.

CHIAVERINI, V. (2005). *Aços e Ferros Fundidos*. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais - ABM.

CHIAVERINI, V. (1979). *Aços e Ferros Fundidos 4 ed*. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais - ABM.

COLPAERT, H. (1969). *Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns*. São Paulo: Edgard.

DAUGHERTY, R. a. (1973). *Tempos de Aquecimento em Forno a Gás e Indução*. New York: IEEE.

DAVIES, J. a. (1979). *Induction Heating Handbook*. London: McGraw Hill Ltd.

DIN. (1981). *2391 parte 2, Especificações de tubos sem costura de precisão (em alemão)*.

GRUM, J. (2001). A review of the influence of grinding conditions on resulting residual stresses after induction surface hardening and grinding. *Journal of Materials Processing Technology*, 212-226.

JR, K. S., & MCKEE, R. B. (1991). *Fundamentals of Mechanical component design*. McGraw-Hill, Inc.

KRAUSS, G. (1989). *Steels: Heat Treatment and Processing Principles*. ASM International.

LOZINSKII, M. (1969). *Industrial Applications of Induction Heating*. London: Pergamon Press.

MOULD, P. (1982). *Metallurgy of Continuous- Annealed Sheet Steel*. TMS-AIME.

MWMINTERNATIONAL. (2006). *Apostila de Treinamento*. São Paulo: NAVISTAR COMPANY.

NORTON, R. L. (Ed.2 1989). *Projeto de Máquinas Uma Abordagem Integrada*. ArtmedBookman.

OBARA, T. e. (1982, July). Kawasaki Steel Tech. Rep. No 12, pp. 25-35.

PAYSON, P. (1943). *The Annealing of Steel, series Iron Age*. Crucible Steel Company of America.

PERRY, R. e. (1980). *Manual de Engenharia Química 5ed Volume 3, pag 145-161*. Rio de Janeiro: Guanabara Dois.

RABINOWICZ, E. (1980). *Wear Coefficients Metals Handbook M.B. Peterson and W.O. Winer*. New York: Mc Graw Hill.

- RED-HILL, R. (1973). *Physical Metallurgy Principles, 2nd*. New York: D. Nostran Reinhold.
- RUDNEV, V. I., COOK, R. L., DON, L., & Black, M. R. (1997). *INDUCTOHEAT, Inc.* Michigan: Madison Heights.
- RUDNEV, V., LOVELESS, D., COOK, R., & BLACK, M. (1990). *Handbook of Induction Heating*. New York: Marcel Dekker.
- SAMUELS, L. (1980). *Optical Microscopy of Carbon Steels*,. American Society for Metals.
- SANTOS, R. G. (2006). *Transformação de Fases em Materiais Metálicos*. Campinas: UNICAMP.
- SEMIATIN, S. a. (1986). *Induction Heat Treatment of Steel*. ASM International.
- SILVA, A. L., & MEI, P. R. (1988). *Aços e Ligas Especiais*. São Paulo: Eletrometal SA Metais Especiais.
- Spencer, T. (1964). *Induction Hardening and Tempering*. American Society for Metals.
- STEVENS, N. (1981). Induction Hardening and Tempering. *Metals Handbook 9ed*, 456.
- TOTTEN, G. H. (1997). *Steel Heat Treatment Handbook*. New York: Dekker.
- TUDBURY, C. (1960). *Basics of Induction Heating vol 1 and 2*. John F. Rider.
- VICENTE, G. (1996). *Corrosão 3ed*. Rio de Janeiro: LTC.
- VOLVO DO BRASIL S.A, VOLVO PENTA (2009), acesso em 25/08/2009 do sítio na rede internet <http://www.volvo.com/volvopenta/brazil/pt-br/pentahome.htm>
- ZINN, S. a. (1988). *Elements of Induction Heating: Design, Control, and Applications*. ASM International.