

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**UMA PROPOSTA PARA A  
FLEXIBILIZAÇÃO DO FORJAMENTO  
A QUENTE DE PRECISÃO**

Autor: **Wyser José Yamakami**  
Orientador: **Prof. Dr. Sérgio Tonini Button**

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

**UMA PROPOSTA PARA A  
FLEXIBILIZAÇÃO DO FORJAMENTO  
A QUENTE DE PRECISÃO**

**Autor: Wyser José Yamakami  
Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button**

Curso: Engenharia Mecânica  
Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2003  
S.P. – Brasil

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

Y14p Yamakami, Wyser José  
Uma proposta para a flexibilização do forjamento a quente de precisão / Wyser José Yamakami. --Campinas, SP: [s.n.], 2003.

Orientador: Sérgio Tonini Button.  
Tese (doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Forjamento. 2. Simulação (Computadores). 3. Microestrutura. 4. Resfriamento. 5. Tecnologia de grupo.  
I. Button, Sérgio Tonini. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

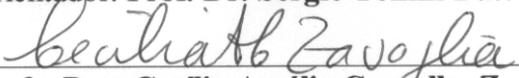
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

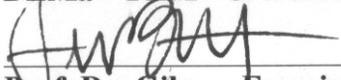
**TESE DE DOUTORADO**

**UMA PROPOSTA PARA A  
FLEXIBILIZAÇÃO DO FORJAMENTO  
A QUENTE DE PRECISÃO**

Autor: **Wyser José Yamakami**

Orientador: **Prof. Dr. Sérgio Tonini Button**

  
\_\_\_\_\_  
**Profa. Dra. Cecília Amélia Carvalho Zavaglia**  
DEMa – FEM - UNICAMP

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha**  
PMR - EPUSP

  
\_\_\_\_\_  
**Profa. Dra. Maria Helena Robert**  
DEF – FEM - UNICAMP

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Miguel Ângelo Menezes**  
DEM – FEIS - UNESP

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Sérgio Tonini Button, Presidente**  
DEMa – FEM - UNICAMP

Campinas, 30 de junho de 2003

## **Dedicatória:**

Dedico este trabalho à minha querida esposa Solange, aos meus Filhos e aos meus Pais que me incentivaram e apoiaram desde o início deste trabalho.

## **Agradecimentos**

A concretização deste trabalho foi possível graças a ajuda de diversas pessoas às quais gostaria de agradecer:

Ao meu orientador, exemplo de profissionalismo e versatilidade, que sempre me incentivou e ajudou nesta caminhada longa e cheia de percalços, contribuindo muito para minha formação profissional e pessoal.

A todos os professores e técnicos do DEMa/FEM/UNICAMP que me apoiaram de forma direta e indireta na realização deste trabalho. Em especial aos técnicos Sr. Laerte, José Luis, Fábio, Sérgio, Rita e Geraldo.

Aos colegas do DEMa/FEM/UNICAMP que me ajudaram no desenvolvimento deste trabalho, em especial aos colegas Carmo R. Pelliciani de Lima, Ângelo Caporalli Filho, Frederico Ozanan Neves, Fernando Gentile, Célio Caminaga e Daniel Villas Boas.

Aos colegas do DEM/FEIS/UNESP, Campus de Ilha Solteira pelo apoio, em especial ao Prof. Dr. Miguel Ângelo Menezes.

À empresa EATON Divisão Transmissões Ltda., em especial aos Srs. Eng. Dr. Íris Bento da Silva, Eng. Marco Antônio Cândido, Eng. Marcos Batista, Eng. Jurandir e ao Sr. João Vítor da forjaria pela amizade, atenção e informações cedidas.

À CAPES e ao CNPq pela concessão de bolsa possibilitando o desenvolvimento deste trabalho.

À FAPESP pelo apoio financeiro concedido para realização deste trabalho.

"É graça Divina começar bem. Graça maior, persistir no caminho certo.

Mas, a graça das graças é não desistir".

## Resumo

YAMAKAMI, Wyser José, *Uma proposta para a flexibilização do forjamento a quente de precisão*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 261 p., Tese (Doutorado).

A automação dos processos de conformação com a aplicação da tecnologia CNC aliada aos conceitos e técnicas como a tecnologia de grupo, formação de famílias, troca rápida de ferramentas, corte quente de tarugos e o resfriamento controlado do material conformado a quente tem possibilitado uma certa flexibilidade, rapidez e economia nestes processos. Este trabalho tem como objetivo apresentar propostas para a flexibilização do processo de forjamento a quente de precisão pela aplicação dessas ferramentas. Foram realizados ensaios de forjamento a quente seguidos de resfriamento controlado visando obter-se microestruturas adequadas à usinagem sem a necessidade de uma normalização prévia do forjado. Um dispositivo de troca rápida de matrizes foi projetado, confeccionado e testado a fim de diminuir-se os tempos improdutos desta etapa do forjamento. A formação de famílias de peças que utilizem um mesmo conjunto de matrizes de pré-forma foi proposta, sendo a geometria comum para as pré-formas definida com o suporte dos *softwares* ANSYS e DEFORM. Tempos para obtenção de tarugos aquecidos pelo processo de forjamento convencional e corte a quente foram medidos e comparados. O corte a quente e o dispositivo de troca rápida permitiram uma diminuição significativa dos tempos improdutos. O resfriamento em forno a 600 °C após forjamento permitiu a obtenção de uma microestrutura e dureza adequadas à usinagem. A utilização de uma matriz de pré-forma comum para uma família de peças é viável, permitindo-se diminuir o inventário de ferramentas e o custo associado a ele.

*Palavras Chave:* forjamento a quente, flexibilização, resfriamento controlado, troca rápida.

## **Abstract**

YAMAKAMI, Wyser José, *A proposal for the flexibility of hot precision forging*, Campinas: School of Mechanical Engineering, State University of Campinas, 2003. 261 p., Thesis (Doctorate)

Forming processes automation with CNC technologies, and the use of concepts and techniques like group technology, families of parts, quick change of dies, hot shearing of billets and controlled cooling, are important tools to make these processes flexible, and to reduce the production times and costs. The main objective of this work is to present some proposals for the flexibility of hot precision forging by using some of these tools. Hot forging tests were held followed by controlled cooling to get products with adequate microstructures for the subsequent machining operations, substituting the normalizing treatment commonly used in forging industries. A die quick change set up was designed, built up and tested to analyze the possible reduction of production time. Families of forged parts were assembled, and for one of these families a common set of preforming dies were designed from the results obtained with ANSYS and DEFORM simulations. It was also measured the time to get a heated billet from the conventional process and also from hot shearing. Hot shearing and quick change of dies allowed a significant reduction of the unproductive times. Hot forging tests followed by controlled cooling at 600 °C showed the desired microstructure and hardness similar to those obtained with normalizing. The use of a common set up of performing dies showed to be viable since it can reduce the number and the cost of the forging tools.

*Keywords:* hot forging, flexibility, controlled cooling, quick change of dies.

## Sumário

Lista de Figuras	i
Lista de Tabelas	xiii
Nomenclatura	xv
Breve Descrição dos Capítulos	xix

### Capítulo 1 – INTRODUÇÃO

1.1 - MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVAS	1
1.2 – OBJETIVOS	2

### Capítulo 2 – FORJAMENTO A QUENTE DE PRECISÃO

2.1 – INTRODUÇÃO	4
2.2 – VANTAGENS E LIMITAÇÕES DO FORJAMENTO A QUENTE DE PRECISÃO	5
2.2.1 – Considerações Físicas	6
2.2.2 – Considerações Econômicas	6
2.2.3 – Considerações do Projeto de Ferramentas	7
2.3 - DESCRIÇÃO DE PROCEDIMENTOS INDUSTRIAIS PARA O FORJAMENTO A QUENTE DE ENGRENAGENS	10
2.3.1 – Corte dos Tarugos	10
2.3.2 – Aquecimento dos Tarugos	14
2.3.3 – Alimentação dos Tarugos Aquecidos na Prensa	14
2.3.3.1 – <i>Sistema Automático de Alimentação da Prensa</i>	15

2.3.4 – Forjamento e Corte da Rebarba Interna	16
2.3.5 – Troca das Matrizes de Forjamento	18
2.3.6 – Tratamento Térmico e Medida da Dureza	21
2.3.7 – Limpeza e Inspeção Visual	21

### **Capítulo 3 – FLEXIBILIZAÇÃO DOS PROCESSOS PRODUTIVOS**

3.1 – INTRODUÇÃO	22
3.2 – FLEXIBILIZAÇÃO E TEMPOS DE PROCESSO	23
3.3 – SISTEMAS FLEXÍVEIS DE MANUFATURA	29
3.4 – TROCA RÁPIDA DE FERRAMENTAL	32
3.5 – TECNOLOGIA DE GRUPO E FORMAÇÃO DE FAMÍLIAS	35
3.6 – CONCEITOS DE <i>JUST IN TIME</i> E <i>KANBAN</i>	45
3.7 – FLEXIBILIZAÇÃO DOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO A QUENTE, A MORNO E ISOTÉRMICO	51
3.8 – FLEXIBILIZAÇÃO DO PROCESSO DE FORJAMENTO	52
3.9 – TROCA RÁPIDA DE FERRAMENTAS NO FORJAMENTO	54

### **Capítulo 4 – TRATAMENTOS TÉRMICOS DE AÇOS ASSOCIADOS AO FORJAMENTO A QUENTE**

4.1 – INTRODUÇÃO	57
4.2 – DESCRIÇÃO DOS PRINCIPAIS TRATAMENTOS TÉRMICOS	57
4.2.1 – Recozimento	57
4.2.2 – Normalização	59
4.3 – TRATAMENTOS TÉRMICOS ASSOCIADOS AOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO MECÂNICA	60
4.3.1 – Influência dos Elementos de Liga na Formação da Ferrita	63
4.3.2 - Influência dos Elementos de Liga na Formação da Perlita	64
4.4 – INFLUÊNCIA DOS ELEMENTOS DE LIGA NAS PROPRIEDADES DOS AÇOS	65
4.5 – AÇOS PARA CEMENTAÇÃO	69

## **Capítulo 5 – MATERIAIS E MÉTODOS**

5.1 – INTRODUÇÃO	72
5.2 – MÉTODOS EMPREGADOS PARA OS ENSAIOS NO LABORATÓRIO DE CONFORMAÇÃO	73
5.2.1 – Descrição da Prensa Hidráulica	73
5.2.2 – Projeto das Matrizes de Forjamento	75
5.2.3 – Dimensionamento dos Tarugos, Pré-formas e Forjados	76
5.2.4 – Análise Numérica pelo Método dos Elementos Finitos com o <i>Software</i> Comercial ANSYS	80
5.2.5 - Análise Numérica pelo Método dos Elementos Finitos com o <i>Software</i> Comercial DEFORM	81
5.3 – PROPOSTAS PARA FLEXIBILIZAÇÃO DO PROCESSO DE FORJAMENTO A QUENTE	82
5.3.1 – Proposta para Redução dos Tempos Internos no Forjamento a Quente	83
5.3.1.1 – <i>Dispositivo de Troca e Fixação Rápidas de Ferramentas</i>	83
5.3.1.2 – <i>Formação de Famílias de Peças e Padronização das Ferramentas</i>	96
5.3.2 – Corte a Quente do Tarugo	97
5.3.3 – Divisão das Ferramentas em Partes (Insertos e Capas)	98
5.3.4 – Sistema Automático de Alimentação da Prensa	99
5.3.5 – Reduzir os Tempos de Tratamento Térmico após o Forjamento a Quente	99
5.3.5.1 – <i>Ensaio de Resfriamento de CDPs em Diferentes Meios</i>	100
5.3.5.2 – <i>Cálculo das Taxas de Resfriamento</i>	101
5.3.5.3 – <i>Ensaio de Compressão a Quente</i>	110
5.3.5.4 – <i>Ensaio de Forjamento a Quente</i>	112
5.3.5.5 – <i>Condições de Resfriamento dos Corpos-De-Prova</i>	115
5.3.5.6 – <i>Análise Metalográfica</i>	117
5.3.5.7 – <i>Ensaio de Dureza</i>	118

## **Capítulo 6 – APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS**

6.1 – AVALIAÇÃO DA PRENSA HIDRÁULICA	119
6.2 – ANÁLISE DAS MATRIZES PROJETADAS E MONTADAS	120

6.2.1 – Divisão das Ferramentas em Partes	121
6.3 – DEFINIÇÃO DOS TARUGOS, PRÉ-FORMAS E FORJADOS	123
6.4 – RESULTADOS DA SIMULAÇÃO DO PROCESSO COM O SOFTWARE ANSYS	126
6.5 – RESULTADOS DA SIMULAÇÃO DO PROCESSO COM O SOFTWARE DEFORM	132
6.6 – ANÁLISE DA REDUÇÃO DOS TEMPOS INTERNOS	139
6.6.1 – Avaliação do Uso do Dispositivo de Troca e Fixação Rápidas de Ferramentas	139
6.7 – FORMAÇÃO DE FAMÍLIAS DE PEÇAS E PADRONIZAÇÃO DAS FERRAMENTAS	147
6.8 – ANÁLISE DA OBTENÇÃO DO TARUGO AQUECIDO	156
6.8.1 – Determinação do Tempo de Processo no Corte Convencional	159
6.8.2 – Determinação do Tempo de Processo no Corte a Quente	162
6.9 – ANÁLISE DO SISTEMA AUTOMÁTICO DE ALIMENTAÇÃO DA PRENSA	166
6.10 – ANÁLISE DA PROPOSTA PARA DIMINUIR O TEMPO DE TRATAMENTO TÉRMICO APÓS FORJAMENTO A QUENTE	169
6.10.1 – Ensaios de Resfriamento de Espelhos Forjados em Diferentes Meios	169
6.10.2 – Definição e Cálculo das Taxas de Resfriamento	174
6.11 – ENSAIOS DE COMPRESSÃO A QUENTE NA MTS	189
6.11.1 – Análise das Condições de Resfriamento, das Microestruturas e das Medidas de Dureza	190
6.12 – ENSAIOS DE FORJAMENTO A QUENTE NA PRENSA HIDRÁULICA	216
6.12.1 – Análise das Condições de Resfriamento, das Microestruturas e das Medidas de Dureza	216
<b>Capítulo 7 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>229</b>
<b>Capítulo 8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>233</b>
<b>ANEXOS</b>	
ANEXO 1 – CRITÉRIOS PARA O PROJETO DE MATRIZES PARA O FORJAMENTO A QUENTE	240

ANEXO 2 – DADOS DE ENTRADA E PROGRAMA FONTE PARA A SIMULAÇÃO DO FORJAMENTO A QUENTE COM O <i>SOFTWARE</i> ANSYS	249
ANEXO 3 – PRÉ-FORMAS E FORJADOS OBTIDOS NOS ENSAIOS DE FORJAMENTO A QUENTE COM CDPS DE CHUMBO, ALUMÍNIO E AÇO	260

## Lista de Figuras

Figura 2.1 – Exemplos de forjados de precisão extraído de Schuler (1998).....	08
Figura 2.2 - Diminuição dos custos do forjamento de precisão e da usinagem pela automação e controle operacional (Kudo, 1990).....	08
Figura 2.3 - Etapas do processo de forjamento a quente na Indústria Modelo.....	12
Figura 2.4 - Esboço da guilhotina usada para corte das barras.....	13
Figura 2.5 - Disposição das lâminas, calços e calços laterais de fixação.....	13
Figura 2.6 - Sistema de alimentação automática da prensa.....	16
Figura 2.7 - Exemplo de tarugo e pré-forma para obtenção de um forjado. Forjado 12. (a) Tarugo. (b) Pré-forma. (c) Secção longitudinal da engrenagem com espelho. (d) Secção longitudinal da engrenagem furada – espelho cortado.....	17
Figura 2.8 - Seção transversal de um forjado sem formação de espelho.....	17
Figura 2.9 - Esquema da disposição da matriz, grampo, parafusos e haste articulada no cabecote superior da prensa.....	19
Figura 3.1 - Etapas do Planejamento de um Processo de Conformação Plástica.....	33
Figura 3.2 - Classificação morfológica das peças forjadas (Foray, 1993).....	40
Figura 3.3 - Componente composto adaptado de Gallagher (1973).....	41
Figura 3.4 - Fluxo das peças através de um “ <i>layout</i> ” funcional (DeGarmo et al., 1997).....	43
Figura 3.5 - Fluxo de peças através de um “ <i>layout</i> ” de células(DeGarmo et al., 1997).....	43
Figura 3.6 - Fluxo de peças através de um “ <i>layout</i> ” de grupo em linha (DeGarmo et al., 1997).....	44
Figura 3.7 - Exemplo de projeto de matrizes de forjamento a quente com insertos (Gallagher, 1973).....	45
Figura 5.1 - Estrutura da prensa hidráulica de 1,2 MN.....	74

Figura 5.2 – Sistema de extração da prensa com capacidade de 100 kN.....	75
Figura 5.3 - Dimensões características da prensa hidráulica.....	75
Figura 5.4 - Matrizes superior e inferior para obtenção do forjado da Figura 5.6(a) a partir da pré-forma.....	77
Figura 5.5 - Seções dos forjados estudados neste trabalho.....	78
Figura 5.6 - Visualização de espelho localizado na parte inferior (a) e no meio (b) do forjado.....	78
Figura 5.7 - Pré-formas básicas para obtenção de uma engrenagem:	
a) "Bolacha" plana      b) "Canoa" simples      c) "Canoa" dupla.....	79
Figura 5.8 - Exemplos de pré-formas adotadas para forjados com geometria simples (14) e mais complexa (01).....	79
Figura 5.9 - Exemplo de um tarugo e pré-forma para obtenção do forjado 12.....	80
Figura 5.10 - Representação do dispositivo de troca rápida de ferramentas montado com as matrizes.....	85
Figura 5.11 - Detalhes da mesa móvel inferior. Presilhas BS-1 e P151TC.....	86
Figura 5.12 - Vista posterior do dispositivo sobre a mesa da prensa.....	86
Figura 5.13 - Calços colocados na mesa móvel inferior.....	88
Figura 5.14- Matrizes inferiores, final e de pré-forma, colocadas sobre os calços maiores.....	88
Figura 5.15- Anéis das matrizes inferiores encaixados sobre as mesmas e alojados nos rebaixos da mesa móvel.....	88
Figura 5.16 - (a) Porca “T” no rasgo da mesa móvel. (b) Presilha e balancim. (c) Arruela e porca.....	89
Figura 5.17 - Vista das quatro presilhas. Duas no conjunto anel / matriz inferior final e duas no anel / matriz inferior de pré-forma.....	89
Figura 5.18 - Quatro colunas guias nos furos da mesa móvel inferior.....	89
Figura 5.19 - Dispositivo de troca rápida de matrizes montado.....	90
Figura 5.20 - Dispositivo de troca rápida posicionado sobre a mesa inferior da prensa. Presilhas P151TC abertas.....	92
Figura 5.21 - Detalhe da guia lateral e <i>stop</i> para posicionamento do dispositivo de troca rápida.....	92
Figura 5.22 - Cabeçote superior levantado permitindo a retirada das colunas guias.....	93

Figura 5.23 - Colunas guias retiradas. Troca de matrizes efetuada.....	93
Figura 5.24 - Partes constituintes das matrizes inferior e superior.....	98
Figura 5.25 - Matrizes constituídas de uma única peça – matriz superior – e de duas peças – matriz inferior.....	99
Figura 5.26 - Curva de resfriamento contínuo adotada para o Material 01, adaptada de Atkins (1980).....	104
Figura 5.27 - Curva de resfriamento contínuo adotada para o Material 02, adaptada de Atkins (1980).....	105
Figura 5.28 - Curva de resfriamento contínuo adotada para o Material 03, adaptada de Atkins (1980).....	106
Figura 5.29 - Equipamentos utilizados nos ensaios de compressão a quente.....	113
Figura 5.30 - Pré-forma obtida a partir do tarugo conformado entre as matrizes de pré- forma. Distância final de 8,0 mm entre as matrizes.....	114
Figura 5.31 - Representação das superfícies preparadas para análise micrográfica.....	118
Figura 6.1 - Conjunto das matrizes inferior e superior finais do forjado 01.....	120
Figura 6.2 - Conjunto das matrizes inferior e superior de pré-forma do forjado 01.....	121
Figura 6.3 - Tarugos definidos para os forjados 01 (a) e 02 (b).....	124
Figura 6.4 - Matriz de pré-forma definida para a família N <sup>o</sup> 02.....	125
Figura 6.5 - Pré-formas dos forjados 01 e 02 - “Canoa” simples.....	125
Figura 6.6 - Vista das pré-formas dentro das matrizes finais dos forjados 01 (a) e 02 (b).....	126
Figura 6.7 - Forma e posicionamento dos elementos finitos: (I) Recomendável. (II) Não recomendável.....	128
Figura 6.8 - Convergência da solução (%) em função da configuração dos elementos que compõem a malha. Forjado 06. Imagens obtidas do <i>software</i> ANSYS.....	130
Figura 6.9 - Visualização da deformação do tarugo para obtenção da pré-forma do forjado 12, obtida com o <i>software</i> ANSYS.....	130
Figura 6.10 - Visualização da deformação da pré-forma para obtenção do forjado 12, com espelho, obtida com o <i>software</i> ANSYS.....	131
Figura 6.11 - Visualização da deformação da pré-forma para obtenção do forjado 01, obtida com o <i>software</i> ANSYS.....	131

Figura 6.12 - Simulação com o <i>software</i> DEFORM: pré-forma do forjado 01 obtida a partir do tarugo, conformado entre as matrizes de pré-forma. Distância final de 8,0 mm entre as matrizes.....	134
Figura 6.13 - Simulação com o <i>software</i> DEFORM: forjado final 01 obtido a partir da pré-forma conformada entre as matrizes finais, quando a distância final entre as matrizes de pré-forma atinge 8,0 mm.....	134
Figura 6.14 - Simulação com o <i>software</i> DEFORM: obtenção da pré-forma proposta para o forjado 01 a partir do tarugo ( $L/D = 1,4$ ).....	135
Figura 6.15 - Simulação com o <i>software</i> DEFORM: obtenção do forjado 01 a partir da pré-forma proposta.....	136
Figura 6.16 - Simulação com o <i>software</i> DEFORM: obtenção da pré-forma proposta para o forjado 02 a partir do tarugo ( $L/D = 1,2$ ). Utilização do mesmo conjunto de matrizes de pré-forma visto na Figura 6.14.....	137
Figura 6.17 - Simulação com o <i>software</i> DEFORM: obtenção do forjado 02 a partir da pré-forma proposta.....	138
Figura 6.18 - Presilhas P151TC fixadas na mesa e cabeçote superior da prensa hidráulica.....	145
Figura 6.19 - Família N <sup>o</sup> 01. Engrenagens com cubo e espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais.....	149
Figura 6.20 - Família N <sup>o</sup> 02. Engrenagens com alma e espelho. Altura do cubo menor que a total da peça. Cubo com elementos bilaterais. ....	149
Figura 6.21 - Família N <sup>o</sup> 03. Engrenagens sem alma. Diâmetro externo menor em relação às demais engrenagens sem espelho.....	149
Figura 6.22 - Família N <sup>o</sup> 04. Engrenagem com cubo longo e sem espelho. Diâmetro externo menor em relação às demais engrenagens.....	150
Figura 6.23 - Família N <sup>o</sup> 05. Engrenagens com cubo e espelho. Diâmetro externo maior em relação às demais engrenagens.....	150
Figura 6.24 - Família N <sup>o</sup> 06. Engrenagens sem espelho. Diâmetro externo maior em relação às demais engrenagens sem espelho.....	150
Figura 6.25 - Família N <sup>o</sup> 01. Engrenagens com alma e espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais. ....	151

Figura 6.26 - Família Nº 02. Engrenagens com alma e espelho. Altura do cubo menor que a total da peça. Cubo com elementos bilaterais.....	151
Figura 6.27 - Família Nº 03. Engrenagens sem alma e com espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elemento unilateral.....	152
Figura 6.28 - Família Nº 04. Engrenagem com alma e sem espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais. Diâmetro externo menor em relação às demais engrenagens com mesmas características.....	152
Figura 6.29 - Família Nº 05. Engrenagens com alma e espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais. Diâmetro externo maior em relação às demais engrenagens da família 01.....	152
Figura 6.30 - Família Nº 06. Engrenagens sem alma e com espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elemento unilateral. Diâmetro externo bem maior em relação às demais engrenagens da família 03.....	153
Figura 6.31 - Família Nº 07. Engrenagens sem alma. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais.....	153
Figura 6.32 - Família Nº 08. Engrenagens sem alma e com espelho. Altura do cubo menor que a total da peça. Cubo com elementos bilaterais.....	153
Figura 6.33 - Família Nº 09. Engrenagens sem alma e com espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elemento unilateral.....	154
Figura 6.34 - Etapas para obtenção do tarugo aquecido utilizando a forma convencional de trabalho.....	158
Figura 6.35 - Etapas para obtenção do tarugo aquecido utilizando sistema de corte a quente..	158
Figura 6.36 - Divisão das etapas do processo convencional para o cálculo do tempo total de obtenção do tarugo aquecido.....	159
Figura 6.37 - Esquema de corte a quente – alimentador, forno e guilhotina.....	162
Figura 6.38 - Micrografia do material 02 resfriado em água.....	171
Figura 6.39 - Micrografia do material 02 resfriado ao ar.....	172
Figura 6.40 - Micrografia do material 02 resfriado em areia.....	172
Figura 6.41 - Micrografia do material 02 resfriado ao ar e normalizado.....	173
Figura 6.42 - Curva de resfriamento de um CDP de 6,35 mm de diâmetro e 9,5 mm de comprimento aquecido a 1000 °C e resfriado ao ar.....	177

Figura 6.43 - Curvas de resfriamento dos CDPs (18t5**) - Material 01 - e (23t5**) - Material 02 - comprimidos a quente na MTS e resfriados no forno EDG a 500 °C. Termopar encostado nos CDPs.....	185
Figura 6.44 - Curvas de resfriamento dos CDPs (23t5**) - Material 02 – comprimidos a quente na MTS e resfriados no forno EDG a 600 °C. Termopar encostado nos CDPs.....	186
Figura 6.45 - Curvas de resfriamento dos CDPs (23t7**) - Material 02 – comprimidos a quente na MTS e resfriados no forno EDG a 700 °C. Termopar encostado nos CDPs. Uma curva com termopar embutido no CDP.....	186
Figura 6.46 - Curva de resfriamento do CDP - Material 01 - forjado a quente na prensa hidráulica e resfriado no forno a 500 °C. Termopar embutido no CDP.....	188
Figura 6.47 - Curva de resfriamento do CDP - Material 01 - forjado a quente na prensa hidráulica e resfriado no forno a 600 °C. Termopar encostado no CDP.....	189
Figura 6.48 – Curva $\sigma$ x $\epsilon$ característica do ensaio de compressão a quente do material 01....	190
Figura 6.49 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Microestrutura: provável ferrita e perlita distribuídas de forma heterogênea. Observa-se ferrita de forma acicular e colônia primária (18t532).....	192
Figura 6.50 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Microestrutura formada por perlita, ferrita poligonal e acicular (18t542a).....	192
Figura 6.51 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 35 min. Microestrutura perlítica (18t513-2000).....	193
Figura 6.52 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Microestrutura amarelada: provável perlita fina ou bainita. Observa-se ferrita – branca – dentro de grãos acinzentados sem a definição de uma fronteira entre os dois (18t532-800).....	193
Figura 6.53 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Microestrutura amarelada: provável perlita fina ou bainita. Observa-se ferrita acicular – branca – intercalada com fase amarelada sem a definição de uma fronteira entre as duas (18t542-500).....	194
Figura 6.54 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Observa-se regiões predominantemente ferríticas e o tamanho dos grãos não é uniforme (18t542).....	194

Figura 6.55 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 35 min. Microestrutura semelhante à mostrada na Figura 3.3 (18t513-125).....	195
Figura 6.56 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 35 min. Microestrutura semelhante à mostrada na Figura 6.49 (18t513-500).....	195
Figura 6.57 - Diagrama de transformação em resfriamento contínuo para o material 01.....	196
Figura 6.58 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 600 °C por 25 min. Microestrutura composta por perlita e ferrita distribuídas uniformemente com colônias isoladas de perlita (18t632-125).....	198
Figura 6.59 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 600 °C por 35 min. Microestrutura composta por perlita e ferrita distribuídas uniformemente com colônias isoladas de perlita (18t643-125).....	199
Figura 6.60 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 600 °C por 35 min. Grãos perlíticos e ferríticos com tamanhos variados (18t643-250).....	199
Figura 6.61 - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 600 °C por 25 min. Ferrita dentro de alguns grãos perlíticos – ferrita intragranular - (18t632-500).....	200
Figura 6.62 - Perlita e ferrita distribuídas em forma de bandas (18t722-125).....	203
Figura 6.63 - Perlita e ferrita distribuídas em forma de bandas (18t723-125).....	203
Figura 6.64 - Perlita e ferrita distribuídas em forma de bandas (18t723-500).....	204
Figura 6.65 - Perlita e ferrita distribuídas em forma de bandas (18t722-500).....	204
Figura 6.66 - Perlita e bainita ou Perlita relativamente grossa e perlita fina(18t723-800).....	205
Figura 6.67 - Perlita e perlita fina ou Perlita relativamente fina e bainita. (18t722-800).....	205
Figura 6.68 - Provável microestrutura bainítica observada para os dois tempo de permanência do CDP no forno (18t722-500bain).....	206
Figura 6.69 - Microestrutura bainítica. Observação em menor percentagem de perlita e ferrita distribuídos ao longo do material. (18n4-250).....	208
Figura 6.70 - Microestrutura bainítica. Observação em menor percentagem de perlita e ferrita distribuídos ao longo do material. (18n4-500).....	208
Figura 6.71 - Microestrutura bainítica.. Tempo de permanência no forno de 20 min. (18t912-250).....	210
Figura 6.72 - Microestrutura bainítica. Tempo de permanência no forno de 30 min. (18t913-250).....	210

Figura 6.73 - Microestrutura bainítica. Tempo de permanência no forno de 45 min. (18t914-250).....	211
Figura 6.74 - Microestrutura bainítica. Tempo de permanência no forno de 60 min. (18t916-250).....	211
Figura 6.75 - Grãos de perlita e ferrita distribuídos de forma mais ou menos uniforme. Resfriamento ao ar após ensaio de compressão na MTS. Aquecimento em forno EDG a 950 °C por 15 minutos e posterior resfriamento ao ar. (c18t15n8-250).....	213
Figura 6.76 - Grãos de perlita e ferrita distribuídos de forma mais ou menos uniforme. Resfriamento ao ar após ensaio de compressão na MTS. Aquecimento em forno EDG a 950 °C por 45 minutos e posterior resfriamento ao ar. (c18t15n6-250).....	213
Figura 6.77 - Microestrutura composta por ferrita acicular, perlita e bainita. Resfriamento ao ar após ensaio de compressão na MTS. Aquecimento em forno EDG a 950 °C por 30 minutos e posterior resfriamento ao ar. (c18t15n5-250).....	213
Figura 6.78 - Microestrutura composta por ferrita acicular, perlita e bainita. Esfriamento ao ar após ensaio de compressão na MTS. Aquecimento em forno EDG a 950 °C por 60 minutos e posterior resfriamento ao ar. (c18t15n7-250).....	213
Figura 6.79 - Esquema da metade da seção transversal da pré-forma do forjado 02. Regiões analisadas e fotografadas.....	217
Figura 6.80 - Grãos pequenos de perlita e ferrita alongadas distribuídas de forma uniforme. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 600 °C. CDP c18-14-6-1. Região I.....	218
Figura 6.81 - Grãos maiores de perlita e ferrita distribuídas de forma uniforme. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 600 °C. CDP c18-14-6-1. Região II.....	218
Figura 6.82 - Grãos pequenos de perlita e ferrita, mais alongados que os da região I, distribuídas de forma uniforme. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 600 °C. CDP c18-14-6-1. Região III.....	218
Figura 6.83 - Grãos de perlita e ferrita de tamanho intermediário distribuídos de forma uniforme. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 600 °C. CDP c18-14-6-1. Região IV.....	218

Figura 6.84 - Grãos pequenos de perlita e ferrita alongadas distribuídas de forma uniforme. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. CDP c18-14-5-3. Região I.....	220
Figura 6.85 - Grãos maiores de perlita e ferrita distribuídas de forma uniforme. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. CDP c18-14-5-3. Região II.....	220
Figura 6.86 - Grãos pequenos de perlita e ferrita, mais alongados que os da região I, distribuídas de forma uniforme. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. CDP c18-14-5-3. Região III.....	220
Figura 6.87 - Grãos de perlita e ferrita de tamanho intermediário distribuídos de forma uniforme. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. CDP c18-14-5-3. Região IV.....	220
Figura 6.88 - Grãos de perlita com ferrita em seu contorno, ferrita acicular e, provavelmente bainita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região II. CDP c18-14-5-4.....	222
Figura 6.89 - Grãos de perlita com ferrita em seu contorno, ferrita acicular e, provavelmente bainita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região II. CDP c18-14-5-4.....	222
Figura 6.90 - Grãos de perlita e ferrita alinhados com as linhas de fluxo e ferrita acicular. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. CDP c18-14-5-4.....	222
Figura 6.91 - Maior quantidade de grãos equiaxiais de perlita e ferrita em relação à região III. Presença de ferrita acicular em menor percentagem. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região IV. CDP c18-14-5-4.....	222
Figura 6.92 - Grãos pequenos de perlita e ferrita alongadas distribuídas de forma uniforme. Maior percentagem de ferrita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região I. CDP c18-14-RA-1.....	224
Figura 6.93 - Grãos maiores de perlita e ferrita distribuídas de forma uniforme. Maior percentagem de ferrita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região II. CDP c18-14-RA-1.....	224

Figura 6.94 - Região com microestrutura formada por perlita fina, ferrita acicular e Bainita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região II. CDP c18-14-RA-1.....	224
Figura 6.95 - Grãos de perlita e ferrita, menores e mais alongados que os da região I, distribuídos de forma uniforme. Maior percentagem de ferrita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região III. CDP c18-14-RA-1.....	224
Figura 6.96 - Parte inferior: grãos pequenos de perlita e ferrita. Perlita mais fina. Parte superior: grãos maiores e perlita mais grosseira. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região IV. CDP c18-14-RA-1.....	225
Figura 6.97 - Microestrutura mais heterogênea composta por grãos de perlita e ferrita sem uma definição clara da maioria dos contornos de grãos em relação à Figura 6.92. Região I.....	226
Figura 6.98 - Ferrita acicular, ferrita poligonal alinhada nos contornos de grão e, provavelmente, Bainita. Observada em uma grande extensão da região II. Região II.....	226
Figura 6.99 - Grãos de perlita e ferrita alongados, sem contornos definidos, e alinhados com as linhas de escoamento do material. Região III.....	226
Figura 6.100 - Grãos de perlita e ferrita poligonal alinhados com a linha de fluxo do material. Região IV.....	226
Figura 6.101 - Perfil de uma peça forjada a quente e normalizada. Regiões onde se observaram as microestruturas.....	228
Figura 6.102 - Grãos de perlita e ferrita poligonal relativamente pequenos e alinhados com a linha de fluxo do material. Região I da Figura 6.101.....	228
Figura 6.103 - Grãos de perlita e ferrita poligonal relativamente maiores. Grãos de perlita compridos e alinhados com a linha de fluxo do material. Região II da Figura 6.101.....	228
Figura 6.104 - Grãos de perlita e ferrita poligonal. Grãos de perlita e ferrita com comprimento relativamente maior e alinhados com a linha de fluxo do material. Região III da Figura 6.101.....	228
Figura A.1.1 - Forjamento para obtenção de uma peça com nervura deslocada do centro.....	242
Figura A.1.2 - Forjados com seções em “U”. Posições da linha de fechamento que promovem a formação de defeitos.....	243

Figura A.1.3 - Influência das posições da linha de fechamento na forma da fibragem da peça forjada.....	243
Figura A.1.4 - Nervuras profundas e alma. Adoção de uma linha de fechamento próxima do topo da nervura formada na matriz superior.....	244
Figura A.1.5- Enchimento de nervuras estreitas através da restrição do fluxo lateral do metal em um estágio prematuro.....	244
Figura A.1.6 - Falha no preenchimento da peça causada por pinos que se projetam acima da linha de fechamento.....	244
Figura A.1.7 - Força de forjamento em função das dimensões da alma.....	246
Figura A.1.8 - Espessura da alma em função do diâmetro ou área projetada para aços carbono e de baixa liga.....	246
Figura A.1.9 - Recomendações para a espessura da alma em função da altura da nervura.....	247
Figura A.1.10 - Redução da força de forjamento pela diminuição da restrição ao fluxo de material para dentro de uma alojamento no centro da matriz.....	247
Figura A.1.11 - Recomendação para altura e espessura das nervuras.....	248
Figura A.1.12 - Distância mínima recomendada entre nervuras.....	248
Figura A.2.1– Geometria e pontos característicos da matriz inferior para obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo.....	250
Figura A.2.2– Coordenadas dos pontos característicos da matriz inferior para obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo.....	250
Figura A.2.3 – Geometria e pontos característicos do tarugo para obtenção da pré-forma do forjado 12.....	251
Figura A.2.4 – Coordenadas dos pontos característicos do tarugo para obtenção da pré-forma do forjado 12.....	251
Figura A.2.5 – Geometria e pontos característicos da matriz superior para obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo.....	251
Figura A.2.6 – Coordenadas dos pontos característicos da matriz superior para obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo.....	252
Figura A.3.1 – Tarugos, pré-formas e forjados de chumbo comercial obtidos em ensaios de forjamento à temperatura ambiente.....	260

Figura A.3.2 – Tarugos, pré-formas e forjados de alumínio comercial obtidos em ensaios de forjamento à temperatura de 400 °C.....	260
Figura A.3.3 – Tarugos e pré-formas de aço obtidas em ensaios de forjamento à temperatura de 1000 °C.....	261

## Lista de Tabelas

Tabela 3.1 - Tempos em minutos analisados para operações em máquinas diferentes adaptado de Ravassard (1989).....	36
Tabela 5.1 - Composição química dos materiais 01, 02 e 03.....	101
Tabela 6.1 - Tempos de troca convencional de matrizes.....	147
Tabela 6.2 - Tempo de troca de matrizes utilizando dispositivo de troca rápida.....	148
Tabela 6.3 - Tempo de troca das matrizes finais, mantendo-se as matrizes de pré-forma.....	157
Tabela 6.4 - Medidas de tempos do corte de tarugos no processo convencional.....	159
Tabela 6.5 - Medidas de tempos do corte de tarugos no processo convencional.....	160
Tabela 6.6 - Tempos para obtenção do tarugo aquecido - Corte convencional (Lote de 300 tarugos).....	161
Tabela 6.7 - Tempos para obtenção dos tarugos aquecidos - Corte a Quente (Lote de 300 tarugos).....	163
Tabela 6.8 - Tempos totais para obtenção dos tarugos aquecidos pelo dois processos de corte.....	164
Tabela 6.9 - Dureza do material 02 em diferentes condições de resfriamento e normalizado..	174
Tabela 6.10 - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção forçada....	178
Tabela 6.11 - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.....	179
Tabela 6.12 – Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.....	181
Tabela 6.13 - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.....	182
Tabela 6.14 - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.....	182
Tabela 6.15 - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.....	183
Tabela 6.16 - Medidas de dureza dos CDPs comprimidos a 1000 °C na MTS e resfriados imediatamente em um forno a diferentes temperaturas – Material 01.....	197

Tabela 6.17 - Medidas de dureza dos CDPs resfriados , imediatamente após ensaio de compressão, no próprio forno da MTS a 950 °C por diferentes tempos de permanência – Material 01.....	210
Tabela 6.18 - Medidas de dureza dos CDPs resfriados ao ar, após ensaio de compressão, e posteriormente aquecidos a 950 °C em forno EDG por diferentes tempos - Material 01....	215
Tabela 6.19 - Valores de dureza medidos nos CDPs forjados a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriados no forno EDG a 600 °C.....	219

## Nomenclatura

### *Letras Latinas*

<b>A<sub>CDP comprimido</sub></b>	Área do corpo de prova comprimido, mm <sup>2</sup>
<b>A<sub>cm</sub></b>	Linha que indica a temperatura de transformação $\gamma \rightarrow \text{Fe}_3\text{C}$
<b>A<sub>esfera</sub></b>	= área da esfera
<b>A<sub>f</sub></b>	Área final do CDP comprimido, mm <sup>2</sup>
<b>A1</b>	Linha de reação eutetóide $\gamma \rightarrow \alpha + \text{Fe}_3\text{C}$ , a 727 °C
<b>A3</b>	Linha que indica a temperatura de transformação $\gamma \rightarrow \alpha$
<b>CDP</b>	Corpo De Prova
<b>C<sub>p</sub></b>	Calor específico do material da esfera (aço) à temperatura T <sub>i</sub> , J/kg.K
<b>D<sub>esf</sub></b>	Diâmetro da esfera, mm
<b>D<sub>f</sub></b>	Diâmetro médio final do CDP comprimido, mm
<b>D<sub>i</sub></b>	Diâmetro inicial do CDP a ser comprimido, mm
<b>fc</b>	Flexibilidade a curto prazo
<b>fl</b>	Flexibilidade a longo prazo
<b>g</b>	Aceleração da gravidade, m/s <sup>2</sup>
<b>h</b>	Coefficiente de convecção médio, W/m <sup>2</sup> .K
<b>k</b>	Condutividade térmica do ar, W/m.K
<b>L</b>	Comprimento do tarugo, mm
<b>L<sub>f</sub></b>	Comprimento final do CDP comprimido, mm
<b>L<sub>i</sub></b>	Comprimento inicial do CDP a ser comprimido, mm
<b>L'</b>	Comprimento do forno para aquecer os tarugos, mm

<b>n</b>	Número de peças de tipos diferentes produzidas
<b>Nu<sub>D</sub></b>	Número de Nusselt
<b>P</b>	Produtividade
<b>P<sub>req</sub></b>	Carga requerida para realização do ensaio de compressão na MTS, kN
<b>Pr</b>	Número de Prandtl do ar
<b>p</b>	Número de peças excluídas durante o período de tempo
<b>q</b>	Número de peças totais fabricadas no período de longo prazo
<b>Re<sub>D</sub></b>	Número de Reynolds
<b>Sc</b>	Grau de saturação a curto prazo
<b>T</b>	Temperatura da esfera após um determinado tempo (t) de resfriamento, K
<b>T<sub>f</sub></b>	Média entre as temperaturas da superfície da esfera e a temperatura ambiente, K
<b>T<sub>i</sub></b>	Temperatura inicial da esfera (aço), K
<b>T<sub>S</sub></b>	Temperatura da superfície da esfera, K
<b>T<sub>saída</sub></b>	Tempo entre as saídas de um tarugo e outro do forno, s
<b>T<sub>2</sub></b>	Tempo para transporte da guilhotina até o alimentador do forno, s
<b>T<sub>∞</sub></b>	Temperatura ambiente, K
<b>t</b>	Tempo de resfriamento, s
<b>td</b>	Capacidade instalada (tempo disponível)
<b>t<sub>i</sub></b>	Tempos improdutivos
<b>ti</b>	Tempos improdutivos de longo prazo
<b>td<sub>t</sub></b>	Somatório dos tempos disponíveis nas máquinas
<b>tp<sub>t</sub></b>	Somatório dos tempos padrões de cada produto pela quantidade de produtos
<b>tr<sub>i</sub></b>	Tempo de readaptação do equipamento para se fabricar a peça i
<b>ts<sub>i</sub></b>	Tempo de montagem para a peça i
<b>t<sub>1</sub></b>	Tempo de operação de corte dos tarugos (300 tarugos), s
<b>t<sub>3</sub></b>	Tempo para levar o tarugo de sua caixa, próxima ao alimentador, até sua entrada no forno, s
<b>t<sub>3</sub>'</b>	Tempo gasto nos ajustes preliminares do alimentador, s
<b>t<sub>4</sub></b>	Tempo que o tarugo leva para passar pelo forno, s
<b>t<sub>5</sub></b>	Tempo para saída dos tarugos do forno (300 tarugos), s
<b>t'</b>	Tempo gasto para a barra chegar na entrada do forno, s

$t''$	Tempo que a barra gasta para passar pelo forno, s
$t'''$	Tempo de corte dos tarugos (300 tarugos), s
$V$	Velocidade do ar, m/s
$V_{\text{barra}}$	Velocidade da barra sobre o trilho alimentador mm/s
$V_{\text{esf}}$	Volume da esfera, mm <sup>3</sup>
$\text{Vol.}_{\text{CDP}}$	Volume do corpo de prova, mm <sup>3</sup>
$\text{Vol.}_{\text{CDP comprimido}}$	Volume do corpo de prova comprimido, mm <sup>3</sup>
$Z_i$	Frequência de montagem para peça i

### *Letras Gregas*

$\alpha$	Difusividade térmica, m <sup>2</sup> /s
$\beta$	Coefficiente de expansão térmica volumétrica, K <sup>-1</sup>
$\epsilon$	Deformação total verdadeira
$\dot{\epsilon}$	Taxa de deformação, s <sup>-1</sup>
$\varnothing$	Diâmetro do tarugo, mm
$\mu$	Coefficiente de atrito de Coulomb
$\mu$	Viscosidade absoluta do ar a temperatura ambiente, N.s/m <sup>2</sup>
$\mu_s$	Viscosidade absoluta do ar à temperatura média entre $T_i$ e $T$ , N.s/m <sup>2</sup>
$\rho$	Densidade do material da esfera (aço) à temperatura $T_i$ , kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Tensão de escoamento, MPa
$\nu$	Viscosidade cinemática do ar à temperatura ambiente, m <sup>2</sup> /s
$\nu$	Velocidade de descida do pistão superior da MTS, mm/s

### *Abreviações*

<b>AGV</b>	<i>Automatically Guided Vehicle</i>
<b>AI</b>	<i>Artificial Intelligence</i>
<b>AI<sup>3</sup></b>	Automação Industrial Integrada e Inteligente
<b>CAD</b>	<i>Computer Aided Design</i>

<b>CAM</b>	<i>Computer Aided Manufacturing</i>
<b>CAMA</b>	<i>Computer Aided Management</i>
<b>CAP</b>	<i>Computer Aided Production</i>
<b>CAPP</b>	<i>Computer Aided Processes Planning</i>
<b>CAQ</b>	<i>Computer Aided Quality</i>
<b>CAS</b>	<i>Computer Aided Services</i>
<b>CCT</b>	<i>Continuous Cooling Transformation</i>
<b>CETIM</b>	<i>Centre Technique des Industries Mecanique -França</i>
<b>CNC</b>	Comando Numérico Computadorizado
<b>CTQ</b>	Controle Total da Qualidade
<b>FMS</b>	<i>Flexible Manufacturing Systems</i>
<b>JIT</b>	<i>Just in Time</i>
<b>MTS</b>	<i>Materials Testing System</i>
<b>SCC</b>	Sistemas de Codificação e Classificação
<b>SMED</b>	<i>Single Minute Exchange of Die</i>
<b>SPS</b>	<i>Stored Program Systems</i>

### *Siglas*

<b>AISI</b>	<i>American Iron and Steel Institute</i>
<b>ASTM</b>	<i>American Society for Testing and Materials</i>
<b>DEMa</b>	Departamento de Engenharia de Materiais
<b>FEM</b>	Faculdade de Engenharia Mecânica
<b>SAE</b>	<i>Society of Automotive Engineers</i>

## **Breve Descrição dos Capítulos**

Esta tese é apresentada em oito capítulos brevemente descritos a seguir.

No Capítulo 1 apresentam-se a motivação para a realização deste trabalho, as justificativas e os objetivos inicialmente propostos.

No Capítulo 2 apresentam-se diversos aspectos relacionados com o forjamento a quente de precisão, mais especificamente sobre suas vantagens e desvantagens em relação a outros processos de fabricação e uma descrição dos procedimentos empregados industrialmente nesse processo para a produção de engrenagens automotivas.

No Capítulo 3 apresentam-se diversos conceitos relacionados com a flexibilização dos processos produtivos, enfatizando sua aplicação para os processos de conformação mecânica e mais especificamente para o forjamento a quente.

No Capítulo 4 apresentam-se os tratamentos térmicos usualmente empregados nas indústrias e que estão associados ao forjamento a quente de aços para cementação.

No Capítulo 5 apresentam-se os materiais estudados bem como os procedimentos empregados nos diversos ensaios realizados neste trabalho.

No Capítulo 6 são apresentados e analisados os resultados obtidos nos ensaios realizados em laboratório, bem como aqueles obtidos da observação dos processos industriais.

No Capítulo 7 apresentam-se conclusões extraídas a partir da análise dos resultados obtidos, bem como apresentam-se algumas sugestões para trabalhos futuros decorrentes dessas conclusões.

No Capítulo 8 estão apresentadas as referências bibliográficas consultadas e referidas ao longo do texto. Finalizando o texto tem-se três Anexos.

# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 – MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVAS

A competitividade entre as empresas, decorrente das exigências dos consumidores, tem levado a uma busca pela melhoria dos processos produtivos tornando-os mais flexíveis, rápidos e econômicos pelo uso de técnicas como o *Kanban*, *Just in Time*, tecnologia de grupo, formação de famílias, células de manufatura e troca rápida de ferramentas.

O forjamento a quente de precisão possui algumas vantagens, como a eliminação ou diminuição das etapas de usinagem pela produção de peças mais leves, funcionais, com pouco ou nenhum sobremetal a ser retirado, que favorecem o aprimoramento do processo e elevam a competitividade das indústrias.

Por outro lado, o forjamento a quente de precisão possui algumas limitações, pois requer alta tecnologia e pesquisa contínua, uma vez que há diversas dificuldades causadas por diferentes fatores, como por exemplo: complexidade geométrica dos produtos forjados, grande variedade de materiais forjáveis com amplas variações de propriedades mecânicas e físico-químicas, dificuldades na escolha de lubrificantes, influência das características geométricas e mecânicas de equipamentos e ferramentas, e necessidade de se prever sobremetais adequados para operações posteriores de usinagem.

Os processos de conformação plástica dos metais devido às suas características como ferramental dedicado, custo elevado de equipamentos, alto tempo de preparação da máquina e produtos contínuos ou semi-contínuos, sempre estiveram ligados aos conceitos de produção em grandes lotes, inviabilizando a sua aplicação para produção de pequenos lotes.

O desenvolvimento da automação industrial possibilitou que os conceitos de flexibilização das linhas de fabricação, com definição de famílias, uso da tecnologia de grupo, de células de manufatura e da troca rápida de ferramentas, pudessem ser implantados, principalmente nos processos de usinagem, num primeiro momento e mais recentemente, também nos processos por conformação plástica.

A automação dos processos de conformação, nos últimos anos, com a aplicação da tecnologia CNC combinada com o sistema de troca rápida de ferramenta possibilitou uma certa flexibilização deste processo.

Este trabalho de pesquisa visa a aplicação de alguns conceitos e técnicas descritos anteriormente, para a flexibilização do processo de forjamento a quente de precisão e seus objetivos são mais detalhados a seguir.

## **1.2 - OBJETIVOS**

Tendo em vista as exigências tecnológicas e econômicas dos processos de conformação plástica e, em particular, do forjamento a quente, que levam à necessidade de sua flexibilização, este trabalho tem por objetivo principal apresentar e avaliar propostas para a flexibilização desse processo. Para isso, é necessário alcançar outros objetivos preliminares, como:

- Projetar e montar uma prensa hidráulica, que apresente características úteis para o estudo da flexibilização do forjamento;
- Formar famílias de peças de acordo com um critério a ser estabelecido, também visando a flexibilização;
- Simular e analisar o processo com relação a tempos e custos para verificação do ganho obtido com a flexibilidade do processo;
- Estudar e propor ações para minimizar os tempos internos improdutivos;
- Estudar, propor, confeccionar e testar dispositivos de troca rápida de ferramentas para medir os tempos de troca e verificar sua eficiência em relação à forma de troca convencional;
- Verificar o uso de uma mesma matriz de pré-forma forjando dois ou mais produtos de uma mesma família;

- Controlar o resfriamento de peças forjadas a quente com o objetivo de diminuir o tempo e o custo do tratamento térmico posterior ao forjamento;
- Analisar a microestrutura obtida em cada condição de resfriamento avaliada e verificar qual a mais favorável à usinagem.

## Capítulo 2

### Forjamento a Quente de Precisão

#### 2.1 – INTRODUÇÃO

Neste item faz-se a descrição do forjamento a quente de precisão, dos equipamentos e ferramentas empregados nesse processo, bem como de suas vantagens e limitações quando comparado a outros processos de fabricação.

Entende-se por forjamento de precisão o processo de conformação mecânica por deformação plástica que visa obter peças forjadas com todas suas dimensões, ou algumas delas, iguais às do produto acabado, sendo denominadas respectivamente de *net shape* e *near net shape*.

O processo *near net shape* requer conseqüentemente, etapas posteriores de usinagem para retirada de sobremetal, cuja quantidade é menor quando comparada com o forjamento convencional, em que a rebarba e o sobremetal removidos podem variar entre 30 a 40% do peso da peça. Algumas peças não são conformadas com a dimensão final devido à dificuldade de se obter dimensões e geometria com características desejadas, que são obtidas nas operações de usinagem (Kudo, 1990) (Shiple, 1988).

O forjamento de precisão deve ser encarado como uma filosofia cujos objetivos foram anteriormente enumerados, e não como um processo de forjamento específico. Assim, o forjamento de pós metálicos, muito utilizado quando o forjamento a partir de uma pré forma é inviável economicamente, é considerado como de precisão. O mesmo ocorre com o forjamento a frio que por si é um processo de precisão. Mas com melhorias no controle do processo, o forjamento a quente e a morno também têm possibilitado a obtenção de produtos de precisão (Kudo, 1990) (Shiple, 1988).

## 2.2 - VANTAGENS E LIMITAÇÕES DO FORJAMENTO A QUENTE DE PRECISÃO

O forjamento convencional, associado à formação de bacia de rebarba e à obtenção de forjados com grandes ângulos de extração e raios de arredondamento, não permite a obtenção de peças com tolerâncias dimensionais e geométricas pequenas e com alto grau de acabamento superficial, podendo deixar na peça um sobremetal de até 3 mm a ser removido por usinagem.

O peso de uma peça forjada, neste caso, pode chegar a ser o dobro da acabada após a usinagem, e a rebarba do forjado pode representar de 20 a 40% de seu peso.

O custo com o excesso de material não inclui somente seu valor de compra, mas também, o custo com sua manipulação, armazenamento e aquecimento até temperatura de forjamento (Shiple, 1988), além de aumentar os custos com usinagem.

O forjamento de precisão supre as necessidades de diversificação dos produtos, de fabricação de pequenas quantidades de peças por lote, com melhor acabamento, e eleva o valor agregado do forjado.

As necessidades técnicas de diminuição das máquinas e ferramentas em geral levam à produção de peças pequenas, leves e com superfícies e/ou geometria que minimize a concentração de tensões. Isto requer que se produzam peças com bom acabamento superficial e que necessitem de pouco tempo para serem produzidas (Kudo, 1990).

Com relação ao aspecto econômico, o forjamento de precisão pode diminuir o número de etapas de usinagem posterior através da produção de peças mais leves, funcionais, com pouco ou nenhum sobremetal a ser retirado, e com geometria complexa, reduzindo assim o tempo, a energia, o material e a mão de obra necessários para obtenção da peça acabada.

A diminuição ou eliminação das etapas de usinagem também minimizam o corte das fibras do material melhorando a resistência mecânica do produto acabado (Kudo, 1990).

Por outro lado, o forjamento de precisão possui algumas limitações, pois requer alta tecnologia e pesquisa contínua uma vez que há diversas dificuldades tecnológicas causadas por diferentes fatores tais como: geometria da peça, propriedades mecânicas e químicas do material a forjar, lubrificação, máquina e ferramentas, projeto da peça conformada, planejamento e prática da seqüência operacional, usinagem posterior e tratamento térmico.

É importante pois que se conheçam as diversas fontes que levam às imprecisões ou mesmo defeitos observados nos forjados, analisando-se as diversas etapas que compõem o procedimento

para obtenção na qualidade desejada da forma, dimensões, superfície e propriedades da peça conformada.

Alguns aspectos do forjamento de precisão serão discutidos separadamente a seguir, mostrando suas vantagens e limitações.

### **2.2.1 - Considerações Físicas**

A decisão sobre a utilização ou não forjamento de precisão necessita de uma análise dos requisitos que a peça acabada deve ter para suprir as necessidades durante sua vida útil, como geometria final, tolerâncias dimensionais e acabamento superficial. Nessa análise algumas considerações físicas devem ser feitas.

A *extração da peça* deve ser feita eliminando-se ângulos de saída ou utilizando-se um ângulo relativamente pequeno. Por outro lado, a inexistência deste ângulo ou seu valor reduzido, bem como a recuperação elástica e a contração do material durante o resfriamento após a conformação a quente, pode levar, dependendo da geometria da peça, ao aumento do atrito e conseqüente desgaste das ferramentas, exigindo maior força de extração e comprometendo o acabamento superficial da peça (Shiple, 1988).

O *escoamento de material* durante o forjamento deve permitir o perfeito preenchimento da matriz utilizando-se cargas dentro dos limites da capacidade da prensa, sem a formação de defeitos que comprometam a qualidade do forjado. O preenchimento de cantos vivos ou seções finas pode ser restringido, aumentando demasiadamente as cargas e levando à ruptura do material forjado. Isto pode ser minimizado pela utilização de um maior número de pré-formas, o que nem sempre viável operacional e economicamente (Shiple, 1988).

Recomendações sobre ângulos de extração, tolerâncias dimensionais e pré formas são abordados no item 2.2.3 e apresentados no Anexo 1.

### **2.2.2 - Considerações Econômicas**

O forjamento de precisão tem um custo maior quando comparado com o convencional, pois leva em consideração um maior número de fatores de influência, o que o torna desvantajoso para pequenos lotes de peças.

O custo do forjamento de precisão tende a aumentar à medida que se aumenta a precisão do forjado, mas pode ser compensado pela possibilidade de se obter peças complexas, difíceis ou onerosas para se usinar, e pela diminuição ou mesmo eliminação de operações de usinagem, dependendo do grau de acabamento exigido pelo produto final, além de permitir a obtenção de tolerâncias mais apertadas (Shipley, 1988).

A melhor precisão dimensional e geométrica do produto obtido por forjamento a quente facilita a viabilização da automação dos processos de acabamento e montagem das peças, que por sua vez permite uma diminuição dos custos dessas etapas (Kudo, 1990).

Kudo (1990) mostra uma redução do custo total para fabricação de uma engrenagem pela utilização do forjamento de precisão (custo maior), substituindo o forjamento a quente convencional (custo menor), mas eliminando a necessidade de usinagem dos dentes da engrenagem, pois os mesmos são obtidos dentro das dimensões finais, sendo necessárias somente operações de usinagem e de acabamento final em outras partes da engrenagem, como mostra a Figura 2.1.

A automação e o controle operacional mais preciso tendem a diminuir os custos do forjamento de precisão e da usinagem, como mostra a Figura 2.2. Assim, deve-se fazer uma análise econômica para se determinar a melhor escolha dentre as duas classificações: convencional ou precisão, procurando um ponto ótimo em que se tenha um custo total - forjamento mais usinagem - mais baixo (Kudo, 1990).

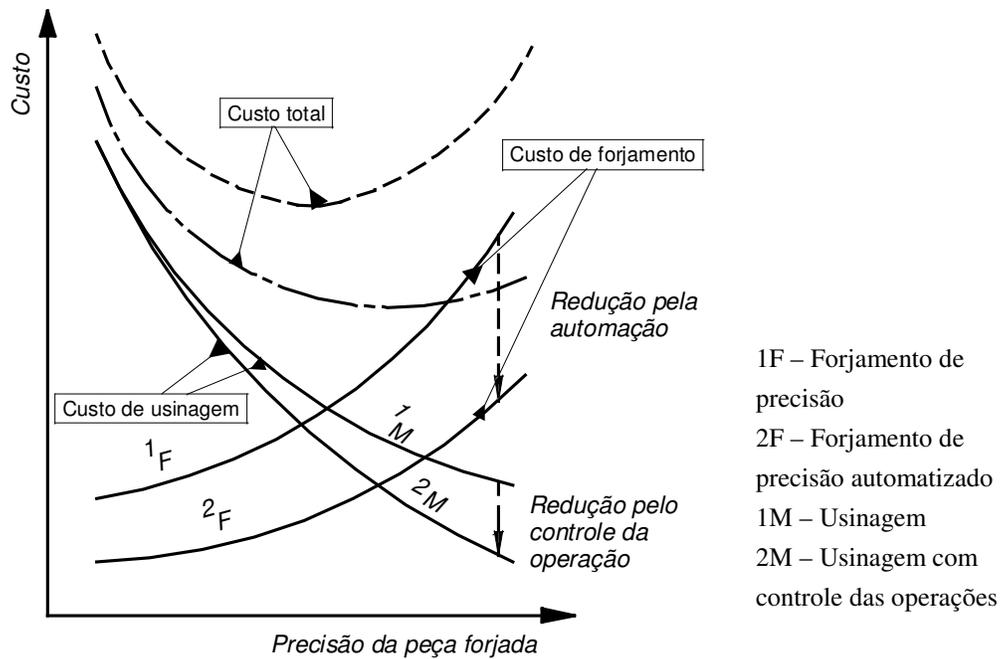
### **2.2.3 - Considerações do Projeto de Ferramentas**

Alguns aspectos devem ser considerados no projeto de ferramenta para o forjamento a quente de precisão: a expansão térmica das ferramentas quando trabalham a quente ou em contato com a peça quente; a contração da peça após o forjamento a quente que pode alcançar níveis de décimos de milímetro, além da deflexão elástica da matriz e do equipamento que pode, em alguns casos, afetar a tolerância do produto. A deflexão elástica da peça não é geralmente significativa, podendo em alguns casos influenciar a tolerância do forjado.

O cálculo desses parâmetros e a análise de sua significância são importante para se obter a tolerância desejada para o produto forjado.



**Figura 2.1** – Exemplos de forjados de precisão extraído de Schuler (1998).



**Figura 2.2** - Diminuição dos custos do forjamento de precisão e da usinagem pela automação e controle operacional (Kudo, 1990).

As dimensões da peça forjada podem ser afetadas pela espessura de lubrificante colocado para proteger a peça da oxidação durante o forjamento a quente e também, pelo acúmulo de lubrificante na matriz deixado pelas peças após cada forjamento.

O estudo da seqüência e geometria das pré-formas é importante para se garantir um melhor fluxo do material, sem a necessidade de cargas excessivas para o preenchimento adequado da matriz e obtenção do acabamento superficial desejado, ou seja, a boa conformabilidade do material é uma característica importante para facilitar o projeto de forjamento de precisão.

A utilização de métodos numéricos como o método de elementos finitos é importante para se avaliar as tensões e deformações e simular o fluxo do material durante a conformação, que por sua vez permite prever a formação de defeitos decorrentes de um preenchimento inadequado da matriz.

Os modelos físicos podem ser utilizados paralelamente, ou de forma alternativa, aos modelos matemáticos, e envolvem a construção de um modelo análogo ao ferramental e material da peça. Por exemplo, os padrões de fluxo do material, durante a conformação de uma peça, podem ser previstos pela observação e análise do forjamento à temperatura ambiente de uma pré-forma composta de várias camadas de diferentes cores de plasticina (Vasquez e Altan, 2000).

Deve-se comparar os custos da utilização desses dois modelos com os gerados pelos erros ocorridos na produção, em decorrência de uma falta de análise prévia. Esses tipos de análises são recomendados quando não se tem uma experiência no forjamento de precisão para uma dada geometria de peça. A implementação de sistemas especialistas é uma tentativa de armazenar a experiência prática e utilizá-la para obter soluções de futuros problemas similares (Caporalli, 2003).

Alguns critérios de projeto de matrizes de forjamento a quente e de análise do escoamento do material nesse processo são apresentados no Anexo 1. Esses critérios foram empregados conjuntamente com outros critérios próprios de uma Fábrica de forjamento, aqui denominada Indústria Modelo, para o projeto das matrizes de forjamento utilizadas neste trabalho e que serão apresentados nos itens 5.2.2 e 5.2.3.

Uma descrição do processo de forjamento a quente nesta Indústria Modelo é dada a seguir.

## **2.3 – DESCRIÇÃO DE PROCEDIMENTOS INDUSTRIAIS PARA O FORJAMENTO A QUENTE DE ENGRENAGENS**

Considerando-se as etapas envolvidas no forjamento a quente, bem como o grau de tecnologia disponível, esse processo pode apresentar diversas variações operacionais de acordo com a empresa analisada.

Na prática industrial, o processo de forjamento a quente requer que se executem algumas etapas preliminares como: obtenção do tarugo, transporte dos tarugos até o forno de aquecimento, retirada do tarugo do forno e localização do mesmo dentro das matrizes.

A seguir, descrevem-se essas etapas considerando-se os procedimentos observados na empresa denominada neste trabalho de Indústria Modelo. Esta descrição tem por objetivo apresentar aspectos operacionais que serão analisados e considerados para a proposta de flexibilização do forjamento a quente. A Figura 2.3 mostra um fluxograma contendo as etapas descritas para a Indústria Modelo tomada como referencial para este trabalho.

### **2.3.1 – Corte dos Tarugos**

Os tarugos são obtidos pelo corte de barras em uma guilhotina e armazenados numa caixa. O feixe de barras, amarradas por arame, é transportado por uma empilhadeira do pátio onde ficam armazenadas e colocadas na mesa da guilhotina posicionada ao lado do trilho de alimentação que empurra a barra para a área de corte.

O operador é responsável por desamarrar o feixe de barras e posicioná-las uma ao lado da outra. A barra a ser cortada é rolada, pelo operador, para o trilho de alimentação composto de roletes que, por sua vez, são rotacionados por um motor. Existe um limitador de curso que determina o comprimento do tarugo a ser cortado. A barra movimentada pelos roletes choca-se com este limitador de curso que desliga o motor e aciona a guilhotina.

Após o corte o motor é acionado empurrando a barra para dentro da guilhotina. À medida que se finaliza o corte de uma barra, outra é posicionada pelo operador no trilho de alimentação. Ao final de cada barra o operador descarta o último pedaço em uma caixa de refugo, pois geralmente o comprimento deste não atende o especificado para o processo. A Figura 2.4 mostra um esboço da guilhotina.

Para cada forjado é especificado um jogo de lâminas – superior e inferior - a serem montadas na guilhotina pelo operador. A lâmina possui as superfícies laterais – esquerda e direita – inclinadas em forma de cunha para permitir a fixação da mesma, no cabeçote da guilhotina, com um calço lateral de fixação. Utilizam-se também outros calços que são colocados atrás de cada lâmina para se fazer os ajustes entre elas de modo a permitir um corte adequado do tarugo. As lâminas e os calços são posicionados no cabeçote – superior e inferior – da guilhotina e nele fixados por meio de dois calços laterais de fixação – um para o lado direito e outro para o lado esquerdo da lâmina.

O calço lateral de fixação possui também uma superfície inclinada que atuará contra aquela da lâmina quando o mesmo for parafusado no cabeçote, prendendo a lâmina e os calços colocados atrás da mesma. A Figura 2.5 mostra um esquema da disposição das lâminas, calços e calços laterais de fixação.

Com relação aos ajustes, existe abaixo do cabeçote inferior uma cunha que permite aproximá-lo ou afastá-lo do superior. Esse cabeçote é empurrado por um parafuso localizado abaixo dele. O operador aperta ou afrouxa o parafuso para regular a distância entre eles, e conseqüentemente, entre as lâminas. Na operação de corte o cabeçote inferior se mantém parado, enquanto o superior desce. Fixadas e ajustadas as lâminas, o operador posiciona o limitador de curso da barra a ser cortada, a uma distância do ponto de corte próxima do comprimento desejado para o tarugo, e o fixa em seu suporte por meio de parafusos. O limitador de curso permite um ajuste mais fino desta distância avançando ou recuando a sua extremidade, onde a barra se choca, por meio de uma manivela.

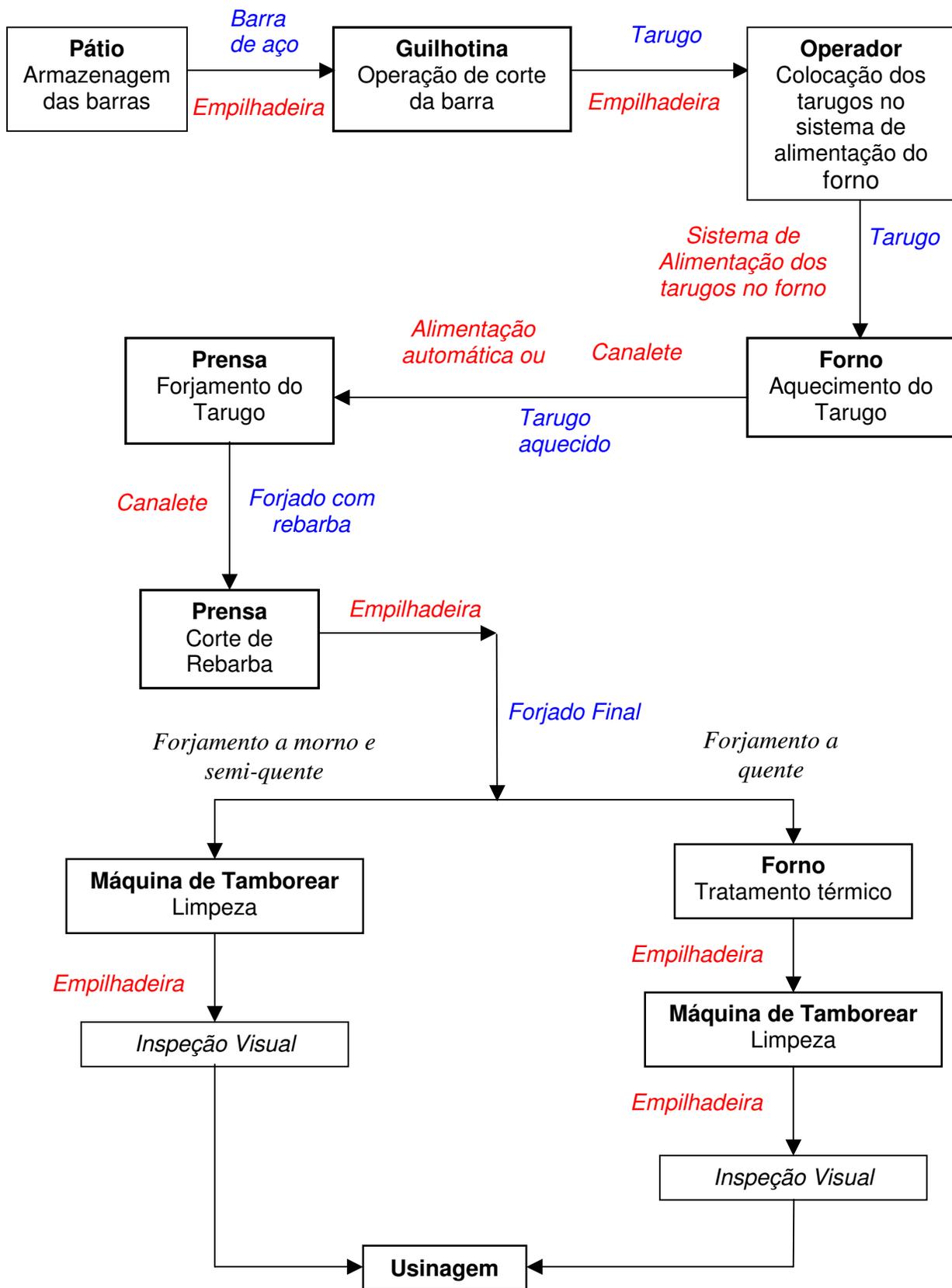
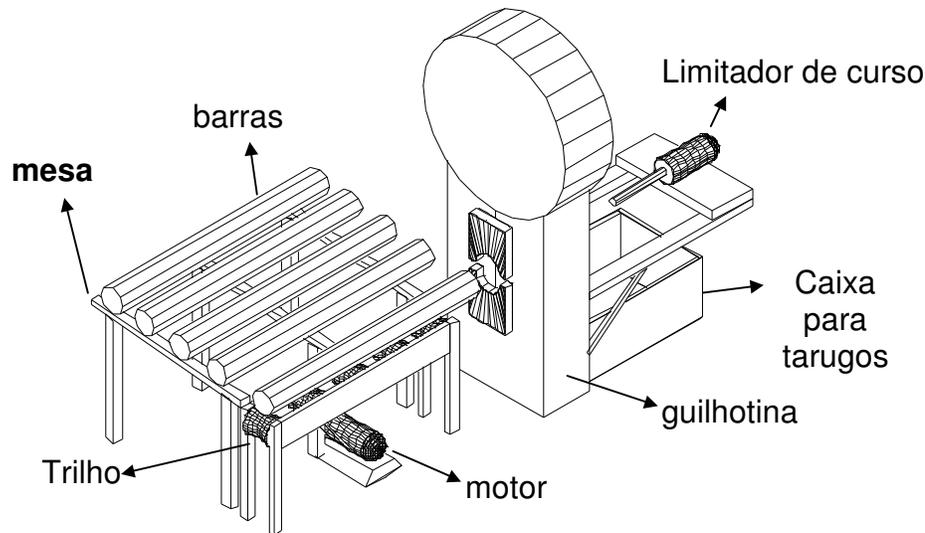
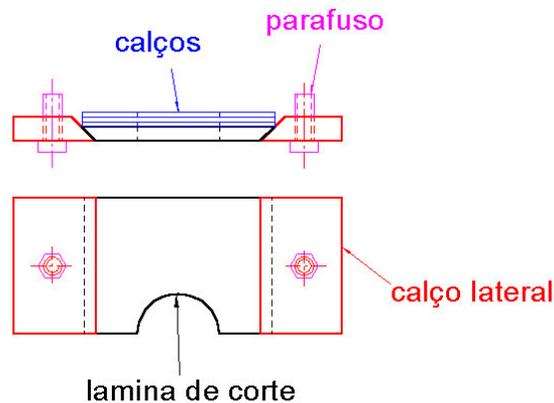


Figura 2.3 – Etapas do processo de forjamento a quente na Indústria Modelo.



**Figura 2.4** – Esboço da guilhotina usada para corte das barras.



**Figura 2.5** – Disposição das lâminas, calços e calços laterais de fixação.

Cortado, o primeiro tarugo é pesado pelo operador que ajustará o limitador de curso, caso o peso esteja fora do especificado para o processo. O tarugo tem seu peso controlado com uma balança disposta ao lado da guilhotina. Esse controle é realizado durante o corte das barras, com uma determinada frequência para verificar se o peso do tarugo está dentro da tolerância especificada.

Os tarugos cortados caem dentro de uma caixa que é transportada por uma empilhadeira para a entrada do forno, ou colocados em uma área reservada até que sejam solicitados.

Terminado o corte de um lote de tarugos, é necessário a troca das lâminas para se cortar outra barra que tenha um diâmetro muito acima ou abaixo daquela cortada previamente. Se os diâmetros forem próximos, pode-se usar as mesmas lâminas já fixadas, fazendo-se apenas ajustes da distância entre elas, e certamente, do posicionamento do limitador de curso.

### **2.3.2 – Aquecimento dos Tarugos**

Os tarugos são introduzidos em um forno tipo túnel (aquecimento indutivo) por um sistema que possui uma haste que os empurra para dentro. Os tarugos são direcionados por uma guia – trilho - que atravessa o forno. O operador posiciona os tarugos um ao lado do outro em uma rampa adjacente à guia.

A haste empurra os tarugos através da guia deslocando-os de uma distância determinada e recua de modo que o próximo tarugo da rampa se posicione na guia. À medida que os tarugos vão sendo introduzidos no forno, o operador posiciona outros na rampa (Prensas de 10 MN). Outra forma de posicionar os tarugos na referida guia é com um vibrador dentro do qual os mesmos são jogados (Prensas de 20 MN).

O vibrador faz com que os tarugos sejam colocados um atrás do outro na guia, sem a necessidade de um operador. Neste caso, ao invés de uma haste, existe um sistema de movimentação dos tarugos situado sob a guia.

A velocidade com que o tarugo passa através do forno é calculada de modo a permitir que todo ele fique uniformemente aquecido à temperatura necessária para o forjamento que, segundo a temperatura do tarugo, pode ser dividido em: forjamento morno (800 a 850°C), semi-quente (950 a 1000°C) e quente (1200 a 1250°C).

### **2.3.3 – Alimentação dos Tarugos Aquecidos na Prensa**

O tarugo aquecido sai do forno empurrado pela haste do sistema de alimentação, e desliza por um canaleta posicionando-se ao lado da prensa. Um operador pega o tarugo aquecido com uma tenaz – alimentação manual - e coloca-o sobre a primeira matriz – pré-forma – a fim de que o operador da prensa possa pegar o tarugo aquecido e posicioná-lo dentro da referida matriz. Uma outra forma de transferir o tarugo aquecido da saída do forno para a primeira matriz da

prensa utilizado pela Indústria Modelo é utilizando-se um alimentador automático. Visto que a alimentação automática de tarugos na prensa é uma forma de flexibilizar o processo de forjamento a quente, uma descrição desse sistema é apresentada a seguir.

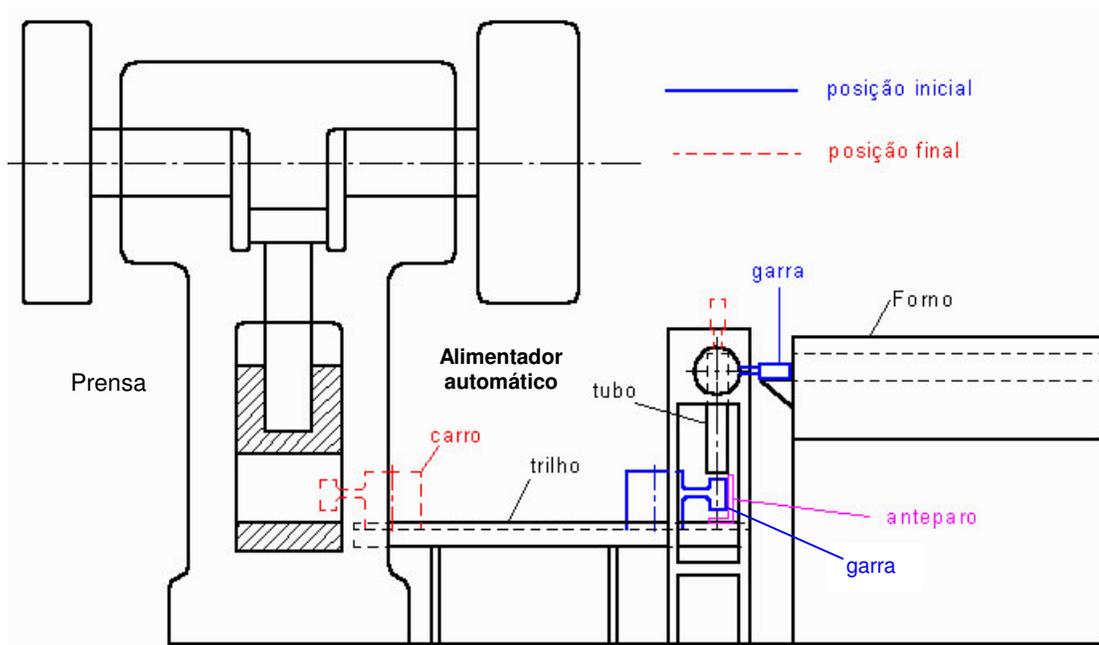
#### *2.3.3.1 – Sistema Automático de Alimentação da Prensa*

O sistema de alimentação automática da prensa é responsável pela retirada do tarugo, de geometria cilíndrica, aquecido em um forno tipo túnel (aquecimento indutivo) e pela sua movimentação até o primeiro estágio do processo de forjamento, ou seja, até a matriz para obtenção da pré-forma.

O sistema utilizado pela Indústria Modelo consiste de uma garra que pega o tarugo aquecido, posicionado na saída do forno e apoiado sobre a extremidade da guia que atravessa esse forno, e o coloca bem próximo da extremidade de um tubo posicionado verticalmente. O tarugo é solto pela garra e desliza por dentro do tubo.

Um pouco abaixo da extremidade oposta do tubo existe uma chapa, que funciona como anteparo, com a qual o tarugo se choca mantendo-se na posição vertical. Uma outra garra, posicionada logo abaixo do tubo e ao lado desta chapa, evita que o tarugo aquecido caia no chão. Ela pega o tarugo, movimenta-o até o primeiro estágio do forjamento e o solta sobre a matriz inferior responsável pela formação da pré-forma. Esta outra garra está montada sobre um carro que se movimenta sobre um trilho, indo do tubo até a lateral da prensa, próximo à matriz de pré-forma. A Figura 2.6 mostra um esquema do sistema de alimentação automática da prensa.

A velocidade de alimentação da prensa com os tarugos pode ser alterada pelo operador e deve ser igual à do sistema de alimentação do forno. Após a peça ser forjada o operador da prensa aciona uma alavanca informando ao sistema que coloque o próximo tarugo, já seguro pela garra posicionada ao lado da prensa. Se, após um determinado tempo, por algum motivo, o operador não aciona a alavanca, o sistema de alimentação descarta o tarugo soltando-o em um canaleta, adjacente ao trilho, que o direciona para uma caixa. Este descarte também pode ocorrer, mesmo quando a alavanca é acionada, nos casos em que a temperatura esteja fora da faixa especificada para o forjamento. A temperatura do tarugo na saída do forno é medida por um sensor (pirômetro óptico) ligado ao sistema de alimentação.



**Figura 2.6** - Sistema de alimentação automática da prensa.

### 2.3.4 - Forjamento e Corte da Rebarba Interna

O processo de forjamento realizado na Indústria Modelo está dividido em três etapas:

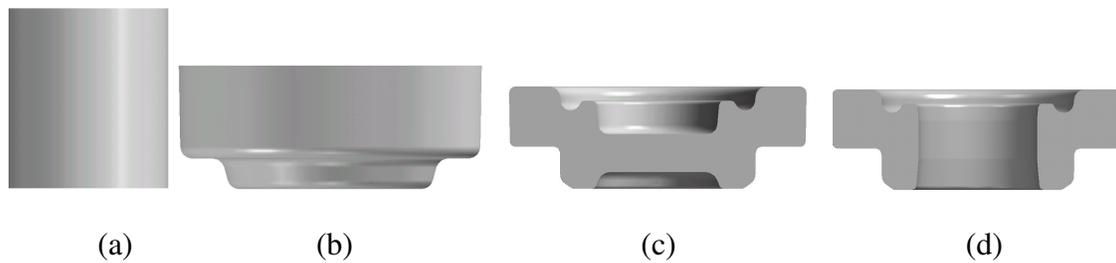
1. Obtenção da primeira pré-forma a partir do tarugo;
2. Obtenção do forjado a partir da primeira pré-forma;
3. Operação de corte da rebarba interna.

A primeira pré-forma é importante para garantir o preenchimento adequado da matriz para obter a peça forjada na segunda etapa.

Na segunda etapa obtém-se a peça forjada com suas dimensões finais, necessitando somente da operação de corte, realizada na terceira etapa.

A terceira etapa é realizada nas peças que necessitem de operação de corte de rebarba. Um exemplo de tarugo, pré-forma e forjado com operação de corte, é mostrado na Figura 2.7.

No caso de engrenagens existe a formação de uma rebarba interna denominada espelho que deve ser retirada, como visto na Figura 2.7. Engrenagens que não formam espelho (Figura 2.8), não necessitam dessa operação de corte.



**Figura 2.7** – Exemplo de tarugo e pré-forma para obtenção de um forjado. Forjado 12. (a) Tarugo. (b) Pré-forma. (c) Secção longitudinal da engrenagem com espelho. (d) Secção longitudinal da engrenagem rebarbada – espelho cortado.



**Figura 2.8** – Secção transversal de um forjado sem formação de espelho.

Colocado sobre a matriz de pré-forma, seja com auxílio de uma tenaz – alimentação manual – ou pelo sistema automático de alimentação da prensa, o tarugo aquecido é pegado pelo operador da prensa, com o auxílio de uma tenaz, e posicionado na referida matriz. Ocorre então a primeira etapa do forjamento, em que o tarugo é deformado obtendo-se a pré-forma. Posteriormente, esta pré-forma é colocada dentro do segundo conjunto de matrizes para obtenção da forma final do forjado, mas ainda sem sofrer a operação de corte de rebarba.

O forjado final é jogado em um canaleta, posicionado na outra lateral da prensa, e desliza posicionando-se ao lado de uma prensa dedicada a operação de corte da rebarba interna – espelho. O operador desta prensa pega o forjado de dentro do canaleta e posiciona-o dentro da matriz para operação de corte. Imediatamente após o corte, o forjado é lançado para trás da prensa, por meio de um forte jato de ar oriundo da linha de ar comprimido, caindo dentro de uma caixa. Esta caixa é levada por uma empilhadeira para um local reservado a fim de que os forjados resfriem. Os forjados podem esperar de algumas horas a um dia para serem submetidos à operação final de tratamento térmico.

Existem peças em que o forjamento e o corte do espelho são efetuados em uma mesma prensa. Ou seja, a matriz de corte é montada ao lado das matrizes para obtenção da pré-forma e forjado com espelho.

### **2.3.5 – Troca das Matrizes de Forjamento**

Na Indústria Modelo foram analisados os processos de forjamento a quente, a morno e semi-quente em prensas excêntricas com capacidades nominais de 10 MN e 20 MN.

A troca de matrizes nessas prensas segue as etapas:

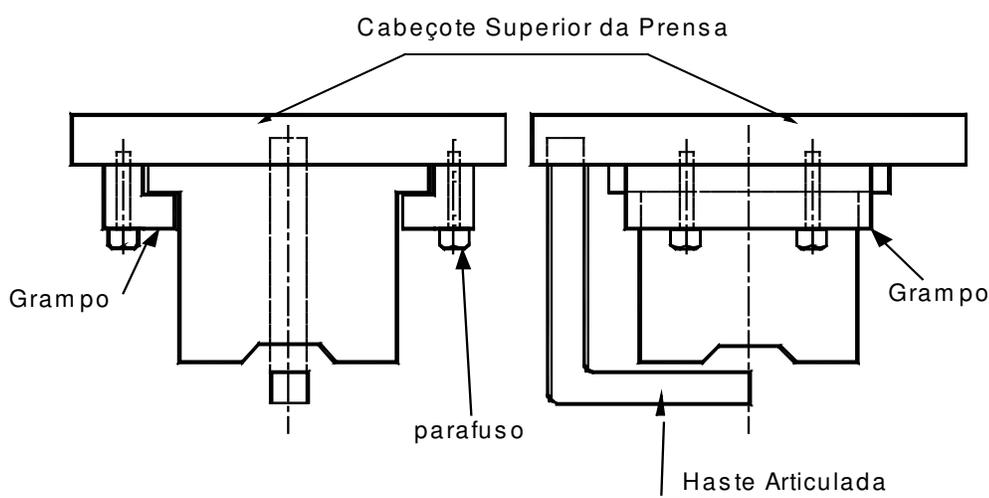
- 1) Afrouxam-se os parafusos que fixam os grampos que prendem e localizam as matrizes superiores e inferiores na prensa. Existem duas matrizes fixadas no cabeçote superior da prensa para obter a pré-forma e forjado com espelho, sendo que cada matriz é fixada por dois grampos. Os grampos superiores e inferiores são em forma de uma meia lua e possuem dois furos por onde são passados os parafusos.
- 2) Antes de soltar o grampo totalmente segura-se a matriz superior com uma haste articulada, fixa no cabeçote superior da prensa ao lado do alojamento da matriz. Em seguida, soltam-se os parafusos e retira-se o grampo visível na parte frontal da prensa. O grampo visível na parte posterior da prensa não é retirado, mantendo-se suspenso pelos parafusos. Este procedimento é feito para as duas matrizes, mas não simultaneamente. A Figura 2.9 mostra um esquema da disposição da matriz, grampos e parafusos no cabeçote superior da prensa.

Para a prensa de 20 MN, em que uma matriz completa juntamente com os calços são muito pesados para serem movidos e ajustados na máquina manualmente, a troca é realizada com a ajuda de uma empilhadeira e de uma prancha metálica. Uma das extremidades da prancha é encaixada em um dos garfos da empilhadeira, enquanto a outra serve como apoio para retirada da matriz. O operador da empilhadeira posiciona a extremidade da prancha sob a matriz superior antes que o grampo da parte frontal da prensa seja retirado. Retira-se então o grampo, deixando que a matriz e os calços fiquem seguros somente pela prancha.

- 3) Retira-se uma das matrizes superiores com as mãos puxando-a para frente juntamente com os calços. O operador apóia a matriz e os calços sobre as suas mãos, mantendo-a junto ao seu corpo e a coloca sobre uma mesa localizada próxima à prensa. Quando os calços não saem

junto com a matriz eles podem ficar presos ou suspensos pelo grampo fixo na parte posterior da prensa, sendo retirados em seguida. Caso os calços fiquem presos, o operador bate nos mesmos com uma tenaz para liberá-los. No caso da prensa de 20 MN, o operador da empilhadeira manobra de forma a posicionar a matriz e calços ao lado de uma mesa localizada próximo à prensa. Em seguida um outro operador retira os calços, manualmente, e depois, empurra a matriz sobre a mesa.

- 4) A retirada das matrizes inferiores é mais fácil, pois não existe o perigo das matrizes e calços caírem, devido à gravidade, pois estão apoiados sobre a mesa da prensa, o que não acontece com as matrizes e calços superiores. Os grampos da parte frontal da prensa são retirados soltando-se completamente os parafusos. Retira-se a matriz com as mãos puxando-a para frente. O operador apóia a matriz sobre as suas mãos, mantendo-a junto ao seu corpo e a coloca sobre a mesa. Nas prensas de 20 MN, o operador empurra a matriz sobre a extremidade da prancha que é posicionada junto à mesa da prensa.



**Figura 2.9** - Esquema da disposição da matriz, grampo, parafusos e haste articulada no cabeçote superior da prensa.

- 5) Após retirados a matriz e os calços, coloca-se a nova matriz com os calços, manualmente, ou com a ajuda de outro operador com uma alavanca. Quando se coloca a matriz com os calços, eles ficam apoiados, em parte, pelo grampo colocado previamente ou então pelo mesmo grampo utilizado no forjamento anterior e, em parte, pela haste articulada. Desta forma, o operador fica com as mãos livres para colocar o outro grampo com parafuso, apertando-o

levemente. As novas matrizes com os calços ficam dispostas sobre uma outra mesa móvel colocada próxima à prensa. Nas prensas de 20 MN a movimentação, o posicionamento e o apoio para fixação das matrizes na prensa são realizados com a ajuda da referida prancha encaixada em uma empilhadeira.

- 6) Trocadas as quatro matrizes – duas superiores e duas inferiores – responsáveis pela obtenção da pré-forma e forjado com espelho, o operador aperta, firmemente, com uma chave fixa os parafusos prendendo o conjunto matriz e calços. Durante a etapa de ajustes para obter um forjado bom, não se mexe nas matrizes superiores.
- 7) Terminada a fixação das matrizes, forja-se uma peça para verificar visualmente a qualidade da pré-forma e do forjado. Caso não estejam adequados é necessário fazer-se alguns ajustes.
- 8) Os ajustes para obter um forjado bom é feito colocando-se ou retirando-se mais calços debaixo das matrizes inferiores, de forma a elevá-las ou abaixá-las, respectivamente, levando a um aumento ou diminuição da deformação do material. Para isso, é necessário retirar o grampo da parte frontal da prensa soltando-se os dois parafusos. O grampo localizado na parte de trás da prensa não precisa ser retirado, sendo os seus parafusos somente afrouxados.
- 9) Retirado o grampo, levanta-se a borda lateral da matriz usando uma alavanca com a extremidade em forma de cunha, o que é feito por um operador. Um outro operador introduz ou retira o calço debaixo da matriz. O primeiro operador solta a matriz sobre os calços e empurra-os, com a alavanca, de modo que fiquem totalmente sob a matriz.
- 10) Colocam-se novamente o grampo e os parafusos apertando-os para fixar a matriz. Forja-se outra peça para verificar se os ajustes efetuados foram adequados para obter uma peça boa, visualmente. Se, visualmente, o forjado estiver adequado leva-se o mesmo para uma sala de medições a fim de verificar se as dimensões estão de acordo com o especificado no projeto. Um ajuste mais fino pode ser efetuado elevando-se a mesa da prensa, sobre a qual são fixadas as matrizes inferiores.
- 11) Se as dimensões estiverem dentro das especificações inicia-se o forjamento do lote. Caso não se obtenha um forjado bom, efetuam-se novamente as etapas de 8 a 11. Esta etapa geralmente é a mais demorada, podendo levar algumas dezenas de minutos para se obter um forjado bom, o que contribui para o aumento dos tempos internos que representam tempos improdutivos no processo.

### **2.3.6 – Tratamento Térmico e Medida da Dureza**

Após o resfriamento dos forjados, a caixa que os contém é transportada por um empilhadeira até a entrada de um forno onde são colocados em bandejas que passarão pelo forno promovendo o tratamento térmico de recozimento ou normalização das peças.

Os tratamentos térmicos posteriores ao forjamento a quente visam diminuir a dureza e garantir uma microestrutura que permita a usinagem do material sem maiores problemas, como o desgaste excessivo da ferramenta, a perda da qualidade superficial do produto usinado e a sobrecarga do equipamento. No Capítulo 4 descrevem-se alguns dos tratamentos térmicos normalmente empregados na indústria após o forjamento a quente.

Os forjados a morno e semi-quente não passam pelo tratamento térmico, pois suas microestrutura permitem que sejam usinados sem maiores problemas.

Após o tratamento térmico, os forjados sobre a bandeja são jogados em uma caixa que é levada para uma outra área para esfriarem. Esfriados, faz-se o teste de dureza em uma amostra retirada do lote dos forjados a fim de verificar se os valores estão de acordo com o especificado no processo. No caso da normalização a dureza deve estar entre 167 e 184 HB.

### **2.3.7 – Limpeza e Inspeção Visual**

Medida a dureza, os forjados são limpos em uma máquina de tamboreamento com granalhas de ferro. Em seguida, as peças são retiradas do tambor e colocadas de volta em uma caixa que será enviada à seção de inspeção visual. Nesta etapa todas as peças são inspecionadas, verificando-se possíveis defeitos superficiais. A caixa com as peças inspecionadas é enviada para a área de usinagem.

## Capítulo 3

### Flexibilização do Processos Produtivos

#### 3.1 - INTRODUÇÃO

A constante exigência do mercado consumidor de se modificar ou diversificar rapidamente os produtos ou parte deles mesmos (sistemas, componentes, peças), decorrente da evolução tecnológica, bem como a curta vida desses produtos, devida à rápida obsolescência, além da competitividade entre as empresas, que buscam aumentar sua parcela de mercado pela satisfação constante do cliente, têm levado a uma busca de se melhorar, cada vez mais, os processos produtivos tornando-os mais flexíveis, rápidos e econômicos através de técnicas como o *Kanban*, o *Just in Time*, a tecnologia de grupo, a formação de famílias, o uso das células de manufatura e da troca rápida de ferramentas.

A expansão da informática por computadores e microcomputadores cada vez mais velozes e com maior capacidade de memória, os sistemas de controle mais eficientes, a automação pelo controle numérico computadorizado e a introdução da instrumentação eletrônica deram origem à Automação Industrial Integrada e Informatizada (Gomide, 1987).

Com a utilização de sensores e atuadores inteligentes chegou-se, a partir da Automação Industrial Integrada e Informatizada, à Automação Industrial Integrada e Inteligente (AI<sup>3</sup>) que permitiu não somente a flexibilidade de equipamentos, como também propiciou o aumento da produtividade e da eficiência dos sistemas produtivos.

Destacam-se ainda na informática, os *softwares* aplicados nos vários segmentos da indústria desde o controle do processo até a gestão e administração, destacando-se: CAP (*Computer Aided Production*), CAD (*Computer Aided Design*), CAM (*Computer Aided*

*Manufacturing*), CAPP (*Computer Aided Process Planning*), CAQ (*Computer Aided Quality*), CAS (*Computer Aided Services*), CAMA (*Computer Aided Management*), termos ingleses associados à informatização respectivamente da produção, do projeto, da manufatura, do planejamento do processo, da qualidade, dos serviços e do gerenciamento (Gomide, 1987) (Batocchio, 1991).

### 3.2 – FLEXIBILIZAÇÃO E TEMPOS DE PROCESSO

Batocchio (1991) define que a flexibilidade pode ser implementada em diferentes partes do sistema produtivo:

- Em *set-ups* de ferramentas para produção de novas peças;
- Para mudanças de produto;
- Para amortecer alterações na demanda de trabalho;
- Para absorver defeitos no sistema e;
- Para suportar as falhas de previsão de demanda.

O planejamento para flexibilização requer a definição do que se vai alterar (volume a produzir, processo, material, produto), a estimativa do impacto das alterações no pessoal e nas facilidades, a determinação da flexibilidade que melhor responda às mudanças desejadas, a avaliação, através de fatores econômicos e sociais, do custo das alterações que possam ocorrer futuramente, e o projeto de facilidades para se obter a flexibilidade que foi determinada em fases anteriores.

A flexibilidade em *set-ups* de ferramentas e para mudanças de produtos deve aumentar à medida que se aumenta a diversificação e diminui-se a vida desses produtos no mercado, respectivamente.

A flexibilidade deve preocupar-se tanto com as modificações como com as inovações de produto, diferenciando-a em dois tipos: flexibilidade de curto prazo e de longo prazo. A primeira é uma característica da máquina-ferramenta e representa a capacidade do sistema produzir peças novas sem requerer novos equipamentos. Já na flexibilidade de longo prazo isto se faz necessário, o que leva a uma reorganização da produção (Batocchio, 1991).

Agostinho apud (Batocchio, 1991) expressa a flexibilidade a curto prazo ( $f_c$ ) como:

$$fc = 1 - \frac{t_i + \sum_{i=1}^n ts_i \cdot Z_i}{td} \quad (3.1)$$

onde:  $td$  = capacidade instalada (tempo disponível)  
 $ts_i$  = tempo de montagem para a peça  $i$  (*set-up*)  
 $Z_i$  = frequência de montagem máquina para fabricar a peça  $i$   
 $t_i$  = tempos improdutivos

Já a flexibilidade a longo prazo ( $fl$ ) é dada pela expressão:

$$fl = 1 - \frac{t_i + \sum_{i=1}^{n-p} ts_i \cdot Z_i + \sum_{i=n-p}^q tr_i + \sum_{i=n-p}^q ts_i \cdot Z_i}{td} \quad (3.2)$$

onde:  $t_i$  = tempos improdutivos de longo prazo  
 $tr_i$  = tempo de readaptação do equipamento para se fabricar a peça  $i$   
 $p$  = número de peças excluídas durante o período de tempo  
 $q$  = número de peças totais fabricadas no período de longo prazo  
 $n$  = número de peças de tipos diferentes produzidas

Em ambos os tipos, a flexibilidade melhora com o aumento da capacidade instalada - disponibilidade -, e piora com o aumento dos tempos improdutivos e maiores frequências e tempos de montagem para uma determinada peça. O aumento do tempo de readaptação do equipamento para se produzir novas peças também diminui a flexibilidade a longo prazo (Batocchio, 1991).

A flexibilidade em *set-ups*, associada à facilidade de se preparar a máquina para produzir uma nova peça com redução do tempo de montagem, tem uma grande influência na flexibilidade a curto prazo, enquanto a flexibilidade em mudanças de produto afeta principalmente a flexibilidade a longo prazo.

A flexibilidade em *set-ups* se faz mais necessária à medida que se aumenta a diversificação dos produtos, enquanto a flexibilidade às mudanças é mais requisitada à medida que os produtos passam a ter uma vida menor no mercado.

O regime de trabalho e o grau de automação determinam a capacidade instalada, enquanto o grau organizacional técnico e administrativo de onde se localiza a máquina-ferramenta afetam o tempo improdutivo, e juntamente com a frequência de montagem de peças a serem produzidas, influem na flexibilidade a curto prazo (Batocchio, 1991).

Um outro parâmetro importante que deve ser avaliado dentro do sistema produtivo é a produtividade que pode ser entendida como um índice de medida relativo que compara o resultado obtido com o que foi aplicado em relação a um determinado parâmetro como material, custo por peça, qualidade, dentre outros. É importante fazer-se uma escolha adequada desse índice, pois caso contrário, isto levará à perda de recursos, pela necessidade de novos investimentos, pela sub-utilização do parque fabril ou pelo alto custo dos produtos.

Batocchio (1991) descreve alguns erros que podem ser cometidos na escolha do índice de produtividade.

Cotton apud (Batocchio, 1991) descreve cinco fatores que devem ser considerados quando se planeja a melhoria da produtividade, e destaca que o planejamento da produtividade deverá antever e preparar-se para futuras inovações.

Uma maneira simples de se determinar a produtividade é calculando-se os tempos de produção, como mostrado por Agostinho apud (Batocchio, 1991):

$$P = (tp_t) / (td_t) \quad (3.3)$$

Onde:  $tp_t$  = somatório dos tempos padrões de cada produto pela quantidade de produtos, ou seja, o tempo padrão de um programa de produção;

$td_t$  = somatório dos tempos disponíveis nas máquinas, ou seja, a capacidade instalada total.

Também se relaciona a produtividade (P) com a flexibilidade pela seguinte equação para o grau de saturação a curto prazo ( $Sc$ ):

$$Sc = \frac{tp}{td} \cdot \frac{1}{fc} \quad (3.4)$$

ou seja:

$$Sc = P \cdot \frac{1}{fc}$$
$$P = Sc \cdot fc \quad (3.5)$$

Se o grau de saturação for mantido constante, um aumento da flexibilidade - por exemplo, com a diminuição do tempo de montagem  $t_s$  - produz um aumento da produtividade. Por outro lado, se a flexibilidade for mantida constante e aumentar-se o grau de saturação pelo aumento do tempo-padrão, isto também promoverá um aumento da produtividade.

Como se tem mencionado os tempos para realização de diferentes tarefas durante o processo produtivo, é importante que se saiba estimar a duração destas tarefas. As informações sobre o tempo para realização de cada tarefa são importantes para a programação e controle da produção. Porém, antes de se fazer um estudo dos tempos, é necessário um estudo dos métodos que consiste, segundo Burbidge (1983), na análise de movimentos usados ou propostos para realização de uma operação empregando ferramentas e equipamentos, para um dado *lay-out* do posto de trabalho usado ou proposto para uso. Essa análise tem por objetivo encontrar o método mais eficaz para realização de uma tarefa.

O estudo conjunto dos métodos e dos tempos é denominado “estudo do trabalho”. Burbidge (1983) propõe, dentre várias outras técnicas, três para o estudo de métodos:

- 1) Avaliação com base na experiência: o encarregado de fazer o trabalho, baseado em sua experiência, observa e propõe alterações que julgar necessárias. Esta técnica é recomendada para lotes pequenos de componentes simples e baratos.
- 2) Análise de operações: registram-se todas as etapas de uma tarefa para posteriormente serem analisadas de forma que se possa rearranjar a seqüência das operações e/ou eliminar o máximo de etapas que não sejam imprescindíveis. Esta técnica pode ser usada no estudo de casos complexos que envolvam mais de uma máquina e/ou operador.
- 3) Estudo de movimentos: esta técnica consiste na divisão da tarefa em elementos fundamentais de movimento e o planejamento de um novo ciclo em que alguns destes elementos, considerados desnecessários, são eliminados. Envolve o estudo de micromovimentos pela cinefotografia e a utilização da cronociclografia para obtenção da imagem dos movimentos realizados.

No estudo dos tempos Slack et al. (Slack, 1997) propõem três formas de estimá-los:

- a) Baseada na intuição;
- b) Assumindo que o tempo para realizar um determinado trabalho é realmente o tempo correto para fazê-lo ou;
- c) Utilizando uma técnica de medição que é sistemática e possui limites de exatidão previsíveis.

Esses autores abordam esta última forma mais detalhadamente, que é conhecida como medida do trabalho e definida como a “aplicação de técnicas projetadas para definir o tempo que um trabalhador qualificado precisa para realizar um trabalho especificado com um nível definido de desempenho”.

O trabalho especificado deve:

- ter uma qualidade exigida;
- ter um método a ser seguido pelo trabalhador;
- indicar os equipamentos e materiais a serem utilizados e;
- definir as condições de trabalho para realização do mesmo.

O trabalhador qualificado deve ter condições físicas, inteligência, habilidades, educação e conhecimento necessário para executar a tarefa dentro dos padrões de segurança, qualidade e quantidade.

O desempenho significa a velocidade de trabalho ou, alternativamente, vazão de saída expressa como uma média para o dia ou turno de trabalho.

Os tempos são divididos em tempo básico e tempo-padrão. O tempo básico é aquele necessário para que um trabalhador qualificado realize, com um desempenho-padrão, um trabalho especificado. O desempenho padrão é definido como “a vazão de saída que é atingida por trabalhadores qualificados sem esforço excessivo na média do dia de trabalho, desde que estejam motivados a se aplicar em seu trabalho”.

Ao contrário do tempo básico que pode ser usado como estimativa do tempo para realizar um trabalho em diversas condições, o tempo-padrão é aquele concebido para o trabalho sob circunstâncias específicas, uma vez que inclui tolerâncias para pausa e descanso do trabalhador. Assim, o tempo-padrão é composto do tempo básico acrescido das tolerâncias para descanso. Ele

permite que diferentes tipos de trabalhos possam ser expressos em termos de uma unidade comum denominada "minuto-padrão" (MPs) ou "hora-padrão" (HPs).

Uma vez que o trabalho pode ser dividido em elementos, o tempo-padrão para realização de qualquer tarefa, será composto dos tempos básicos para todos seus elementos mais as tolerâncias adotadas para cada um deles.

Slack et al. (Slack, 1997) propõem cinco técnicas para medida do trabalho, sendo a primeira a mais detalhada pelos autores:

- estudo dos tempos;
- síntese a partir de dados elementares;
- sistemas predeterminados de movimento-tempo;
- estimativa analítica e;
- amostragem do trabalho.

O estudo dos tempos é composto por três etapas:

- 1) Observar, medir e avaliar: o trabalho é dividido em elementos e seus tempos dos mesmos são cronometrados várias vezes. A avaliação do ritmo dos tempos constitui uma tarefa difícil por ser um procedimento subjetivo e arbitrário, uma vez que as pessoas têm habilidades, motivações e padrões diferentes sobre o que constitui um ritmo razoável de trabalho. Uma maneira de registrar a avaliação do observador é a utilização de uma escala que usa uma avaliação de 100 para representar o desempenho-padrão. Se uma observação de um elemento for classificada em 100, o tempo observado é o tempo real que qualquer pessoa necessitaria para realizar o trabalho com desempenho-padrão. Dependendo da classificação, maior ou menor que 100, uma pessoa que trabalha com desempenho-padrão gastará mais ou menos tempo, respectivamente, em relação ao medido. Além da escala de avaliação de desempenho, existe uma forma indireta para corrigir as leituras obtidas, proposta por Burbidge (1983), baseada nos fatores de ajustes que consiste na avaliação do operário, durante as medidas de tempo, com relação a sua habilidade, esforço e constância e das condições em que o trabalho é realizado comparadas com aquelas esperadas em situações normais. Burbidge (1983) mostra uma tabela com os fatores de ajustes para os itens avaliados. Os fatores de ajustes são somados à unidade e multiplicados pelo tempo de operação para obtenção do tempo-básico.

- 2) Ajustar os tempos observados: o ajuste para obtenção do tempo básico, pela escala de avaliação de desempenho, é feito pela seguinte expressão:

Tempo básico = tempo observado x (avaliação observada/avaliação padrão )

Por exemplo: Tempo observado = 1,30 min. Avaliação do ritmo = 90

Tempo básico =  $1,30 \times (90 / 100) = 1,17$  min.

- 3) Calcular a média dos tempos básicos: feitas várias observações, para cada elemento que compõe a tarefa, com suas respectivas avaliações do ritmo, pode-se calcular o tempo básico para cada observação e a média dos mesmos. O tempo-padrão do elemento é calculado adicionando-se a tolerância adotada para o mesmo. Somando-se os tempos-padrões de todos os elementos obtém-se o tempo-padrão bruto sobre o qual aplica-se uma tolerância – tolerância para o trabalho total – a fim de se obter o tempo-padrão para o trabalho. Slack et al. (Slack, 1997) apresentam um exemplo do estudo de tempos para realização de uma tarefa de embalagem, visando esclarecer melhor a aplicação dessa técnica para medida do trabalho.

### 3.3 - SISTEMAS FLEXÍVEIS DE MANUFATURA

Os sistemas flexíveis de manufatura ou *FMS* (*Flexible Manufacturing Systems*) permitem maiores níveis de diversificação e/ou diferenciação dos produtos e menores ciclos de vida dos produtos, possibilitando maiores níveis de produtividade e flexibilidade (Calarge, 1993).

Os *FMS* consistem de centros de trabalhos (grupos de equipamentos de produção) interligados por um sistema automatizado de manuseio de materiais.

O controle, o planejamento e a execução dos processos produtivos são realizados por uma rede de computadores.

As ferramentas e dispositivos podem ser programados e mudados de acordo com as mensagens enviadas pelos computadores, possibilitando o controle de qualidade em tempo real, evitando-se quebras ou desgastes excessivos do ferramental.

Os *FMS* são economicamente viáveis para lotes de 200 a 2000 peças variando de 1 a 1000 kg.

Os sistemas *FMS* podem ser classificados em: *FMS* com máquinas ferramentas

complementares; *FMS* com máquinas ferramentas substitutas e, *FMS* híbridos, que englobam características dos dois sistemas anteriores, sendo o mais utilizado dentre os três (Calarge, 1993).

A estrutura de um *FMS* é composta por um elo físico (fluxo de materiais no sistema) e um elo de dados (fluxo de informações no sistema). Os componentes que se interconectam através destes dois elos são:

- estação de carga e descarga;
- equipamentos de transporte e de manuseio de peças;
- máquinas-ferramenta de concepção universal;
- equipamentos auxiliares;
- controles do sistema e;
- estação de armazenamento de peças e ferramentas.

Schmoeckel (1991) destaca que a flexibilidade está vinculada ao desenvolvimento da automação e da tecnologia de controle e pode ser dividida em três partes:

#### 1) Flexibilidade na mudança de *set-up*

Envolve necessidades tecnológicas, organizacionais e de pessoal. As necessidades tecnológicas envolvem:

##### a) *Projeto técnico do modo de operação:*

- melhora do acesso à prensa;
- automação da troca de ferramenta e fixação;
- aplicação de robôs e manipuladores e;
- aplicação de sistemas de alimentação e transporte flexíveis.

##### b) *Aplicação de sistemas de controle apropriados sobre a máquina:*

- repetibilidade da preparação da ferramenta com sistemas de armazenagem de programas (*stored program systems - SPS*).

As necessidades organizacionais são:

##### a) *Organização das operações de mudança de set-up:*

- conversão de tempos internos em externos e;

- pré ajustagem do ferramental fora da máquina.

A necessidade de pessoal envolve:

a) *Qualificação e motivação do pessoal envolvido:*

- treinamento e flexibilização da mão-de-obra.

## 2) Flexibilidade da seqüência de produção

Permite a alteração da trajetória de produção das peças, previamente projetada, através das máquinas de conformação. Os estágios de produção de uma máquina podem ser utilizados para execução de todas as etapas uma peça, caso necessário pela complexidade da mesma, ou podem ser divididos em duas partes para se executar, ao mesmo tempo, as poucas etapas de conformação de duas peças diferentes de pequena complexidade. Isto requer flexibilidade no sistema de transporte dentro e entre as máquinas.

## 3) Flexibilidade no processo

Esta flexibilidade está relacionada com o tipo de ferramenta empregada no processo. Processos nos quais a forma da peça é dada pela forma da ferramenta - forjamento em matriz fechada - são mais difíceis de serem flexibilizados em relação aos que a forma da peça não está diretamente relacionada com a da ferramenta.

Um exemplo de flexibilização do primeiro tipo de processo é mostrado por Schmoeckel (1991), no qual um centro de estampagem flexível automatizado para produção de peças feitas com chapas finas utiliza uma prensa de alta precisão, com equipamentos periféricos que podem ser interligados a uma unidade central de processamento, que por sua vez pode controlar vários centros de estampagem.

O material em forma de bobina é colocado em um cassete. A manipulação e o transporte do material são automatizados, passando por estações ou máquinas de desenrolar, desempenar, alinhar e alimentar o mesmo dentro das matrizes. O manipulador das ferramentas utiliza um sistema de codificação para transportá-las até o ponto de troca que é feita por meio de um trocador automático.

O sistema de controle é composto por várias unidades (sistema modular) responsáveis por diferentes tarefas durante o processo: controle da prensa; mudança de ferramental; entrada e saída de dados, e controladas por um sistema central.

Nas operações de *set-up*, que duram entre 4 a 5 minutos, ao mesmo tempo que o restante da tira é processado, inicia-se a troca das bobinas. Enquanto o novo ferramental é fixado na máquina, a nova tira é puxada através das máquinas de alinhar e desempenar, e disposta para ser conformada.

### **3.4 - TROCA RÁPIDA DE FERRAMENTAL**

Um avanço no sentido de aumentar a flexibilidade de processos de conformação plástica é a troca rápida de ferramentas (Lima, 1989).

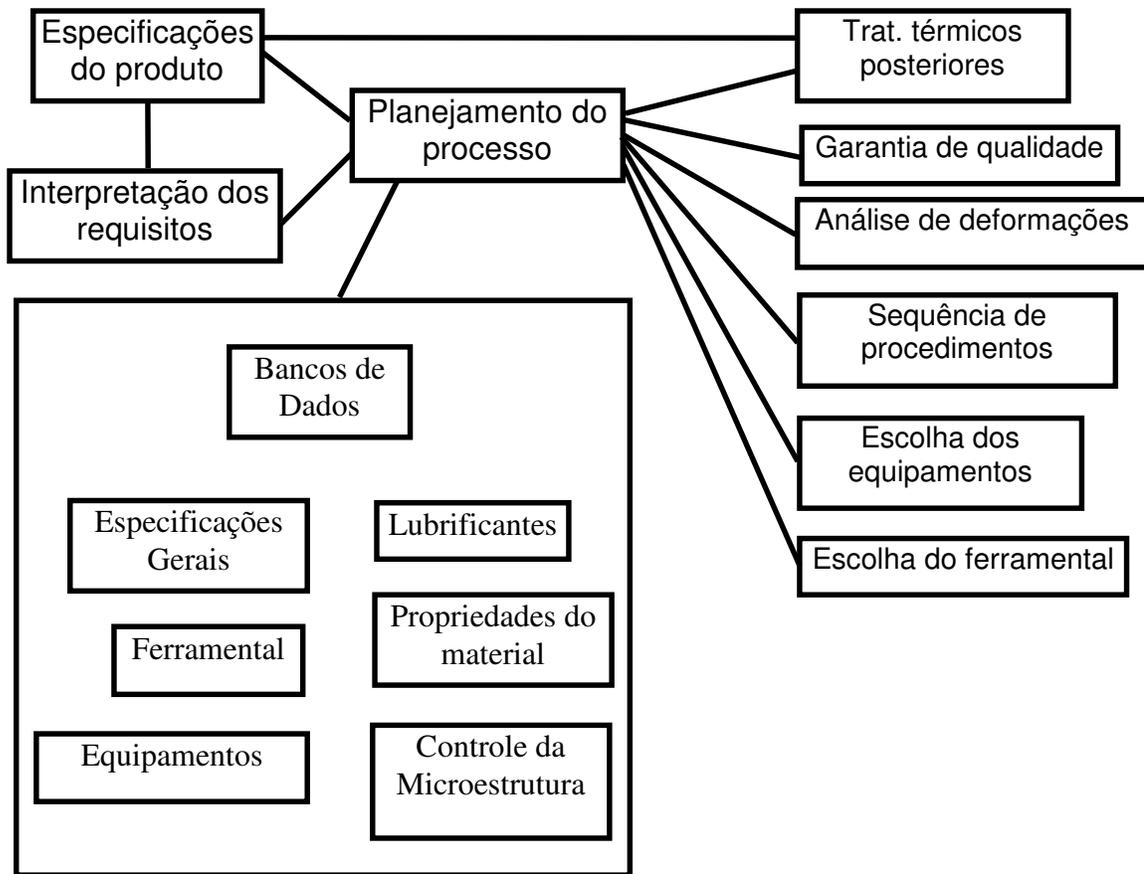
A análise da troca rápida nos processos de conformação plástica pode ser melhor realizada com a divisão destes em etapas que podem se relacionar como mostra a Figura 3.1.

As especificações do produto englobam sua geometria e dimensões finais, composição química do material, propriedades mecânicas, microestrutura e acabamento superficial exigidas pelo consumidor.

A interpretação é feita pelo processista a fim de determinar o procedimento adequado para obtenção do produto dentro dessas exigências.

Além dessas duas etapas, o planejamento do processo deve levar em conta: a construção de bancos de dados relacionais que contêm informações sobre o material a conformar, lubrificantes, ferramental e equipamentos; as etapas de tratamento térmico posteriores à conformação; a determinação dos requisitos para assegurar a qualidade; a definição das etapas do processo; a análise das deformações e tensões desenvolvidas no processo; a escolha dos equipamentos auxiliares e de produção e, dos dispositivos e ferramental de conformação.

O conceito de troca rápida de ferramentas foi desenvolvido a partir da década de 50 por Shigeo Shingo (1985) para processos de usinagem e foi denominado SMED (*Single Minute Exchange of Die*). O objetivo principal é minimizar ou eliminar os tempos parciais que compõem o tempo total de fabricação (Button, 1995).



**Figura 3.1** - Etapas do Planejamento de um Processo de Conformação Plástica (Button, 1995).

A automação permitiu, em parte, a diminuição dos tempos de troca de ferramentas, minimizando os custos dos produtos. Outros tempos improdutivos podem comprometer a tentativa de flexibilização do processo a fim de se diminuir os lotes de fabricação, principalmente quando eles implicam em paradas da máquina, de modo a se buscar reduzir o número de ferramentas e/ou ampliar suas aplicações (Ravassard, 1989).

A mudança do processo de fabricação ou das ferramentas se torna em geral muito dependente do tipo e das especificações da máquina ou da operação efetuada em cada montagem. Os tempos de troca de ferramental podem consumir de 4 a 24 horas dependendo do tipo de máquina e operação (Ravassard, 1989).

Os tempos totais de mudança se dividem em:

- preparação - verificação de novas ferramentas: 20 a 30% do tempo total;
- desmontagem e montagem das ferramentas: 5 a 15%;

- centragem e regulagem das ferramentas: 15 a 20%;
- regulagem e ajustes para obtenção de peças boas: 40 a 50%.

O conceito SMED classifica as operações de montagem e preparação necessárias para obtenção da peça em: internas, que exigem a parada do equipamento produtivo, e externas, realizadas simultaneamente à produção. Esta classificação é importante pois pode levar a uma redução de 30 a 50% do tempo em que o equipamento fica inativo (Ravassard, 1989).

É necessário para esta classificação que se conheçam as operações e os tempos envolvidos em cada uma delas. Um estudo das operações pode proporcionar uma redução do tempo de preparação e montagem pela transformação de operações internas em externas, como as operações de regulagem do equipamento, diminuindo o tempo em que o mesmo fica parado.

Pode-se, simultaneamente a esse estudo, procurar reduzir os tempos de execução das operações internas e/ou externas pela racionalização de todos os aspectos da operação, além de otimizar as regulagens do ferramental ou mesmo suprimir os ajustes para obtenção de peças boas.

A Tabela 3.1 mostra um método proposto pelo CETIM (*Centre Technique des Industries Mecaniques* - França) que permite a comparação das análises das trocas de fabricação feitas para diferentes máquinas, e a apresentação dos resultados de uma forma sintética e despersonalizada (Ravassard, 1989).

Os tempos elementares se dividem em 4 famílias características:

1) *Limpeza e preparação de ferramentas*: engloba as operações de limpeza e preparação de ferramentas feitas fora da máquina, e os deslocamentos do operador ao exterior do posto de trabalho.

Os problemas nesta fase são de organização de trabalho e de produção, de motivação dos participantes, de fabricação e controle de ferramentas. As soluções deverão ser estudadas em cada caso dependendo da política industrial da empresa.

2) *Desmontagem e montagem da ferramentas*: só podem ser efetuadas quando a máquina está parada. Os problemas aqui são técnicos e ligados às modificações necessárias. As soluções se baseiam em idéias gerais e em uma análise crítica da função de cada elemento de ferramenta, do posicionamento ou da fixação.

3) *Regulagem e ensaio*: são efetuadas após montagem e posicionamento das ferramentas e visam o ajuste das regulagens de base com calços, tendo em vista a obtenção da primeira peça boa.

Devem ser definidos os procedimentos de regulagem, de aquisição e de memorização dos pormenores tecnológicos de uma fabricação para que se possa, a cada montagem desta fabricação, colocar-se instantaneamente nas condições de referência e suprimir um máximo de ensaios de regulagem.

4) *Montagem e regulagem dos acessórios*: envolve as operações ligadas aos periféricos e os tempos referentes a esta fase varia segundo os tipos de máquinas e de fabricação (Ravassard, 1989).

Os tratamentos térmicos posteriores ao forjamento a quente visam diminuir a dureza e garantir uma microestrutura que permita a usinagem do material sem maiores problemas, como o desgaste excessivo da ferramenta, a perda da qualidade superficial do produto usinado e a sobrecarga do equipamento.

No próximo capítulo, descrevem-se alguns dos tratamentos térmicos normalmente empregados na indústria após o forjamento a quente.

### **3.5 - TECNOLOGIA DE GRUPO E FORMAÇÃO DE FAMÍLIAS**

E. A. Arn apud (Batocchio, 1987) conceitua *tecnologia de grupo* como: “um método que tenta analisar e arranjar uma gama de peças e os processos de fabricação aplicáveis de acordo com as similaridades de desenho e usinagem, de modo que uma base de grupo e famílias possa ser estabelecida para racionalização dos processos na área de produção em lotes médios e pequenos”. A *família* pode ser entendida como um conjunto de peças com semelhanças geométricas e processos de fabricação similares.

Os sistemas de codificação e classificação (SCC) de Brisch e Opitz podem ser utilizados para formação das famílias dos componentes. O grupo ou célula é o conjunto de máquinas, capazes de processar inteiramente todos os componentes de uma família, determinada para aquele grupo.

Segundo Edwards (1973) apud (Batocchio, 1987) a tecnologia de grupo pode ser vista como uma filosofia que promove uma alteração do sistema produtivo em seus diferentes setores – estrutura organizacional, planejamento e controle da produção e estoque – levando a um sistema de produção conhecido como sistema celular.

**Tabela 3.1** - Tempos em minutos analisados para operações em máquinas diferentes adaptado de Ravassard (1989).

<b>Empresas</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>9</b>
<b>Máquinas</b>	BOLT *	BOLT	BOLT	NUT *	NUT	NUT	D. Frap.*	D. Frap.	D. Frap.
<b>Diretrizes de montagem</b>	B	B	C	C	A	A	C	_____	C
<b>Preparação de Ferramentas</b>	C	A	A	C	A	A	C	_____	C
<b>Tempo: parada produção (1)</b>	568	327	506	455	193	180	_____	_____	_____
<b>Tempo total de montagem (2)</b>	548	327	356	410	193	180	100	97	130
<b>Tempo: montagem de forjamento (3)</b>	332	223	178	279	183	170	85	80	95
<b>Tempo: troca ferramenta (4)</b>	169	89	60	94	88	100	25	24	45
<b>Tempo: regulagem e ensaio (5)</b>	90	147	71	102	80	50	50	56	35
<b>Tempo: montagem dos anexos (6)</b>	152	64	171	38	10	10	15	17	35
<b>Tempo interno (7)</b>	395	257	279	225	178	160	90	97	105
<b>Tempo externo (8)</b>	153	70	77	185	15	20	10	0	25
<b>T.A.P / T.I. (9)</b>	1,44	1,27	1,81	2,02	1,08	1,12	1,11	1,00	1,23
<b>T.C.O. / T.T.M. (10)</b>	0,31	0,27	0,17	0,23	0,46	0,56	0,25	0,25	0,35
<b>T.M.A. / T.T.M. (11)</b>	0,28	0,20	0,48	0,09	0,05	0,06	0,15	0,18	0,27

<b>Diretrizes de montagem</b>	<b>Observações</b>
<p><b>A</b> apontamentos detalhados com cotas e regulagem da montagem precedente;</p> <p><b>B</b> gama de forjamento com peças cotadas em cada posto;</p> <p><b>C</b> ficha de controle de peça acabada e iniciativa do operador.</p>	<p>1) tempo total enquanto a máquina não está produzindo.</p> <p>2) tempo durante o qual o operador está ocupado na troca de fabricação</p> <p>3) duração total das operações relativas a desmontagem e montagem das ferramentas de forjamento</p>
<p><b>Níveis de preparação de ferramentas</b></p> <p><b>A</b> as ferramentas de forjamento são disponíveis ao lado da máquina;</p> <p><b>B</b> as ferramentas do forjamento são disponíveis na fábrica;</p> <p><b>C</b> as ferramentas de forjamento são disponíveis na ferramentaria.</p>	<p>4) tempos acumulados consagrados a regulagens ou ensaios</p> <p>5) tempos acumulados consagrados a montagem e regulagem</p> <p>6) tempos acumulados consagrados à montagem dos anexos</p> <p>7) duração das operações consideradas internas</p> <p>8) duração das operações consideradas como potencialmente externas, isto é, como podendo ser executadas seja antes da parada da máquina(preparação e controle de ferramentas) seja depois da sua retomada de operação.</p> <p>9) relação: tempo de espera de produção sobre tempo interno.</p> <p>10) relação: tempo consagrado à montagem das ferramentas sobre tempo total de montagem.</p> <p>11) relação: tempos consagrados à montagem dos anexos sobre o tempo total de montagem.</p>
	<p>(*) <b>BOLT</b>: Boltmaker (fabricação de parafusos)</p> <p><b>NUT</b>: Nutformer (Fabricação de porcas)</p> <p><b>D. Frap.:</b> máquinas Dupla Cunha (primeiras operações de parafusos ou de rebites.</p>

A tecnologia de grupo pode produzir bons resultados, viabilizando a produção de pequenos lotes. A formação de famílias de peças, desde o projeto do produto, aumenta significativamente as possibilidades de redução de inventário de produção (Lima, 1989) e dos tempos de montagem e desmontagem das ferramentas.

A Figura 3.2 (Foray, 1993) mostra uma proposta de classificação por classes, grupos e subgrupos que cobre totalmente a variedade morfológica de peças forjadas e permite caracterizar as possibilidades dos processos ou materiais.

A especialização das unidades de produção por tipos ou famílias de peças facilita muito a adoção de recursos de automatização e de gestão do fluxo de produção. Prevê-se pois, dois tipos de perfis para as futuras linhas de produção na forjaria:

- 1) Máquinas automáticas polivalentes trabalhando com peças de formas simples e pesando alguns quilos;
- 2) Linhas especializadas, nas quais seriam reagrupados os meios de aquecimento elétrico, de seccionamento, de forjamento, de tratamento térmico, de acabamento e de controle e gerenciamento informatizado.

G. A. B. Edwards e F. Koenigsberger apud (Batocchio, 1987) apresentam as fases de desenvolvimento da tecnologia de grupo aplicada aos processos de usinagem:

- 1) Na primeira fase, define-se o conceito de componente composto, apresentado por S. P. Mitrofanov apud (Batocchio, 1987), e partir deste, determina-se as famílias de peças e seleciona-se uma máquina para executar determinadas operações para fabricá-las.

C. C. Gallagher e W. A. Knight (1973) explicam o conceito de componente composto. Quando se tem componentes (peças) cujo tamanho, forma ou operações de usinagem sejam semelhantes, pode-se agrupar suas características comuns em um único componente, denominado componente composto, que, para efeito de manufatura, englobaria todas as características dos componentes em uma família. A Figura 3.3 (Gallagher, 1973) mostra um exemplo de componente composto.

Tendo-se uma definição das máquinas e ferramentas necessárias para obter-se o componente composto, qualquer componente (peça) da família pode ser obtido retirando-se as operações ou ferramentas que não sejam a ele relacionadas.

O ferramental das máquinas é preparado para processar o componente composto e, conseqüentemente toda a família. Isto permite que a parada da produção de uma peça e início de uma outra, da mesma família, seja feita mais rapidamente e com menos ajustes necessários.

Tinker apud (Gallagher, 1973) em suas pesquisas sobre as atividades das máquinas verificou que o tempo gasto com *set-up* e manipulação era de aproximadamente 2/3 do tempo de usinagem, incentivando os estudos para diminuição desses tempos, tornando os processos mais eficientes.

A grande vantagem no emprego deste conceito de componente composto foi a redução do tempo de preparação da máquina. Por outro lado, seu emprego causava problemas de balanceamento quando o componente retornava ao sistema convencional, pois nem toda a fábrica estava preparada para trabalhar nesse novo sistema de produção. Cabe ressaltar que não houve uma melhoria na seção de montagem devido ao aumento de produtividade do ciclo de fabricação. Também houve um aumento do material em processo e estoque quando o número de máquinas trabalhando nesse novo sistema era pequeno.

2) A segunda fase é caracterizada pela adoção de uma célula-piloto, na qual um grupo de máquinas é selecionada a fim de processarem inteiramente o componente, para evitar os problemas apresentados na fase anterior. As vantagens alcançadas podem ser a redução de material em processo e em estoque na célula, a redução do tempo de preparação das máquinas devido à classificação dos componentes e a redução do tempo de transporte. Por outro lado a célula piloto acentuou o problema de desbalanceamento devido à baixa velocidade de produção do *lay-out* funcional.

As vantagens obtidas com a célula piloto incentivaram a busca de um novo sistema de produção que eliminasse suas desvantagens, surgindo então a terceira fase do desenvolvimento da tecnologia de grupo.

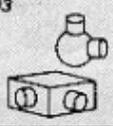
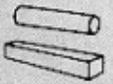
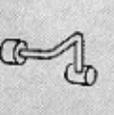
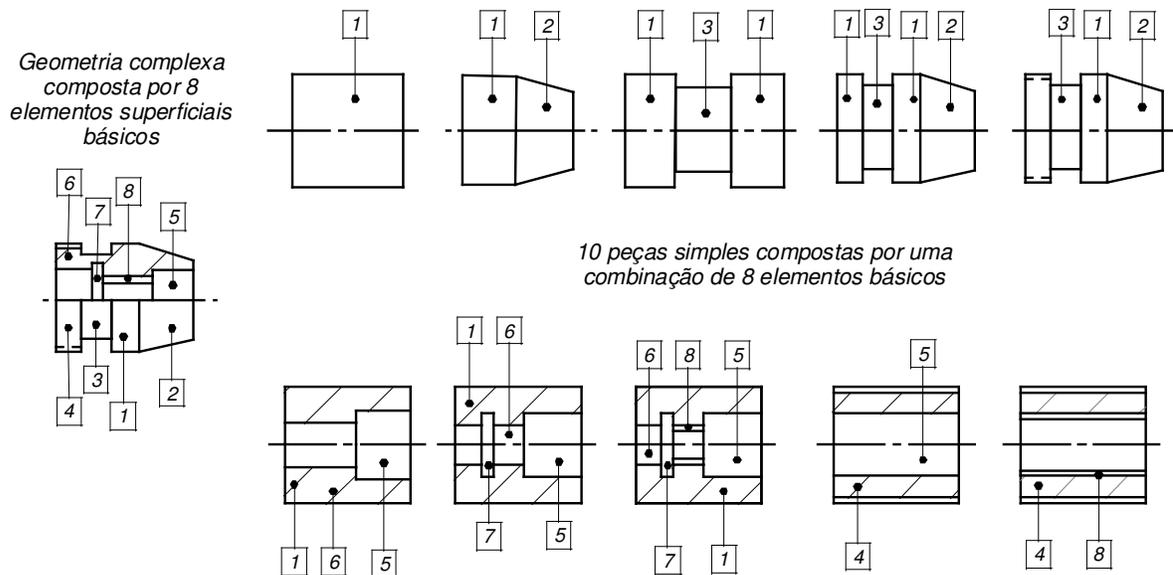
<b>Classe 1</b> Formas maciças 	Subgrupo	1 Forma simples	2 Com elemento secundário de um lado	3 Com 2 elementos secundários	4 Com elemento secundário circular	5 2 + 4			
	Grupo 10	101 	102 	103 	104 	105 			
<b>Classe 2</b> Formas planas  $b \approx l > h$	Subgrupo	1 Forma simples	2 Com um ressalto	3 Perfurada	4 Complexa	5 Com paredes exteriores			
	Grupo	21 Redondas	22 Quadradas	211 	212 	213 	214 	215 	
			221 	222 	223 	224 	225 		
<b>Classe 3</b> Formas longas  $l < 3b$ $3b < l < 8b$ $8b < l < 16b$	Subgrupo	Peça simples	Com uma cabeça ou um elemento saliente	Com um garfo ou olho	Peça complexa	Peça muito complexa			
	Grupo	31 Com um grande eixo reto	32 Com uma curvatura em um plano	33 Com curvaturas em múltiplos planos	311 	312 	313 	314 	315 
			321 	322 	323 	324 	325 		
			331 	332 	333 	334 	336 		
<b>Classe 4</b> Formas de simetrias axiais longas e ocas	Subgrupo	Tubo	Trefilação	Extrusão	Dupla	Ogiva			
	Grupo 40	401 	402 	403 	404 	405 			

Figura 3.2 - Classificação morfológica das peças forjadas (Foray, 1993).



**Figura 3.3** – Componente composto adaptado de Gallagher (1973).

3) Nessa terceira fase, define-se um conjunto de células para processarem inteiramente as famílias de peças, surgindo assim o sistema celular de manufatura ou Tecnologia de Grupo. Os sistemas de produção podem ser divididos em sistema para produção em massa ou em lote de fabricação, sendo que no primeiro trabalha-se com *lay-out* em linha, e no segundo com *lay-out* funcional. O sistema de produção celular apresenta um *lay-out* de grupo que pode ser em linha ou circular. As Figuras 3.4, 3.5 e 3.6 mostram, respectivamente, o fluxo das peças através de um *lay-out* funcional e dos *lay-out* em célula e em linha. Devido a suas características, a produção celular é aplicada na fabricação de peças por lote.

As vantagens desse sistema de produção (*lay-out* de célula) em relação ao sistema tradicional (*lay-out* em linha ou funcional) são:

- redução do tempo e do custo de montagem: a formação de famílias de componentes possibilita a utilização de dispositivos que permitem uma padronização dos tempos de montagem, levando a uma redução do número de componentes para o processamento dos produtos;
- aumento da capacidade de utilização da máquina: Edwards e Koenigsberger apud (Batocchio, 1987) citam que a tecnologia de grupo propicia um estudo das máquinas

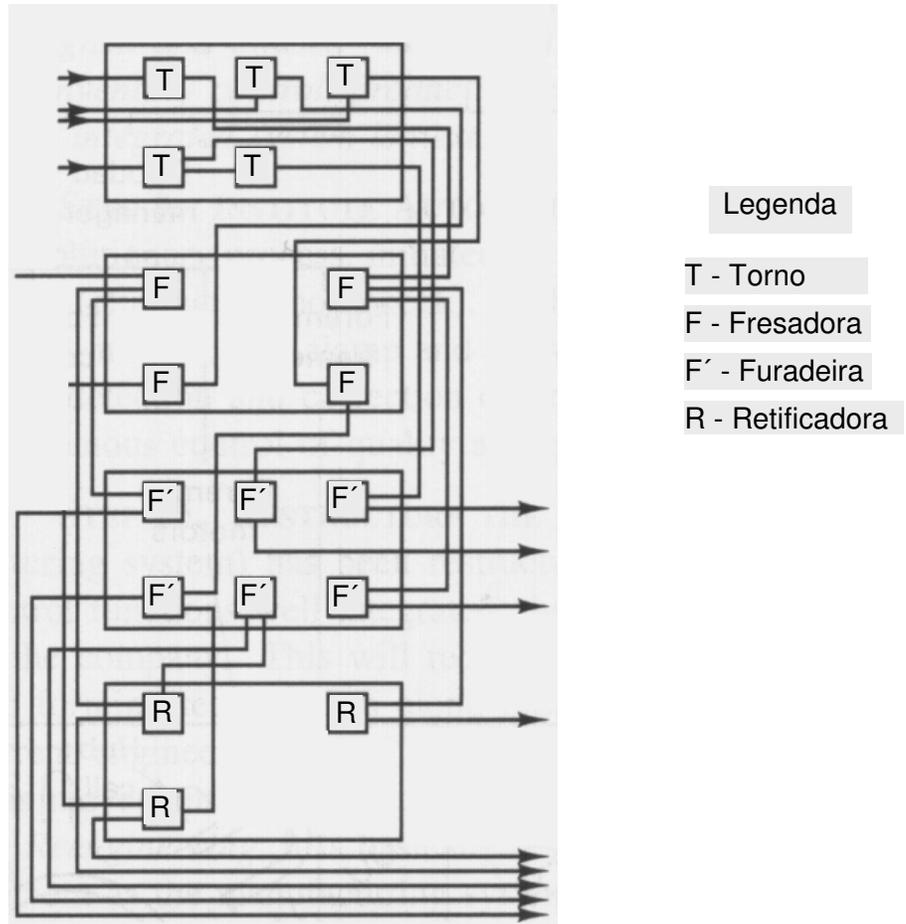
que mais se adequarão às células, evitando-se uma sub-utilização das primeiras, além da diminuição do número de máquinas;

- redução de investimento em ferramental: a formação de famílias de componentes possibilita uma padronização das ferramentas, permitindo uma intercambiabilidade das partes, além de facilitar sua organização e administração;
- redução de tempo de transporte: o sistema celular permite uma menor movimentação do material em processo, pois as máquinas estão mais próximas;
- redução do ciclo de fabricação: esta redução decorre da diminuição de material em processo, redução de dispositivos, menor custo de transporte, e minimização do tempo de espera dentro da célula de fabricação;
- redução do custo de material em processo e estoque: além da redução do ciclo de fabricação, a tecnologia de grupo permite que se façam alterações no programa de trabalho quando ocorrem variações na demanda e disponibilidade de estoque;
- unificação de responsabilidade do operários: o operador deve estar familiarizado com os equipamentos com os quais trabalha, além de conhecer os métodos de controle de qualidade a fim de aplicá-los durante a produção.

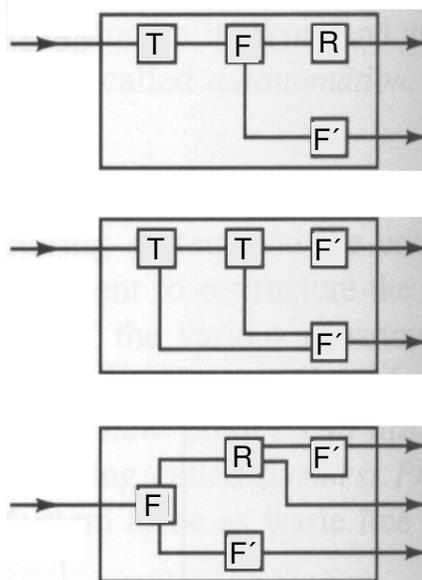
Os métodos de formação das famílias de peças possuem aplicações diferenciadas, apresentando vantagens e desvantagens que devem ser consideradas na sua escolha. Serão apresentados a seguir alguns métodos conhecidos.

### 1) Método Visual

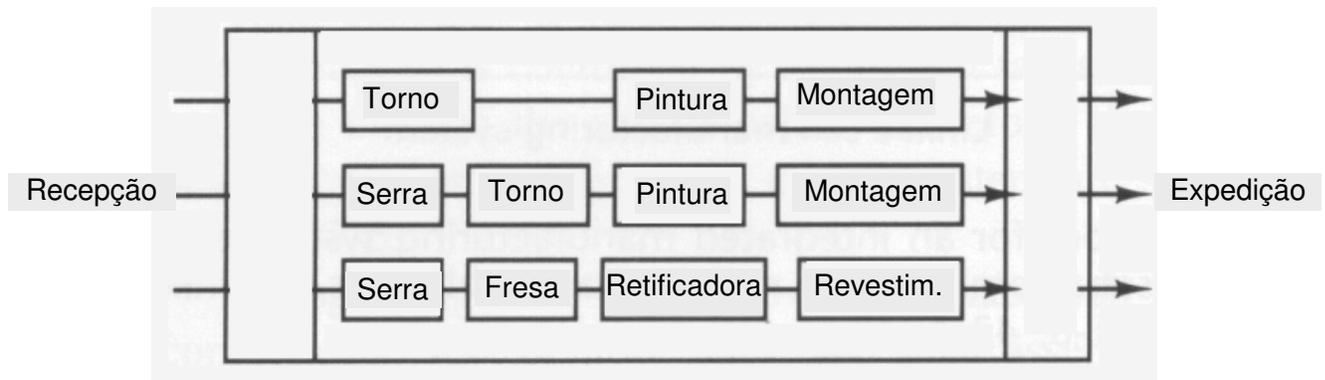
Este método permite a formação de famílias pela inspeção visual e agrupamento dos componentes semelhantes, como por exemplo, eixos, engrenagens, polias e tampas. Ele perde sua eficiência quando se trabalha com peças que não tenham semelhança geométrica.



**Figura 3.4** – Fluxo das peças através de um *lay-out* funcional (DeGarmo et al., 1997).



**Figura 3.5**– Fluxo de peças através de um *lay-out* de células(DeGarmo et al., 1997).



**Figura 3.6** – Fluxo de peças através de um *lay-out* de grupo em linha (DeGarmo et al., 1997).

## 2) Sistema de Codificação e Classificação

Existem diferentes sistemas de codificação que possibilitam a formação de famílias de componentes pela análise detalhada de desenhos e processos de fabricação desses componentes.

A codificação é feita por um sistema numérico, composto de diversos dígitos que corresponderão às características das peças, permitindo o agrupamento delas e, conseqüentemente, a formação das famílias. Destacam-se alguns sistemas de classificação e codificação como Code, Vuoso, Toyoda, Brisch, Optiz, KK3, que são abordados mais detalhadamente por Sérgio (Sério, 1990).

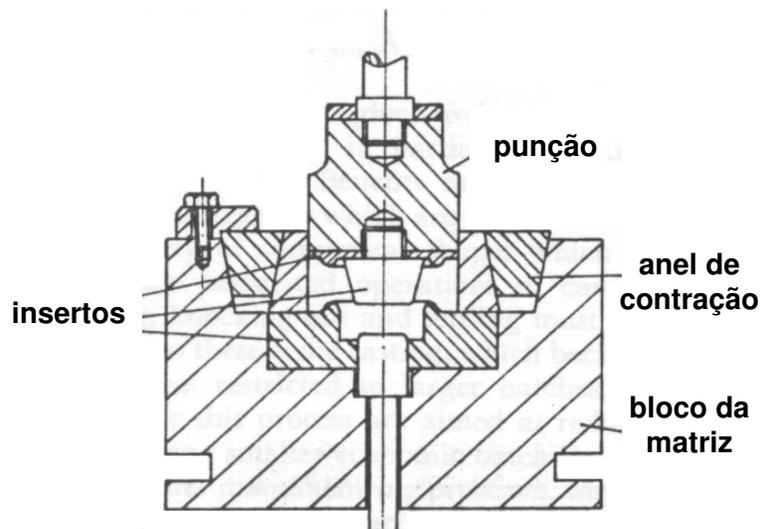
Para os processos de conformação plástica dos metais existem alguns sistemas de classificação e codificação. Eles são geralmente aplicados em operações específicas de conformação como forjamento e recalque, uma vez que os projetos da matriz e da peça possuem concepções bem distintas para cada operação (Gallagher, 1973). Esses projetos geralmente são baseados na experiência do projetista e dos resultados experimentais obtidos para alguns parâmetros de projeto.

Os sistemas de classificação podem contribuir para a melhoria do processo pela formação de famílias de peças que exijam processamentos semelhantes, e sobre as quais pode-se aplicar um procedimento de projeto mais automatizado e menos dependente da experiência do projetista.

O agrupamento de peças permite também uma melhoria na produção. Pode-se projetar um ferramental que possa ser modificado rapidamente pela mudança de seus insertos, permitindo a produção de um componente diferente de uma mesma família, sem necessariamente trocar todo o ferramental. Um exemplo desta concepção de projeto é mostrado na Figura 3.7 (Gallagher, 1973).

Uma vez que não se necessita do projeto e produção de ferramental específico para cada peça, e sim da substituição de alguns inserts, isto permite uma redução dos custos de manufatura e projeto de até 65% em alguns casos, o que faz com que o processo de conformação possa ser aplicado para produção de pequenos lotes de peças.

Pode-se conseguir uma melhoria nesses processos pela utilização de uma mesma pré-forma para obtenção de diferentes componentes e pela usinagem de componentes semelhantes a partir um mesmo forjado. Deve-se, nesses casos, comparar os custos de usinagem do componente conformado com um maior sobremetal com os de fabricação de uma matriz diferente para obtenção de um componente com menos sobremetal e que conseqüentemente requeira menos etapas de usinagem posterior.



**Figura 3.7** - Exemplo de projeto de matrizes de forjamento a quente com inserts (Gallagher, 1973).

### 3.6 – CONCEITOS DE *JUST IN TIME* e *KANBAN*

Para a Flexibilização dos sistemas produtivos, que permite uma maior diversificação dos produtos e a produção de lotes pequenos, com 500 ou menos unidades, e economicamente viáveis, a filosofia do *Just in Time (JIT)* é uma técnica a mais que pode ser utilizada.

No *JIT*, o excesso de inventário (quantidade de peças produzidas a mais que o necessário) e a antecipação da produção (estoque) antes de ser requisitada, muito utilizados na produção em

massa e que representam prejuízo pelo financiamento da produção, são substituídos pela busca de um estoque nulo ou muito pequeno e pela produção somente quando solicitada. Isto é, em um processo industrial o conceito *JIT* faz com que os produtos sejam produzidos somente quando solicitados e na quantidade exigida, evitando os desperdícios apontados.

Para isso, o *JIT* emprega a técnica de *Kanban* para “puxar” a produção e, procura minimizar o inventário (estoque), sincronizar o processo produtivo e produzir num fluxo contínuo com um mínimo de produtos em processo (Shingo, 1985).

O *Kanban* é uma ferramenta específica adotada inicialmente pela Toyota em 1956 para controlar a produção, enquanto o *JIT* é uma filosofia de produção que apresenta algumas características analisadas a seguir.

Os grandes estoques devem ser eliminados ou minimizados, pois ocupam espaço, encobrem os defeitos da produção impedindo uma busca por melhorar o processo produtivo, o que afeta a qualidade dos produtos e a produtividade, além de representarem investimento no financiamento de estoques e inventários.

Por outro lado, é difícil trabalhar-se com estoques baixos em um mercado no qual a demanda sofre grandes oscilações ao longo do tempo, fazendo com que ora o sistema fique muito ocioso, ora seja solicitado acima de sua capacidade, apesar do sistema com o *JIT* ser dimensionado para a máxima demanda prevista, o que gera a necessidade de se ter um estoque regulador.

Além do estoque elevado, gerado por uma superprodução, os tempos de transporte ou aqueles que a peça espera para sofrer alguma transformação, bem como os movimentos desnecessários e esforços grandes do operador, a falta de ergonomia para execução de uma tarefa, e os problemas freqüentes com equipamentos e/ou processos que produzem produtos defeituosos, são empecilhos e desperdícios que devem ser eliminados quando se deseja aplicar o *JIT*. As atividades que não provocam transformações na matéria prima (transporte, *set-up*, inspeção, carga e descarga, estocagem, espera) são fontes de desperdícios. Assim, o *JIT* tem como metas (Diniz, 1995):

a) Zero defeitos: deseja-se que os produtos não apresentem defeitos. Os operadores passam a ter uma responsabilidade maior sobre a qualidade - não existe inspetor - das peças produzidas na célula, podendo paralisar a mesma caso necessário, e para algumas operações de manutenção

preventiva e, às vezes, corretiva.

A aplicação do Controle Total da Qualidade é essencial para se concretizar esta meta, pois apresenta características importantes como permitir o controle do processo, a visualização da qualidade (peças defeituosas/número total de peças produzidas), a disciplina da qualidade, a paralisação do processo e a correção dos próprios erros.

A inspeção da totalidade dos produtos exige que se trabalhe com lotes pequenos, que haja organização e limpeza da fábrica e verificação diária dos equipamentos, além de gerar um excesso de capacidade pois o sistema é dimensionado para atender à demanda máxima prevista, ficando ocioso quando a demanda diminui.

Visto que a figura do inspetor é suprimida do controle da qualidade, cabe ao inspetor as tarefas de treinar funcionários da produção; conduzir auditorias de qualidade; dar consultorias à produção; supervisionar testes finais de produtos e auxiliar a implementação dos CCQ (Centros de Controle de Qualidade).

b) Tempo de preparação da máquina (*set-up*) zero: a preparação da máquina (troca de ferramentas, centragem, ajustagem) para começar a produzir uma nova peça, com qualidade especificada, deve ser a mais rápida possível. Pode-se reduzir este tempo com dispositivos e equipamentos flexíveis, pelo uso da tecnologia de grupo, pela separação dos *set-ups* interno do externo, pela transformação do *set-up* interno em externo e pelo registro de como o *set-up* é realizado.

c) Estoque zero: A diminuição do *lead time* - tempo total para fabricação de um produto - contribui para que se trabalhe com estoques mínimos.

d) Movimentação zero: excesso de movimentação de peças ou do operador leva a um aumento dos desperdícios com tempo e energia que podem ser reduzidos pelo uso do sistema celular que dispõe as máquinas próximas uma das outras, e pela utilização de dispositivos ergonômicos que minimizam os esforços do operador.

e) Falha zero: o *JIT* requer a utilização de um *lay-out* celular (emprega máquinas e operadores flexíveis) que por sua vez é muito sensível quando uma máquina apresenta defeitos, levando à paralisação da célula. A manutenção preditiva ajuda a minimizar ou zerar essas falhas.

f) Lead time zero: quando o tempo para se produzir uma peça ou produto são reduzidos pode-se trabalhar com estoques em processo ou de peça acabada pequenos ou próximo zero, refletindo nos custos de armazenagem e montagem. Um *lead time* grande exige estoque maior

para amortizar o grande tempo de se esperar até se produzir um determinado lote, quando solicitado. Os tempos que compõem o *lead time* podem ser separados em:

- Tempo de tramitação da operação;

- Tempo de espera em fila e movimentação: grande parte do tempo gasto para se produzir uma peça é perdido em movimentação e espera, principalmente em um *lay-out* funcional. O *lay-out* celular diminui o tempo de movimentação e o estoque em processo propiciando menores *lead times*. O tempo de espera também pode ser minimizado pela diminuição do tempo de *set-up*, e pelo uso do *Kanban* que permite uma melhor visualização e controle sobre quando e quais produtos devem ser produzidos em cada estágio do processo.

- Tempo de preparação da máquina (*set-up*);

- Tempo de processamento: tempo em que o material sofre transformação agregando valor. Pode ser diminuído pela eliminação de operações desnecessárias e/ou utilizando equipamentos mais produtivos que diminuam o tempo de processamento.

g) Lote unitário: o *JIT* busca trabalhar com lote pequeno, assim a peça não precisa esperar muito tempo para ser processada ou para que a última peça seja processada para que o lote prossiga em direção à próxima operação.

A diminuição do número de peças por lote facilita uma rápida visualização de possíveis defeitos, impedindo que se produza grande quantidade de peças fora das especificações. Lembre-se aqui que o número de peças do *Kanban* (lote de movimentação) é diferente, mas dependente, daquele adotado para o lote produzido.

A redução do lote gera uma necessidade de se ter fornecedores de materiais ou peças que entreguem lotes, também pequenos, com maior frequência (*lead-times* de fornecimento pequenos) e com confiabilidade. Isto faz com haja uma maior sintonia e cooperação entre fornecedor e comprador, para que ambos tenham lucro.

Para se atingir estas metas é necessário a adoção de conceitos e técnicas que as viabilizem, como (Diniz, 1995):

#### a) *Projeto do Sistema de Produção*

Para se atingir uma demanda alta e estável produzindo uma grande variedade de produtos com pouca diversificação dos processos, o *JIT* deve utilizar:

- *Projeto adequado à manufatura e à montagem*: que engloba o projeto modular (peças

e/ou componentes iguais para produtos diferentes); o projeto para a simplificação (Tecnologia de Grupo: utilização de células, máquinas, ferramentas e/ou dispositivos iguais para peças diferentes) e o projeto adequado à automação.

- *Equipamentos e mão de obra flexíveis;*
- *Dispositivos de baixo tempo de set-up;*
- *Tecnologia de grupo.*

#### *b) Lay-Out*

O *lay-out* celular é o mais indicado para o *JIT* pois apresenta algumas vantagens como:

- Menos estoque em processo;
- Menor custo de movimentação de materiais;
- Menores *lead times*;
- Planejamento da produção mais simplificado;
- Controle visual das operações;
- Menor número de operações;
- Menores tempos de preparação (*set-up*).

As desvantagens desse *lay-out* estão na necessidade de maior número de máquinas, que gera um excesso de capacidade, e na maior sensibilidade às quebras dessas máquinas visto que a paralisação de uma máquina também leva à parada da célula.

O *lay-out* funcional apesar de apresentar boa flexibilidade, pouca sensibilidade com a quebra de uma máquina, facilitar o treinamento de pessoal e possibilitar a concentração do ferramental próximo às máquinas, possui um fluxo descontínuo, tempos de fabricação grandes e percurso da peça complexo, o que dificulta a visualização do processo (Diniz, 1995).

Já o *lay-out* em linha possui um fluxo contínuo, *lead time* pequeno, percurso da peça e controle da produção simplificados, mão de obra não especializada, mas apresenta baixa flexibilidade, trabalha com lotes grandes e repetitivos, gera estoque em processo quando não há um balanceamento da linha e, a quebra de uma máquina leva à paralisação da produção (Diniz, 1995).

### c) Gerência da Célula

No *JIT* a fábrica é dividida em células que por sua vez funcionam como pequenas linhas de fabricação, sendo a produção “puxada” pelo *Kanban*. É importante o *balanceamento da célula* de forma a evitar ou minimizar os gargalos e a ociosidade em seu interior, sendo esse balanceamento feito pelo próprio encarregado da célula.

Tanto as máquinas como a mão de obra devem ser flexíveis, tornando a *célula flexível*.

Uma máquina flexível permite menor tempo de *set-up* e suas conseqüentes vantagens; execução de diferentes tarefas em diferentes peças; alteração rápida das variáveis de trabalho para uma determinada operação; e que o operador trabalhe em outra máquina enquanto a primeira está executando outras tarefas.

Já mão de obra flexível significa que o operador tem capacidade de trabalhar com as diferentes máquinas que compõem a célula.

Uma outra característica interessante é que a célula pode ser paralisada pelo operário quando ele observa produtos defeituosos, decorrentes de erros no processo e/ou projeto, ou pela falha em uma máquina.

Assim, a *manutenção preventiva* assume um papel importante para se evitar as paradas da célula, e é muitas vezes realizada pelo próprio operário.

Como discutido, o emprego do *CTQ (Controle Total da Qualidade)* é essencial para atingir os objetivos do *JIT*, cabendo ao operário uma responsabilidade maior sobre a qualidade das peças produzidas.

A necessidade de se produzir uma grande diversidade produtos em lotes pequenos exige uma *produção mesclada* desses produtos, ou seja, produz-se um pouco de um produto A, depois um pouco de um produto B e, posteriormente, um pouco de um produto C, voltando novamente à seqüência, aumentando o número de *set-ups* em relação à produção em massa, em que os lotes são maiores e produzidos de uma vez, para que o lote de um outro produto passe a ser produzido.

Por outro lado, a produção mesclada exige, conseqüentemente, uma maior flexibilidade na área de montagem - os produtos deverão ser montados intercalados entre si, ou seja, monta-se um pouco de um produto A, depois um pouco de um produto B e, posteriormente, um pouco de um produto C, voltando novamente à seqüência -, caso contrário há um comprometimento das vantagens obtidas na fase de produção (Diniz, 1995).

Por outro lado, há uma tendência, adotada principalmente pela produção em massa nos

processos de conformação, em se produzir antecipadamente lotes grandes com pouca diversificação do produto, a fim de se reduzir o número de *set-ups* de ferramental e, com isso, amortizar o custo gerado pelo longo tempo despendido durante estes *set-ups*, que é característico das máquinas rígidas utilizadas neste tipo de produção.

Surge então um problema: como diversificar os produtos, produzindo lotes pequenos, como recomendado pelo *JIT*, a fim de flexibilizar os processos produtivos? A solução veio através da redução dos tempos de *set-ups* empregando-se a troca rápida de ferramentas, a tecnologia de grupo (formação de família) e automatizando-se os processos, ou parte deles (Shingo, 1985).

### **3.7 – FLEXIBILIZAÇÃO DOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO A QUENTE, A MORNO, ISOTÉRMICO E A FRIO**

No forjamento a quente a expectativa de melhoria do processo se dá em procedimentos como: cisalhamento a quente, manipulação de peças quentes e de formas complexas, forjamento sem rebarba, montagem e regulagem rápida das ferramentas sobre as máquinas de forjar, desenvolvimento de prensas hidráulicas rápidas unidirecionais ou multi-eixos (Foray, 1993).

O desenvolvimento da “*conformação de precisão*” proporcionou um avanço em termos de técnicas de organização da produção. Dentre os processos destacam-se o *forjamento de precisão a quente*, a morno, isotérmico e a frio; além do corte de chapas ou *fine blanking*; extrusão hidrostática e a frio de eixos com perfis diversos; estampagem de precisão, por embutimento, repuxo e estiramento.

Com relação ao forjamento de precisão, o trabalho de Shipley (1988) traz algumas considerações sobre as vantagens e limitações desse processo.

Os processos a frio permitem a obtenção de produtos livres de defeitos superficiais causados pela oxidação e com tolerâncias dimensionais reduzidas devido à inexistência da contração térmica, mas normalmente as peças possuem dimensões reduzidas ou pequenos graus de deformação associados (Button, 1995).

Essas facilidades do trabalho a frio fazem com que esse processo concentre as pesquisas - (Onodera, 1994) (Groenbaek, 1994) (Lange, 1992) (ICFG, 1991)) - para flexibilização, visto que as altas temperaturas nos processos a quente dificultam a manipulação da matéria-prima e do ferramental.

Os conceitos de flexibilização dos processos de conformação são semelhantes aos empregados na usinagem e envolvem:

- 1) Identificação e agrupamento de componentes com geometria e dimensões similares;
- 2) Classificação e codificação dos componentes agrupados;
- 3) Implantação de um sistema de dados relativos aos grupos codificados;
- 4) Determinação das operações, equipamentos, ferramentas, dispositivos de montagem e de fixação necessários;
- 5) Definição das células de manufatura;
- 6) Determinação dos tempos internos e externos às operações da célula;
- 7) Projeto de novos dispositivos, reorganização das operações de preparação, montagem e desmontagem do ferramental.

Os itens de 1 a 4 referem-se à tecnologia de grupo e os itens 6 e 7, à troca rápida (Button, 1995).

### **3.8 - FLEXIBILIZAÇÃO DO PROCESSO DE FORJAMENTO**

Os processos de conformação plástica dos metais sempre estiveram ligados aos conceitos de produção em massa ou de grandes lotes, o que se deve basicamente às características inerentes a estes processos - como ferramental dedicado, custo elevado de equipamentos, alto tempo de preparação da máquina, produtos contínuos ou semi-contínuos - que, entre outros aspectos, inviabilizavam a sua aplicação para se produzir pequenos lotes (Lima, 1989).

A crescente tendência de rápida obsolescência dos produtos manufaturados, associada à necessidade de redução dos custos indiretos relativos ao financiamento da produção, conduziu à implantação de técnicas de organização e fabricação mais adequadas às exigências de competitividade e qualidade impostas pelo mercado consumidor. Além disso, a significativa alteração nos processos produtivos devido à introdução de novas tecnologias para atender às necessidades do mercado, como uma maior diversificação de produtos, fizeram com que o tamanho dos lotes de fabricação sejam reduzidos (Lima, 1989).

A automação dos equipamentos de conformação sempre levam ao aumento de sua produtividade, com as máquinas apresentando tempo de produção reduzido, maior volume de

produtos produzidos e qualidade constante, principalmente no período da produção em massa (décadas de 50 e 60), com a conseqüente falta de flexibilidade dos equipamentos, já que não era necessária uma produção diversificada, nem a troca de ferramentas era tão freqüente e rápida.

Já na década de 70, essas características de elevada flexibilidade, com trocas rápidas de ferramentas, tornaram-se essenciais devidas à crescente diversificação e obsolescência tecnológica dos bens industrializados, e à constante redução dos lotes produzidos. Com isso, observou-se um grande desenvolvimento na flexibilização e automação principalmente dos processos de usinagem, porém na conformação limitou-se aos processos nos quais a forma da ferramenta não está vinculada à da peça, como o repuxamento e o dobramento.

O desenvolvimento de novos materiais, o aumento da complexidade e a exigência de alta qualidade e precisão dos produtos têm exigido máquinas automatizadas altamente flexíveis com sistema de controle e ajuste do processo de conformação, englobando também aqueles onde a forma do produto é dada pela ferramenta, como o embutimento profundo, extrusão e forjamento em matriz, garantindo a qualidade do produto e evitando falhas na produção.

O desenvolvimento verificado na automação industrial a partir da década de 80 possibilitou que os conceitos de flexibilização das linhas de fabricação, como definição de famílias, tecnologia de grupo, células de manufatura e troca rápida de ferramentas (Button, 1995) pudessem ser implantados, principalmente nos processos de usinagem devido às suas características como elevada gama de geometrias de produtos obtidos, grande variedade de ferramentas utilizadas e pela possibilidade de digitalizar-se os complexos percursos de corte necessários à obtenção das secções usinadas, através das máquinas CNC, células de fabricação e sistemas flexíveis de manufatura, que aumentam significativamente a flexibilidade (Lima, 1989).

O desenvolvimento observado historicamente na flexibilização dos processos de usinagem não foi o mesmo observado nos de conformação, devido a alguns aspectos citados acima, e que dificultam as tentativas de flexibilização desse tipo de processo, pois requerem a produção de grandes lotes, a fim de reduzir os custos do produto final através da divisão dos elevados custos totais pelo maior número possível de peças produzidas (Button, 1995).

No entanto, com o desenvolvimento a partir da metade da década de 80, de processos de conformação nos quais os produtos apresentavam uma qualidade superficial e dimensional próximas das obtidas pelos processos de usinagem, possibilitou-se a redução do número de operações posteriores de usinagem e mesmo de tratamento térmico. Deste modo, diminuiram-se

razoavelmente os custos finais destes produtos fazendo com que os custos referentes à fase de conformação plástica tivessem uma parcela significativamente alta na composição dos custos totais, levando assim à necessidade de um maior flexibilização desta fase, de modo a minimizar o custo total e garantir a competitividade desses produtos.

A automação dos processos de conformação, com a aplicação da tecnologia CNC, combinada com o sistema de troca de ferramenta, possibilitou uma certa flexibilização deste processo (Lima, 1989).

Forjadoras modernas apresentam movimento programável entre peça e matrizes e são equipadas com dispositivos de controle adaptativos e com sensores que controlam a pressão do óleo e os movimentos dos cabeçotes e também monitoram parâmetros específicos como tensão, deformação e temperatura (Lima, 1989).

Os trabalhos de Schmoeckel (1991) e Matsushita (1990) mostram alguns melhoramentos na automação, flexibilização e controle dos equipamentos de conformação.

O monitoramento e o controle dos processos permitem que se obtenham peças boas, evitando-se a aplicação de cargas excessivas para sua conformação, que sobrecarregam a máquina desnecessariamente, levando a um maior desgaste de seus componentes e das ferramentas.

Além disso, evita-se uma excessiva ou deficiente taxa de deformação do material que pode levar à formação de defeitos superficiais ou internos na peça. Pode-se também, pelo monitoramento e controle, alterar-se os parâmetros do processo quando desejado ou verificar-se possíveis anomalias que ocorram durante a conformação de uma ou mais peças.

### **3.9 - TROCA RÁPIDA DE FERRAMENTAS NO FORJAMENTO**

Apesar das dificuldades de se automatizar e flexibilizar as operações de forjamento, o desenvolvimento nesta área tem viabilizado economicamente, a flexibilização e automatização deste processo para uma variada gama de produtos (Schmoeckel, 1991).

O elevado número de geometrias de peças produzidas aliado ao fato dos equipamentos utilizados para obtenção dos forjados (fornos, prensa de pré-forjamento, rebarbação e calibração) trabalharem com pequenos lotes, de forma a atender às necessidades tecnológicas atuais, favorece uma maior flexibilização das linhas de forjamento e a implementação da troca rápida de

ferramentas nesse processo (Button, 1995).

O investimento na flexibilização desse processo é viável quando permite uma sensível redução dos custos totais. Isto também se aplica ao *forjamento a quente de precisão*, no qual a redução dos custos de usinagem em decorrência do menor sobremetal a ser removido permite que o custo e o tempo de forjamento sejam significativos em relação aos totais, compensando os esforços para minimizá-los através da flexibilização. Além disso, o forjamento a quente tem sido empregado na maior parte das peças forjadas e, existe um grande investimento no desenvolvimento deste processo (Reinsch, 2003).

Na análise para minimização dos tempos improdutivos (tempos internos) pode-se:

- preparar as matrizes fora da prensa, não envolvendo a parada da prensa;
- utilizar insertos que possam ser trocados rapidamente para se obter uma nova geometria da matriz, e com isso começar a produzir um outro produto sem a necessidade de se trocar toda a matriz e;
- fazer o aquecimento das ferramentas e matéria-prima antes de levá-las para prensa.

No *forjamento a quente de precisão*, as prensas de fricção com alimentação automática, prensas mecânicas e hidráulica *transfers* com multiestágios são utilizadas por favorecerem uma menor interferência do operador reduzindo os tempos de regulagem, alimentação, posicionamento e descarga das peças, além de serem mais rígidas e permitirem um melhor ajuste do movimento das matrizes minimizando os tempos de ajuste e ensaio para se obter a primeira peça com qualidade desejada. O trabalho de Miller (1994) mostra algumas das vantagens de utilizar-se as prensas hidráulicas.

Já no *forjamento a quente convencional*, no qual se utilizam martelos e prensas excêntricas, a interferência do operador no processo é maior fazendo com que os tempos de regulagem, ensaio, alimentação, posicionamento e descarga, que são realizados manualmente, sejam elevados.

Como citado no trabalho de Schmoeckel (1991), a utilização de prensas com capacidades de carga diferenciadas para cada tipo de operação permite uma maior flexibilidade destes equipamentos por permitir uma melhor distribuição e adequação das operações de forjamento, como operações de pré-forma, operações principais de conformação e operações finais como

rebarbação e calibragem da peça, entre esses equipamentos, possibilitando o trabalho com uma diversidade maior de peças.

Nesse contexto, robôs podem ser utilizados para posicionar com precisão as peças dentro das matrizes e retirá-las colocando-as em um sistema de transporte *AGV* (“*automatically guided vehicle*”) que levará o forjado para próxima prensa.

A flexibilidade no *set-up* é baseada nos sistemas de troca rápida de ferramenta nas prensas, nos sistemas de mudança dos pegadores (tenazes) nos robôs e, na intercambiabilidade das unidades nos equipamentos de transporte (Schmoeckel, 1991).

Com relação aos equipamentos de forjamento, o desenvolvimento deve ser sempre direcionado para: trabalhar com peças de geometria complexa e intrincada; obter maiores precisões e peças forjadas livres de rebarbas. Já o material da peça deverá permitir uma eliminação ou simplificação dos tratamentos térmicos posteriores ao forjamento.

## **Capítulo 4**

# **Tratamentos Térmicos de Aços Associados ao Forjamento a Quente**

### **4.1 - INTRODUÇÃO**

Grande quantidade de peças de aço não ligado, de baixo carbono (0,10 a 0,25% C), forjadas a quente são utilizadas nesta condição, pois apresentam uma boa usinabilidade e o tratamento térmico posterior pouco contribui para a melhoria da resistência do material. Além disso, existem aços forjados que, nesta condição, possuem uma melhor resistência e usinabilidade se comparadas com as obtidas após sua normalização, em vista do maior tamanho de grão obtido na primeira condição (Metals Handbook, 1996).

Quando se requerem determinadas características da peça, ela deve passar por tratamento térmico posterior à conformação. Dependendo das características que deva possuir, como dureza, microestrutura ou usinabilidade, a fim de garantir um menor desgaste das ferramentas e/ou aumentar a produtividade, os forjados devem passar por tratamentos térmicos que podem ser: recozimento pleno, recozimento subcrítico, esferoidização, normalização e normalização e revenido, dependendo do tipo de aço.

### **4.2 - DESCRIÇÃO DOS PRINCIPAIS TRATAMENTOS TÉRMICOS**

#### **4.2.1 - Recozimento**

O recozimento visa reduzir a dureza do aço, aumentar a usinabilidade, facilitar o trabalho a

frio ou obter uma microestrutura desejada. O recozimento pode ser dividido em:

**a) recozimento subcrítico e alívio de tensões:** a peça é aquecida a uma temperatura abaixo do ponto de transformação A1, geralmente entre 400 a 650 °C, e posteriormente resfriada lentamente ao ar. É importante para aumentar a ductilidade do aço trabalhado a frio, de modo a permitir novas deformações. As principais transformações que ocorrem neste tratamento são a recuperação e recristalização das fases encruadas (Mei & Silva, 1988). A eficiência do recozimento pode ser verificada pelo ensaio de dureza. Esse tratamento é empregado em peças conformadas a quente para eliminar tensões geradas na conformação ou resfriamento, sem que haja uma variação das características existentes. Mei & Silva (1988) fornecem valores de tempo e temperatura para o alívio de tensões de alguns aços.

**b) Esferoidização:** as peças forjadas são colocadas a uma temperatura pouco abaixo da linha A1, em alguns casos acima deste ponto, ou mesmo oscilando a temperatura em torno do mesmo. Esse tratamento visa a obtenção de um estado o mais mole possível e uma fácil usinagem. Em aços com médio ou alto teor de carbono obtém-se uma microestrutura perlítica em cementita esférica, ideal para peças que são usinadas em tornos. Obtém-se também, uma microestrutura ideal para uma têmpera e revenido posterior. Aços de baixo carbono, com uma deformação entre 0,05 até 0,15 e recozidos entre 650 e 720 °C, podem apresentar uma recristalização de grãos grosseiros. A formação de grãos grosseiros é observada também em aços não ligados de baixo carbono conformados a frio, mesmo que as deformações totais sejam maiores, em regiões onde estes valores críticos de conformação se fazem presentes. Recomenda-se nestes casos, um recozimento para alívio de tensões, ou recristalização a uma temperatura abaixo de 650 °C, ou mesmo uma normalização.

**c) Recozimento pleno:** é utilizado para melhorar a microestrutura de materiais superaquecidos ou recristalizados com grãos grosseiros pela transformação a altas temperaturas. A temperatura de recozimento pleno é de aproximadamente 50 °C acima da linha A3 para aços hipoeutetóides e de 50 °C acima da linha A1 para aços hipereutetóides. Nos hipereutetóides não se deve ultrapassar a linha Acm, pois isto levaria à formação de cementita nos contornos do grão austenítico, ao se passar por esta linha durante o resfriamento, fragilizando o material (Mei e

Silva, 1988).

Quanto mais baixa for a temperatura de austenitização, mais heterogênea será a austenita, aumentando a probabilidade de nucleação de carbonetos em regiões de alto teor de carbono e levando a formação de uma estrutura esferoidizada.

Para temperaturas mais elevadas, a austenita tende a ser mais homogênea, levando a formação de uma estrutura perlítica lamelar. A estrutura, perlítica ou esferoidal, será mais grosseira quanto mais próximo da temperatura A1 a austenita se transformar. Mei e Silva (1988) mostram tabelas com informações sobre o ciclo de recozimento de aços carbono e aços liga de modo a obter microestruturas perlíticas ou esferoidizadas.

#### **4.2.2 – Normalização**

Quando se tem a total austenitização do aço seguida de um resfriamento ao ar. A normalização é empregada para homogeneização da estrutura após o forjamento melhorando a usinabilidade e permitindo uma maior eficiência da têmpera ou revenido. Mei e Silva (1988) apresentam, para aços comuns de 0,01 a 1,40% C normalizados, valores de dureza variando de 90 a 300 HB a medida que o teor de carbono aumenta. Na indústria de forjamento, conforme informação verbal obtida na realização deste trabalho, a normalização realizada em aços de baixa liga forjados a quente visa a obtenção de uma dureza entre 163 a 187 HB.

Peças forjadas pequenas são geralmente colocadas em travessas que são conduzidas por um esteira através do forno que possui três zonas de aquecimento, de tal forma a atingir a temperatura de normalização ao chegar na última zona. Em seguida são resfriadas ao ar, parado ou ventilado, abaixo de 480 °C e, então, mantidas dentro de uma caixa onde resfriam até a temperatura ambiente. O tempo total de permanência da peça no forno é de aproximadamente 3 ½ horas, sendo de 1 hora sua permanência à temperatura de normalização. Forjados de grandes dimensões são mergulhados em banhos cuja temperatura é controlada por pirômetro dentro de uma faixa estreita, e mantidos por um tempo, geralmente uma hora por polegada de espessura, para garantir a austenitização e dissolução dos carbonetos e, em seguida, resfriados ao ar parado (Metals Handbook, 1995).

### **4.3 - TRATAMENTOS TÉRMICOS ASSOCIADOS AOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO MECÂNICA**

Os tratamentos termo-mecânicos que exigem um controle rígido com relação à seqüência do processo, à temperatura, aos tempos e às deformações do material, podem ser aplicados ao forjamento a quente permitindo que tratamentos térmicos posteriores possam ser eliminados. Peças forjadas num tratamento termo-mecânico controlado podem apresentar propriedades mecânicas – resistência mecânica, tenacidade – melhores que as obtidas por um forjamento convencional (Machado – s.d.).

A melhoria das propriedades mecânicas se deve às mudanças microestruturais adequadas que se conseguem com esses tratamentos.

Machado (s.d.) mostra em seu trabalho as variações nas microestruturas obtidas em diferentes condições de processo. Um dos resultados mostra o efeito da temperatura de aquecimento do material antes do forjamento. Os corpos de prova foram aquecidos a 816, 871, 927, 1038 e 1149 °C e, logo em seguida, forjados. Outros corpos de prova foram aquecidos a 1149 °C, resfriados a 816 °C e forjados em seguida. Os corpos de prova forjados a temperaturas mais baixas apresentaram grãos mais finos em relação àqueles aquecidos a temperaturas maiores, mostrando uma influência do tamanho de grão da austenita imediatamente antes do forjamento. O procedimento de se aquecer a 1149 °C, resfriar até 816 °C e forjar o material não mostrou ser muito eficiente para obtenção de um grão mais fino.

As propriedades mecânicas do material estão diretamente ligadas à variação microestrutural, que por sua vez está vinculada à temperatura de aquecimento e forjamento. Verificou-se para um aço 1040 forjado que a tensão limite de escoamento e a tenacidade melhoram com o abaixamento da temperatura de forjamento-aquecimento. O limite de resistência à tração e a ductilidade não são afetados. Esse mesmo comportamento das propriedades mecânicas é observado à medida que o grão austenítico diminui. Aqui se enquadram também os corpos de prova forjados 816 °C após aquecimento a 1149 °C, ficando claro que a temperatura de aquecimento e forjamento influi nas propriedades mecânicas à medida que alteram o tamanho de grão austenítico (Machado – s.d.).

Uma outra forma de tratamento termo-mecânico é o resfriamento controlado, após conformação plástica a quente, a fim de se obter uma microestrutura, com determinadas

propriedades, de modo a eliminar a têmpera e o revenido, geralmente necessários nos aços liga e aços carbono convencionais após conformação e, conseqüentemente, diminuir os custos de fabricação. Assim, nem todos os aços viabilizam estes benefícios quando submetidos a este tratamento, que é mais aplicado aos aços microligados desenvolvidos a partir de aços com teores de carbono entre 0,30 e 0,50 %C, graças às propriedades neles encontradas, como alta resistência mecânica, resistência à fadiga e ao desgaste, geralmente necessárias nas peças forjadas.

Wright (1988) mostra uma nova geração de aços microligados que possibilitam a têmpera imediatamente após o forjamento a quente, de modo a produzir uma peça forjada com microestrutura composta por “ripas” de martensita com carbonetos uniformemente distribuídos. Nesta condição, estes aços apresentam propriedades, incluindo a tenacidade, semelhantes aos aços temperados e revenidos.

Held (1985) mostrou alguns aços microligados forjados a quente e resfriados ao ar de forma controlada que apresentaram propriedades como dureza e resistência mecânica semelhantes àsquelas obtidas nos aços de mesma classe, sem elementos de liga, temperados e revenidos.

É interessante mostrar as possíveis transformações microestruturais que ocorrem quando os aços são submetidos a um resfriamento contínuo a diferentes taxas, como ocorre na maioria dos processos industriais de forjamento a quente.

A previsão das microestruturas formadas em função da taxa de resfriamento de determinado aço pode ser obtida do diagrama de transformação por resfriamento contínuo (curvas *CCT – Continuous Cooling Transformation*) específico para o material.

Essas curvas são obtidas com um dilatômetro que possibilita a detecção das mudanças microestruturais durante o resfriamento, a uma taxa ( $^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ) constante, do aço austenitizado a uma determinada temperatura. Uma mudança da inclinação da curva comprimento versus temperatura, durante a diminuição da temperatura, indica o início da formação de uma nova microestrutura e o final dessa formação será notado quando esta inclinação voltar a mudar (Mei e Silva, 1988). No Capítulo 5 relativo aos materiais e métodos empregados neste trabalho, apresentam-se as curvas de resfriamento contínuo para os três aços que foram analisados.

A formação das diferentes microestruturas nos aços está associada não só à taxa de resfriamento, mas também aos elementos de liga que os compõem e seus percentuais. Uma vez que a análise da influência dos elementos de liga, em diferentes percentuais, nos aços é uma

tarefa extensa e difícil, procura-se fazer um estudo mais simplificado, partindo-se do conhecimento dos efeitos e mecanismos de ação de cada elemento para se chegar a um entendimento do comportamento das ligas compostas de vários elementos (Mei e Silva, 1988) (Honeycombe, 1985).

Os elementos de liga no diagrama de equilíbrio com o ferro podem ser divididos em dois grupos: estabilizantes de austenita ou de ferrita. Os diagramas binários são classificados em:

- Campo Austenítico ( $\gamma$ ) Aberto: os elementos de liga como níquel, manganês e cobalto tendem a aumentar a faixa de temperatura para a austenita estável, diminuindo a temperatura de transformação  $\gamma \rightarrow \alpha$  e, aumentando a temperatura de transformação  $\gamma \rightarrow \delta$ . Assim, nos aços austeníticos a adição de altas percentagens de Ni e Mn permitem a obtenção de austenita à temperatura ambiente (Mei e Silva, 1988) (Honeycombe, 1985).
- Campo Austenítico ( $\gamma$ ) Expandido: nesse caso, os principais elementos são o carbono e nitrogênio, além do cobre, zinco e ouro, que promovem a expansão do campo austenítico, sendo interrompido pela formação de um composto de ferro (Mei e Silva, 1988) (Honeycombe, 1985).
- Campo Austenítico ( $\gamma$ ) Fechado: elementos como o silício, alumínio, fósforo e berílio juntamente com formadores de carbonetos, como titânio, vanádio, molibdênio e cromo, restringem a formação da austenita, que fica isolada em uma região denominada ilha gama, e favorecem a formação de ferrita que circunda esta ilha. Isto faz com que os domínios  $\alpha$  e  $\delta$  se tornem contínuos de modo que estes materiais não sejam susceptíveis aos tratamentos convencionais envolvendo transformação de fase  $\gamma/\alpha$ .
- Campo Austenítico ( $\gamma$ ) Contraído: o tântalo, nióbio, zircônio e, principalmente, o boro, promovem uma contração ainda maior da ilha gama ( $\gamma$ ), agora com a formação de compostos de ferro.

Dentro da influência dos elementos de liga na formação da microestrutura dos aços enfatiza-se a seguir a formação da ferrita e da perlita, por serem desejadas nos aços forjados antes serem usinados, o que requer geralmente um tratamento de normalização após o forjamento.

### 4.3.1 - Influência dos Elementos de Liga na Formação da Ferrita

Os elementos de liga formadores de carbonetos como Nb, V e Ti podem promover um atraso na nucleação da ferrita pela formação de precipitados finos – carbonetos, nitretos, carbonitretos - ao longo do contorno do grão austenítico, e coerentes com mesmo, dificultando a nucleação da ferrita. Segundo essa teoria, à medida que esses precipitados crescessem ou coalescessem haveria a nucleação da ferrita. Uma outra hipótese é a de que haveria uma segregação de elementos de liga ou cossegregação de carbono e elemento de liga no contorno de grão austenítico o que diminuiria a atividade e difusividade do carbono nesta região, dificultando a formação da ferrita (Mei e Silva, 1988).

Com relação ao crescimento da ferrita, existem algumas hipóteses para explicar o retardo desta etapa:

- a) Partição: foi observado que os elementos estabilizadores da ferrita, como Si, Cr e Mo, não apresentam partição do elemento de liga entre a austenita e a ferrita durante a formação desta última. Nesse caso, o crescimento da ferrita seria controlado pela difusão do carbono que é muito mais rápida que a dos elementos de liga metálicos, resultando em velocidades de crescimento maiores. Elementos como Mn, Ni e Pt são estabilizadores de austenita e apresentam partição em relação à austenita na transformação desta em ferrita. Nesta situação o crescimento da ferrita seria controlado pela difusão do elemento de liga, a qual seria mais lenta que a do carbono, promovendo um crescimento mais lento da mesma (Mei e Silva, 1988).
- b) Segregação: nesse caso, foi proposto que haveria a segregação de um elemento de liga X de uma liga ternária Fe-C-X na interface austenita - ferrita diminuindo a atividade do carbono e, conseqüentemente, reduzindo a velocidade da transformação da austenita em ferrita (Mei e Silva, 1988).
- c) Efeito de arraste de soluto: essa teoria sugere que a interface austenita – ferrita, ao se mover, coletaria e arrastaria os átomos dos elementos de liga, o que tornaria sua movimentação mais lenta (Mei e Silva, 1988).
- d) Precipitação de carbonetos: a teoria para ligas Fe-C-X diverge dependendo do elemento de liga X. No caso em que o elemento de liga é o Mo haveria um retardo no

crescimento da ferrita devido à precipitação de carbonetos de molibdênio na interface austenita – ferrita. Por outro lado, quando se tem Cr, Ni ou Mn como elemento de liga, não se observa a precipitação de carbonetos de X, e quando ela ocorre localiza-se nas discordâncias da ferrita alotriomorfa, não afetando sua cinética de crescimento (Mei e Silva, 1988).

- e) Combinação de mecanismos: alguns trabalhos propõem que haja uma combinação dos mecanismos de precipitação na interface austenita – ferrita com o arraste de soluto para explicar a formação de ferrita em ligas Fe-C-Ni e Fe-C-Si (Mei e Silva, 1988).

#### **4.3.2 - Influência dos Elementos de Liga na Formação da Perlita**

As teorias que explicam a influência dos elementos de liga, dissolvidos na austenita, na nucleação e crescimento da ferrita podem ser aplicadas para a perlita. Elementos de liga que estabilizam a ferrita tendem a restringir o campo austenítico e elevar a temperatura eutetóide e se, além disso, forem solúveis na cementita, tenderão a favorecer a reação com partição às temperaturas de transformação mais elevadas, como o Cr, Mo e Si.

Quando se tem elementos de liga estabilizadores da austenita, e se os mesmos tiverem baixa solubilidade na cementita, como o Ni, haverá um favorecimento da reação sem partição (Honeycombe, 1985). Os elementos de liga podem afetar a temperabilidade dos aços, retardando ou acelerando a formação da perlita e ferrita, bem como o espaçamento interlamelar da perlita (Mei e Silva, 1988).

Aços-molibdênio de composição eutetóide e aços-níquel apresentam menores velocidades de nucleação e crescimento da perlita, enquanto elementos como o cobalto promovem um aumento destas velocidades nos aços (Honeycombe, 1985).

Com relação ao espaçamento interlamelar não foi possível, como se desejava, estabelecer uma relação direta entre este parâmetro microestrutural e os elementos estabilizadores da austenita e ferrita. Alguns trabalhos mostram, por exemplo, que elementos estabilizadores da austenita, como o Co e Ni, promovem a diminuição e o aumento, respectivamente, deste espaçamento. Nesta mesma ordem atuam o Si e Nb os quais são elementos estabilizadores da ferrita. É necessário pois, levar em consideração outros fatores como a energia interfacial entre a perlita e a austenita. Outro fato é que a diminuição da temperatura de formação da perlita,

aumentando-se a taxa de resfriamento em aços resfriados continuamente por exemplo, leva a uma redução do espaçamento interlamelar e, conseqüentemente, um aumento da dureza. Para uma mesma taxa de resfriamento, esta diminuição da temperatura de formação da perlita pode ser obtida quando se tem elementos de liga como Nb em solução sólida na austenita promovendo aumentos maiores na dureza (Mei e Silva, 1988).

Como se observa, os elementos de liga influem na formação da microestrutura, nas propriedades do material, na conformabilidade do mesmo e, conseqüentemente, no processo de fabricação. A seguir faz-se um exposição da influência de alguns elementos de liga sobre algumas propriedades importantes para o processo de forjamento a quente.

#### **4.4 - INFLUÊNCIA DOS ELEMENTOS DE LIGA NAS PROPRIEDADES DOS AÇOS**

As propriedades e características exigidas para o forjamento a quente variam de acordo com os elementos de liga que os aços apresentam. O tipo de aço a ser empregado no forjamento dependerá de fatores como:

- tempo e temperatura para pré aquecimento;
- condições de aquecimento;
- número de vezes que a peça é reaquecida durante as etapas de forjamento;
- capacidade de carga da máquina de forjamento;
- método de forjamento adotado;
- condições de resfriamento do forjado;
- condições do tratamento térmico.

Dentre os fatores que influem na definição da temperatura para o forjamento de aços carbono e aços liga, como faixa de temperatura para se obter uma boa plasticidade e a quantidade de deformação necessária para obtenção do forjado, o percentual de carbono é o que tem maior importância.

O aumento do percentual de carbono e elementos de liga destes aços tende a diminuir a temperatura adequada para o forjamento. O aumento da taxa de deformação tende também a favorecer a forjabilidade a quente destes aços.

Dependendo da complexidade da geometria, tamanho e espessura da seção do forjado, martelos ou prensas excêntricas são recomendados, uma vez que o tempo de contato entre o material aquecido e as matrizes durante o forjamento são relativamente menores, evitando uma maior perda de calor por parte do forjado o que poderia comprometer a obtenção da peça final sem defeitos (Metals Handbook, 1996).

Com relação à capacidade de carga da máquina de forjamento a quente, deve-se notar que para uma mesma taxa de deformação, determinados materiais – como o aço ferramenta AISI A6 - necessitam maior pressão de forjamento em relação a outros – como o 1020 e o 4340 -, para um mesmo grau de deformação.

Observa-se também que a variação do grau de deformação de 10 para 50 %, para os referidos aços, promove um aumento percentual da pressão de forjamento. Esse aumento é mais acentuado para o aço A6 com temperatura de forjamento próxima a 1000 °C. Outra observação é que os aços 1020 e 4340, submetidos a uma deformação entre 10 e 50 %, e o aço A6, deformado a 10 %, apresentam um aumento da pressão de forjamento com a diminuição da temperatura (1250 a 850 °C) menos acentuado que o observado para aço A6 deformado 50% (Metals Handbook, 1996).

O aumento da taxa de deformação produz um respectivo aumento na pressão de forjamento, sendo maior a influência daquele primeiro sobre este último para temperaturas de forjamento mais elevadas.

Dependendo da geometria da peça forjada é necessária mais de uma etapa de forjamento, obtendo-se uma ou mais pré-formas que permitam o preenchimento adequado da matriz final.

Essas deformações prévias têm pouco efeito sobre a dureza e resistência mecânica, mas melhoram a ductilidade, resistência ao impacto e à fadiga, uma vez que quebram segregações, fecham porosidades, homogeneizam mais o material, produzem uma fibração adequada da microestrutura de grãos e reduzem o tamanho de grão fundido (Metals Handbook, 1996).

Aços com percentuais de carbono elevados devem ser aquecidos lentamente. Acima de 1,4 % C os aços se tornam mais fáceis de laminar e forjar.

Kamenschikov (19--) descreve a influência de alguns elementos químicos nas propriedades dos aços, como mostrada a seguir.

O silício aumenta a resistência à tração e a elasticidade do aço, mas diminui sua soldabilidade e dutilidade, sem contudo, influir de modo apreciável em sua conformabilidade.

Aços estruturais possuem de 0,2 a 0,4% Si (Kamenschikov, 19--). Já aços microligados para forjamento possuem silício em torno de 0,30, sendo que algumas classes possuem percentuais acima de 0,70. Um alto teor de silício promove uma maior tenacidade, devido provavelmente à maior quantidade de ferrita em relação à produzida pelos aços ferríticos-perlíticos com menores teores (Metals Handbook, 1996).

O manganês aumenta a resistência ao impacto, à tração e ao desgaste do aço, além de diminuir os efeitos nocivos do enxofre. Por outro lado, aumenta a susceptibilidade do aço ao superaquecimento e ocorrência de trincas, necessitando que a temperatura de aquecimento e de encharcamento – temperatura em que o material é mantido para homogeneização - sejam bem controladas (Kamenschikov, 19--). Em vários aços microligados ele aparece em quantidades relativamente grandes (1,4 a 1,5 %) e tende a promover uma diminuição da espessura das lamelas de cementita sem diminuir o espaçamento entre as lamelas – ferrita, cementita - da perlita. Isto faz com que para altos teores de manganês sejam necessários menores teores de carbono para se obter um maior percentual de perlita quando se deseja alta dureza. O manganês possibilita também o endurecimento por solução sólida aumentando a solubilidade dos carbonitreto de vanádio e diminuindo a temperatura *solvus* dessa fase (Metals Handbook, 1996).

A adição de níquel ao aço permite um aumento da ductilidade, plasticidade, resistência à tração sem afetar sua conformabilidade. Mas, escamas e carepas podem aderir à superfície do material durante seu aquecimento e serem introduzidas no forjado durante a conformação, comprometendo as propriedades do forjado produzido.

O cromo aumenta a dureza, a resistência à tração e a elasticidade, mas diminui a ductilidade e a condutividade térmica. Os aços cromo no estado fundido possuem uma estrutura difícil de ser quebrada no forjamento, necessitando de muito trabalho a altas temperaturas para se obter uma estrutura mais fina. Os aços cromo podem ser forjados satisfatoriamente a altas temperaturas, de 1500 a 850 °C , mas abaixo de 850 °C a elevação acentuada da dureza superficial pode levar ao aparecimento de trincas.

O molibdênio é adicionado, geralmente, com níquel e cromo permitindo o aumento da resistência à tração e da ductilidade do aço e diminuição de sua condutividade térmica. O limite de percentagem do molibdênio para vários tipos de aços não excede 0,45% e, raramente, se chega a 1%. Aços com percentual de molibdênio elevado devem ser aquecidos lentamente, uma vez que se tornam mais susceptíveis ao superaquecimento. Da mesma forma, o resfriamento deve ser

lento, visto que esses aços são temperáveis ao ar e susceptíveis a formar trincas (Kamenschikov, 19--).

O vanádio geralmente não excede 0,3%, permitindo um aumento da resistência à tração, da elasticidade, com formação de grãos mais finos, além de melhorar a forjabilidade e evitar o superaquecimento (Kamenschikov, 19--). Em aços microligados, o vanádio ajuda no aumento da resistência promovendo a formação de carbonitretos. Nestes casos, a adição de nitrogênio é importante para um eficaz endurecimento por precipitação de carbonitretos de vanádio, uma vez que aquele é o principal componente intersticial desses últimos. Já a adição de nióbio e titânio nos aços microligados melhoram as propriedades de resistência e tenacidade controlando o tamanho de grão austenítico. Este controle também é obtido com a adição de alumínio que promove a formação de partículas de nitretos de alumínio (Metals Handbook, 1996).

O tungstênio permite um aumento da dureza e resistência à tração, uma leve diminuição da ductilidade e redução da condutividade térmica. Os aços tungstênio necessitam ser aquecidos lentamente e forjados a temperaturas mais elevadas em relação aos aços carbono (Kamenschikov, 19--).

O enxofre é um elemento prejudicial que, além de diminuir a resistência à tração, leva a formação trincas durante o forjamento a quente. Aços para peças importantes não devem conter percentuais acima de 0,02 a 0,03% (Kamenschikov, 19--). Porém, muitos aços microligados com aplicação em forjados para indústria automotiva, que necessitam boa usinabilidade, possuem relativamente alto teor de enxofre (Metals Handbook, 1996).

O fósforo, ao contrário do enxofre, fragiliza o material à temperatura ambiente, não podendo ser superior a 0,03 a 0,04% para peças que precisam ter um alto desempenho.

A forma em que a matéria prima se apresenta também é importante para a obtenção de um forjado com qualidade. Pode-se utilizar um lingote ou barras extrudadas ou laminadas. Lingotes geralmente são utilizados na obtenção de forjados pesados, enquanto que barras laminadas são utilizadas para forjados mais leves.

Os aços forjados dependendo de suas aplicações posteriores sofrem tratamento de cementação seguido de têmpera e revenimento, e por se tratar de uma aplicação industrial importante, são descritos a seguir.

## 4.5 – AÇOS PARA CEMENTAÇÃO

A introdução de carbono na superfície de uma peça para o aumento de sua dureza superficial e da resistência ao desgaste, aliada a uma tenacidade do seu núcleo, requer uma especificação adequada do material baseada na sua aplicação final e, também, no tratamento térmico posterior a essa cementação. É preciso considerar o meio de resfriamento a ser utilizado na têmpera após cementação e o tipo e grau de tensões a que as peças estarão submetidas (Chiaverini, 1981).

O meio de resfriamento dependerá da forma e seção das peças e do empenamento tolerável. Água ou soluções aquosas imprimem maiores taxas de resfriamento, são de baixo custo, facilitam a limpeza final das peças e são empregadas em peças simples ou com seções grandes e quando a possibilidade de empenamento é pequena. Já o óleo é empregado nas peças de geometria complexa ou com seções finas em que um resfriamento mais brusco levaria a um empenamento maior ou ruptura durante a têmpera. A velocidade de resfriamento definirá a dureza superficial e as propriedades de tenacidade e resistência do núcleo de cada material.

Quando se deseja apenas a máxima dureza superficial, geralmente utilizam-se aços de baixo carbono, sem ou com elementos de liga, e resfriamento em água ou soluções aquosas como meio de têmpera, desde que as dimensões e geometria da peça permitam. Caso haja risco de empenamento ou ruptura utilizando estes meios de têmpera, utiliza-se óleo e aços com elementos de liga que permitam a obtenção de dureza superficial aliada às propriedades mecânicas finais desejadas para o núcleo da peça.

Com relação ao tipo e grau de tensões residuais, os fatores mais importantes são: a espessura e microestrutura da camada cementada, as propriedades do núcleo e as características da zona de transição, camada cementada-núcleo.

Quando o desgaste de uma peça for o maior problema, recomenda-se que a camada cementada produzida tenha uma maior espessura possível e/ou que tenha uma microestrutura hipereutetóide, embora esta última promova uma maior fragilidade causada pelo rendilhado de carbonetos intergranulares livre nesta camada, de modo a aumentar a vida útil da peça. Quando se deseja uma camada com maior tenacidade, aços eutetóides ou ligeiramente hipoeutetóides são recomendados.

Por outro lado, se as condições permitirem, preferem-se camadas mais finas associadas a

núcleos com percentual de carbono mais elevado e portanto mais resistentes para melhor suportar estas camadas.

A profundidade de cementação e a velocidade de penetração do carbono na superfície da peça são influenciadas não somente pela temperatura e tempo adotados neste tratamento, mas também, como observado por vários pesquisadores, pelos elementos de liga. No entanto, esses elementos influem pouco na dureza e resistência da camada cementada. Por outro lado, o percentual de carbono nessa camada tende a ser menor quando se tem elementos de liga ferritizantes – Si, Ni –; e maior quando se tem formadores de carbonetos – Cr, Mo.

A tenacidade da camada pode ser melhorada com o aumento de austenita retida que, por sua vez, pode ser obtida por têmpera direta em muitos aços para cementação e favorecida pela presença de um percentual maior de elementos de liga no material e carbono na camada cementada, pela temperatura de têmpera e pelo emprego de óleo para resfriamento. A melhoria da tenacidade está provavelmente associada a um efeito de amortecimento promovido pela austenita retida que diminui as tensões internas ou a formação de trincas nas agulhas da martensita. Nesse sentido, a resistência à fadiga deveria ser melhorada, porém os efeitos da retenção da austenita não são totalmente conhecidos.

Com relação ao núcleo, tem-se verificado que uma tenacidade alta não é muito importante, mas sim uma camada cementada de dureza elevada convenientemente suportada, visto que uma trinca gerada nesta camada irá se propagar através da peça por mais tenaz que seja o seu núcleo.

Para que a camada cementada seja suportada de maneira adequada, a zona de transição deve ser gradual e não abrupta, como ocorre quando se tem uma difusão insuficiente, o que favorece o lascamento desta camada.

Além da difusão, a microestrutura – perlítica, ferrítica ou bainítica – desta zona de transição é importante para se obter uma maior resistência possível da mesma de modo a garantir um melhor suporte da camada cementada. Nesse sentido, os aços de alta temperabilidade, por formarem uma zona de transição mais resistente, são recomendados, a exemplo dos aços ligas.

Para os aços para cementação, por questões de custo, recomenda-se, sempre que possível, a utilização de aços-carbono ou aços de baixo teor de liga com carbono mais elevado que nos aços simplesmente ao carbono. A adição de elementos de liga aumenta o custo dos aços além de dificultar as operações de fundição, forjamento, laminação e tratamentos térmicos. Porém, dependendo das seções e geometria da peça cementada é necessário o emprego de aços de alta

temperabilidade, o que representa introduzir um maior percentual de elementos de ligas.

Os aços para cementação são divididos em (Chiaverini, 1981):

1) Aços-carbono para cementação: o percentual de carbono geralmente varia entre 0,08% a 0,25%, sendo utilizado o SAE 1020 como padrão ou seus variantes com adição de 0,70 a 1,00% de Mn a fim de melhorar a usinabilidade e a capacidade de cementar e endurecer sem formar pontos moles. Esses aços quando cementados, temperados e revenidos de forma adequada, podem apresentar um núcleo tenaz com resistência de até 690 MPa e camada cementada de elevada dureza, fazendo com que seja empregado em vários tipos de aplicações. Além disso, a realização e o controle do tratamento térmico destes aços são mais fáceis. São empregados em peças que não estão sob solicitações severas a menos do desgaste superficial como pinos, pequenas engrenagens, alavancas, fusos e roletes.

2) Aços-liga de baixo teor em liga: possuem elementos de liga num total de 1 a 2%. Elementos de liga como níquel, cromo, molibdênio e manganês, introduzidos em quantidades adequadas podem permitir a obtenção de alta dureza por têmpera em óleo aliada a uma alta resistência à tração – superior a 980 MPa – e boa ductilidade do núcleo, com o aumento do teor de carbono até 0,40 %. Estes aços são empregados em vários componentes como engrenagens de transmissão, coroas, pinhões, engrenagens de diferenciais, eixos de comando de válvulas e pinos de pistão.

3) Aços-liga de alto teor em liga: possuem mais de 2% de elementos de liga e apresentam alta temperabilidade, de modo que o teor de carbono não deve passar os 0,25%. O custo de produção elevado e as dificuldades na fabricação e tratamento térmico fazem com que esses aços sejam utilizados em situações especiais como em peças de grande seção e que necessitem de alta resistência mecânica e tenacidade.

O tratamento térmico dos aços para cementação é complexo em vista das regiões cementada, núcleo e zona de transição apresentarem composição química diferenciadas e conseqüentemente, microestruturas e propriedades mecânicas distintas. Chiaverini (1981) mostra as temperaturas de transformação e os tratamentos térmicos recomendados para alguns aços mais comuns submetidos à cementação.

## Capítulo 5

### Materiais e Métodos

#### 5.1 - INTRODUÇÃO

Para a realização do processo de forjamento são necessários materiais, equipamentos e métodos específicos. Uma descrição do processo de forjamento e do dispositivo de alimentação automática da prensa com tarugos realizados em uma Indústria, aqui denominada de Indústria Modelo, foi apresentada no item 2.3 do Capítulo 2.

A partir da análise das informações sobre o processo, metodologia de trabalho, máquinas e ferramentas dessa indústria é que se propuseram as formas de flexibilização do processo de forjamento a quente de precisão.

O método proposto neste trabalho para flexibilização compôs-se de diversas etapas que são mencionadas a seguir e descritas detalhadamente ao longo deste capítulo: os equipamentos, materiais e métodos, dados da prensa hidráulica com capacidade de 1,2 MN construída para realização do forjamento no Laboratório de Conformação Mecânica do DEMA/FEM/UNICAMP, o projeto das matrizes e dispositivo de troca rápida de ferramentas, o método para formação das famílias e definição das pré-formas dos forjados, os dados de entrada para simulação do processo de forjamento com os *softwares* ANSYS e DEFORM, os cálculos das taxas de resfriamento e a definição do material a ser utilizado neste trabalho, o ensaio de compressão a quente realizado na MTS - *Materials Testing System* -, os ensaios de forjamento a quente na prensa hidráulica, as condições de resfriamento dos corpos de prova deformados nos dois equipamentos - MTS e prensa -, as medidas das taxas de resfriamento, as medidas de dureza, as análises metalográficas, as medidas de tempos para obtenção dos tarugos aquecidos pelo processo convencional de

forjamento a quente e pelo corte a quente realizados na Indústria Modelo, as medidas de tempos de troca de matrizes na prensa hidráulica – 1,2 MN - com e sem a utilização do dispositivo de troca rápida e aquelas em que somente as matrizes finais são trocadas, mantendo-se as matrizes de pré-forma na prensa.

## **5.2 – MÉTODOS EMPREGADOS PARA OS ENSAIOS NO LABORATÓRIO DE CONFORMAÇÃO**

### **5.2.1 – Descrição da Prensa Hidráulica**

A estrutura da prensa foi dimensionada a partir das cargas máximas fornecidas pelos dois cilindros de atuação responsáveis pelo deslocamento da matriz superior e pela extração da peça forjada, correspondente a 1,2 MN e 100 kN, respectivamente. Um esquema da prensa hidráulica podem ser vistos na Figura 5.1.

A prensa possui algumas características que valem ser descritas, como:

- Capacidade do cilindro superior: 1,2 MN
- Curso máximo do cilindro superior: 450 mm
- Vão livre entre placa móvel superior e a mesa: 355 mm
- Capacidade do cilindro de extração: 100 kN
- Curso máximo do cilindro de extração: 250 mm
- Vão livre entre placa móvel inferior e a mesa: 255 mm

A prensa hidráulica é constituída de quatro colunas, uma placa superior fixa, uma placa superior móvel, uma mesa, um sistema de extração e uma base de suporte.

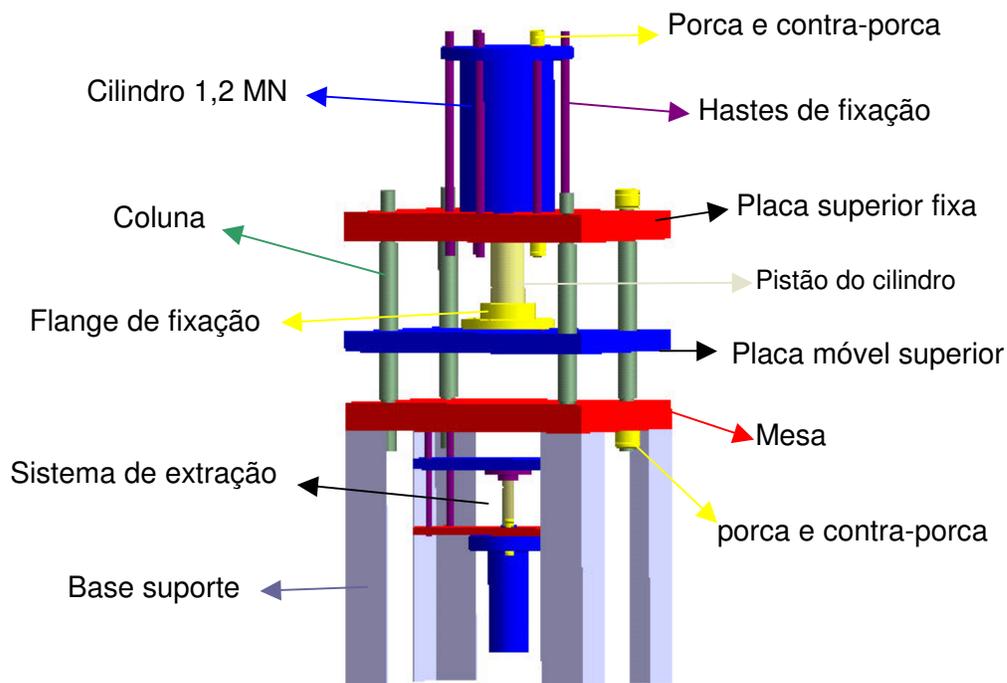
As quatro colunas estão alojadas entre a placa superior fixa e a mesa e, nelas fixadas por parafusos. O cilindro superior está situado sobre a placa superior e nela fixado por meio de hastes e parafusos. A placa móvel superior possui quatro furos passantes, com buchas de deslizamento, dentro das quais as quatro colunas ficam alojadas. Ela está fixada na extremidade da haste do cilindro superior por uma flange e parafusos. Assim, a placa móvel superior pode se movimentar entre as placas superior e inferior de acordo com a atuação do pistão do cilindro superior promovendo a conformação plástica do material. A parte inferior da placa móvel possui alguns

furos roscados que permitem a fixação de até quatro conjuntos de matrizes. A mesa também possui um conjunto de furos para fixação das ferramentas.

O sistema de extração é responsável pela extração da peça conformada e se assemelha à estrutura descrita, para obter a peça conformada, uma vez que é composta por: quatro colunas, um cilindro hidráulico, uma placa inferior fixa e uma placa inferior móvel. A Figura 5.2 mostra as partes integrantes do sistema de extração.

As extremidades de cada uma das colunas estão alojadas na placa inferior fixa e mesa da prensa – parte inferior da mesa - e fixadas nestas últimas por parafusos. O cilindro inferior está fixado sob a placa inferior por meio de parafusos. A placa móvel inferior possui quatro furos passantes, com buchas de deslizamento, dentro das quais as quatro colunas passam. Ela está fixada na extremidade da haste do cilindro inferior (100 kN) por uma flange e parafusos. Assim, a placa móvel inferior pode se movimentar entre a placa inferior e a mesa a partir da atuação do pistão desse cilindro promovendo o processo de extração da peça conformada. A parte superior desta placa possui alguns furos não passantes que permitem o alojamento dos extratores.

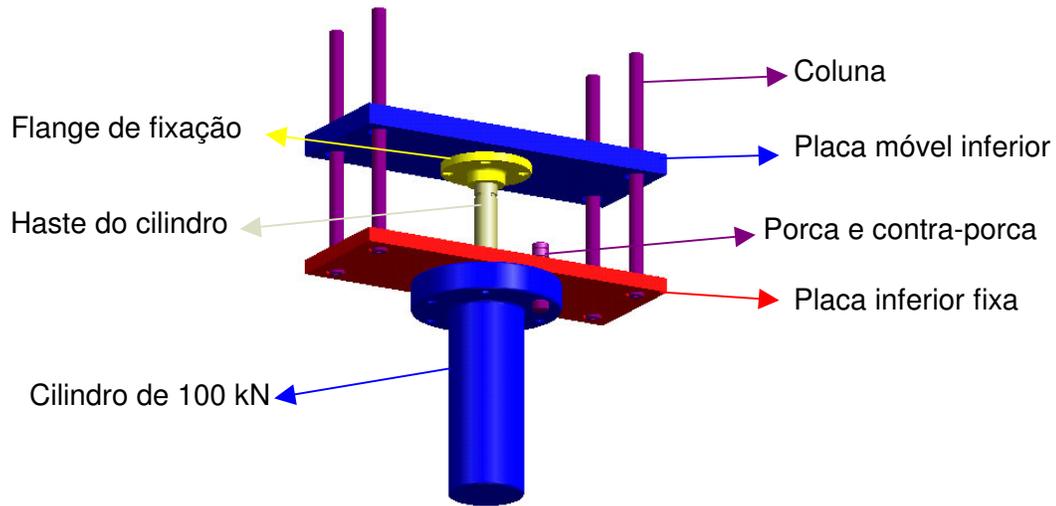
A Figura 5.3 mostra algumas dimensões importantes para a localização da prensa, dimensionamento das matrizes, determinação da forma e dimensão do sistema de fixação e troca de ferramentas, além do desenvolvimento das atividades de conformação.



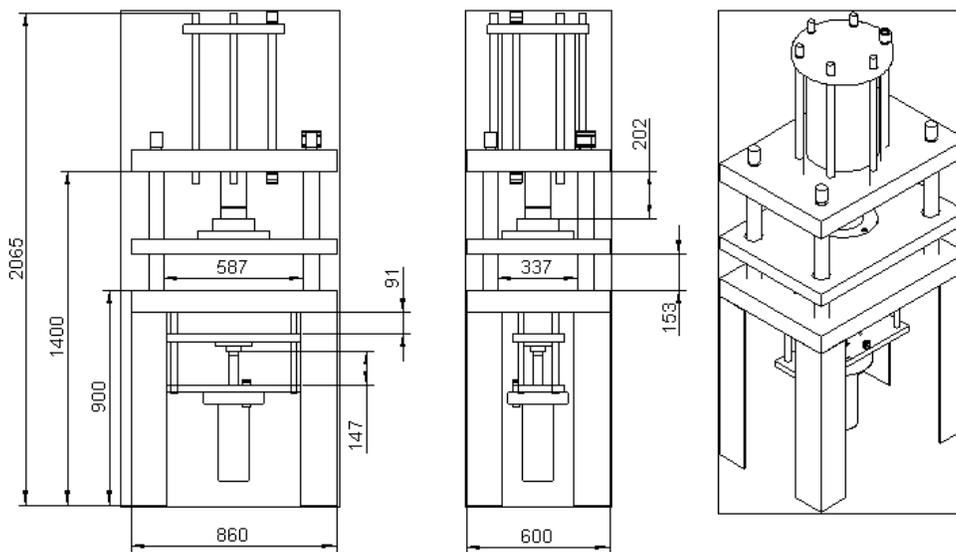
**Figura 5.1** – Estrutura da prensa hidráulica de 1,2 MN.

### 5.2.2 – Projeto das Matrizes de Forjamento

No projeto das matrizes superior e inferior, elas foram divididas em partes, como será apresentado neste capítulo no item “Propostas para Flexibilização do Processo de Forjamento a Quente”. Uma outra proposta para o projeto das matrizes, normalmente empregada na indústria é a de uma estrutura formada de uma única peça (monobloco), com exceção da matriz inferior que tem o extrator usinado à parte; pela própria função que ele desempenha não permitindo que esteja integrado ao corpo da matriz.



**Figura 5.2** – Sistema de extração da prensa com capacidade de 100 kN.



**Figura 5.3** – Dimensões características da prensa hidráulica.

A geometria e dimensões adotadas para as matrizes foram baseadas nas obtidas de um ferramental utilizado na Indústria Modelo que produz produtos forjados a quente (engrenagens) semelhantes àqueles que se objetiva obter em laboratório.

As dimensões do ferramental adotadas para este trabalho correspondem a 1/3 das utilizadas na Indústria Modelo, visto que as dimensões das peças a serem conformadas também foram reduzidas a 1/3 de suas dimensões nominais, a fim de não ultrapassar a carga máxima permissível na prensa hidráulica do laboratório. As matrizes serão confeccionadas com aço ferramenta VMO, ou similar, de modo a suportar os esforços durante o forjamento a quente.

São necessárias para cada etapa do forjamento – duas etapas - uma matriz inferior e uma superior. O forjamento para obtenção do forjado final é realizado em matriz “fechada”. Um esboço das matrizes superiores e inferiores para obtenção de uma peça forjada é mostrado na Figura 5.4.

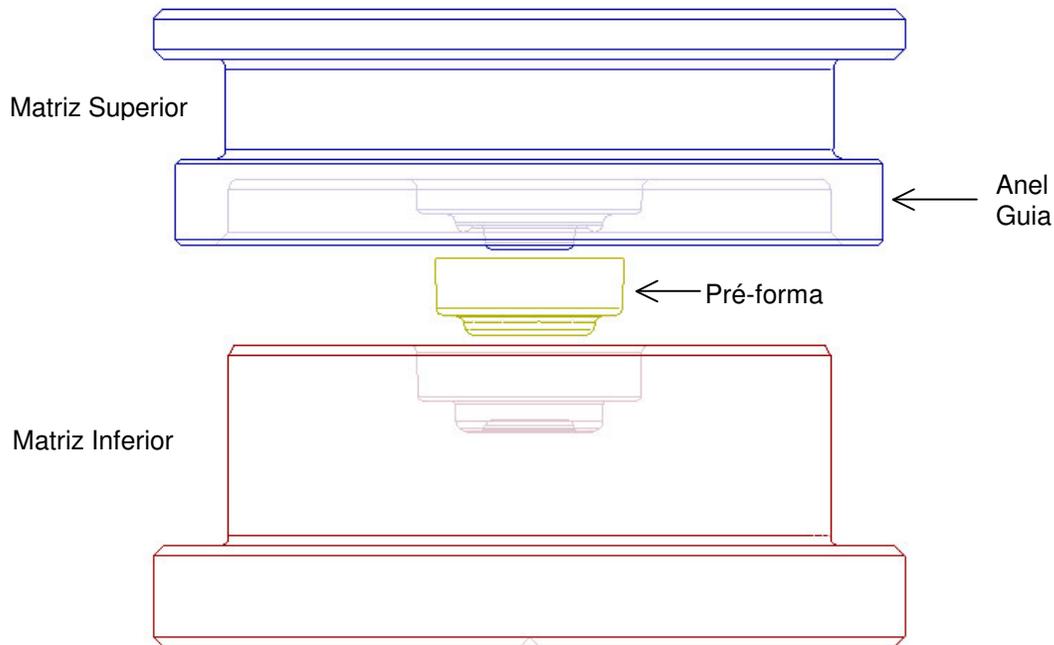
A geometria e as dimensões da superfície responsável pela deformação do material para formação do forjado variam de acordo com a geometria de cada peça conformada que se deseja obter. No caso da Figura 5.4, a geometria mostrada se destina à obtenção do forjado 12 visto na Figura 5.6(a), a partir de uma pré-forma específica. Como se observa na Figura 5.4, existe uma parte da matriz superior, em forma de anel, que funciona como guia e evita um deslocamento transversal em relação à matriz inferior durante a deformação do material.

Para obtenção das pré-formas utilizam-se matrizes “abertas” – forjamento livre - não sendo necessário um guiamento entre elas.

### **5.2.3 – Dimensionamento dos Tarugos, Pré-formas e Forjados**

Os tarugos foram dimensionados de forma a garantir a obtenção do forjado com as dimensões especificadas no projeto, levando em consideração a contração após forjamento a quente e a perda de material devido à oxidação durante o aquecimento. A relação entre a altura  $L$  e o diâmetro  $\varnothing$  do tarugo,  $L \leq 1,5 \varnothing$ , é adotada pela Indústria Modelo e foi utilizada para o dimensionamento do tarugo.

Os desenhos dos forjados, num total de 16, foram obtidos da Indústria Modelo. As tolerâncias, ângulos de extração e saída, espessura do espelho – rebarba interna -, sobremetal, raios de canto e filete se baseiam em normas internas desta indústria, mas estão de acordo com o



**Figura 5.4** – Matrizes superior e inferior para obtenção do forjado da Figura 5.6(a) a partir da pré-forma.

estudo sobre dimensionamento de peças forjadas abordado no Anexo 1 deste trabalho.

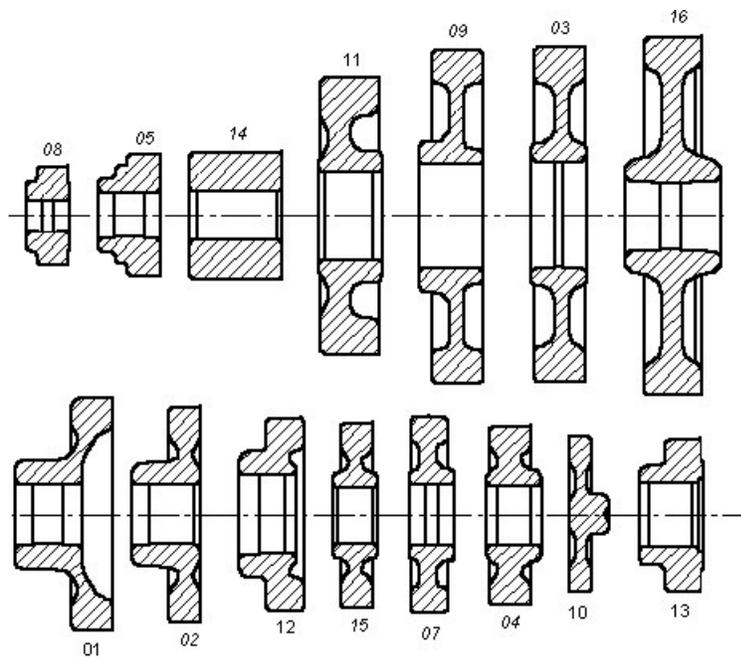
Os desenhos foram refeitos utilizando-se o *software* SOLID EDGE que permite a geração e visualização de sólidos (peças), a montagem de conjuntos de peças e a elaboração dos desenhos técnicos das peças e/ou dos conjuntos montados.

A Figura 5.5 mostra o desenho dos forjados para que se tenha uma noção das geometrias e de seus tamanhos relativos.

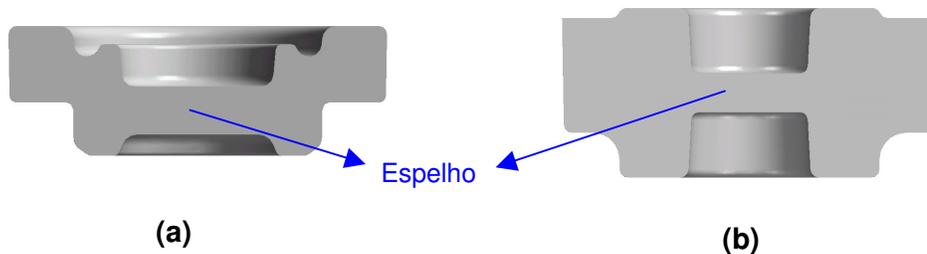
A localização do espelho (rebarba interna) do forjado é importante para garantir o preenchimento adequado da matriz, facilitar o posicionamento da pré-forma e possibilitar o projeto de um extrator que não se desgaste ou frature prematuramente, devido às cargas excessivas durante a deformação do material, o que pode ocorrer quando o extrator é muito saliente, ou seja, quando apresenta uma grande penetração na peça durante a conformação.

As Figuras 5.6(a) e 5.6(b) mostram espelhos localizados na parte inferior e no meio dos forjados.

Como não existe uma geometria única para a pré-forma de um forjado específico, algumas recomendações retiradas da literatura e da Indústria Modelo são descritas a seguir. As formas básicas das pré-formas mais usuais para obtenção de engrenagens são as mostradas na Figura 5.7.



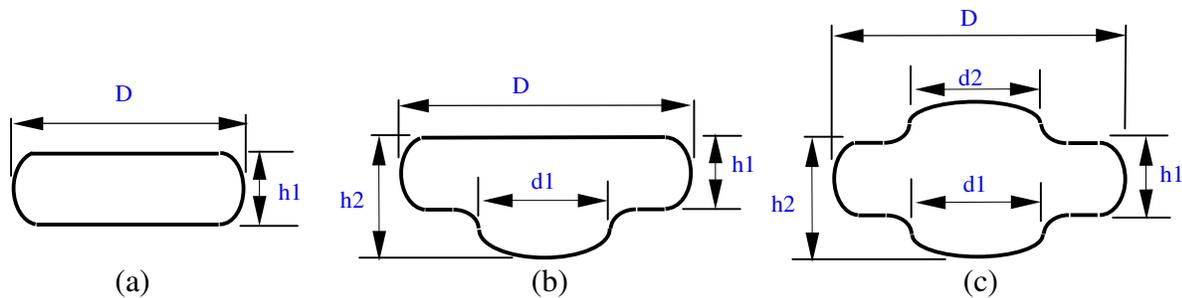
**Figura 5.5** – Seções dos forjados estudados neste trabalho.



**Figura 5.6** – Visualização de espelho localizado na parte inferior (a) e no meio (b) do forjado.

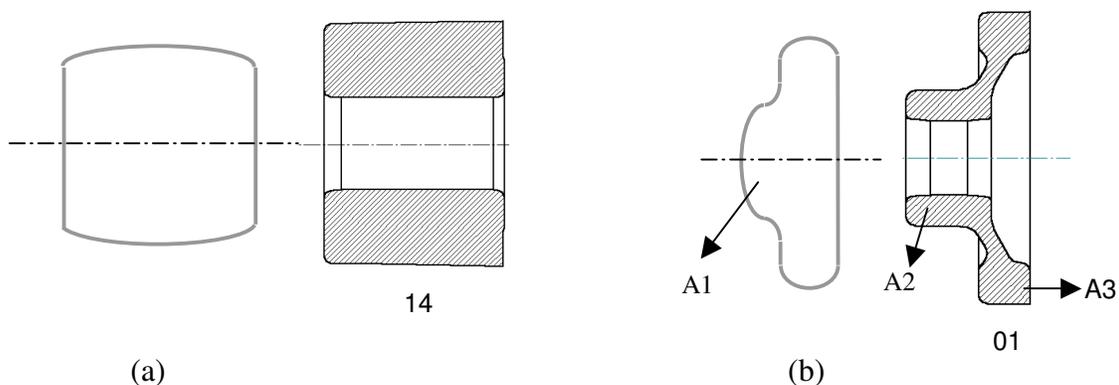
A pré-forma adotada depende da geometria de cada forjado. Forjados com geometria simples, que não possuam partes de difícil preenchimento e/ou que exijam basicamente operação de recalque durante o processo de deformação, podem ser obtidos a partir de uma pré forma como a vista na Figura 5.7(a).

Forjados com partes de difícil preenchimento e/ou que requeiram combinação de operações de recalque e extrusão necessitam de uma pré-forma do tipo visto na Figura 5.7(b) ou, até mesmo, como mostrado na Figura 5.7(c).



**Figura 5.7** – Pré-formas básicas para obtenção de uma engrenagem:

(a) "Bolacha" plana. (b) "Canoa" simples. (c) "Canoa" dupla



**Figura 5.8** – Exemplos de pré-formas adotadas para forjados com geometria simples (14) e mais complexa (01).

No caso da Figura 5.8, são recomendadas as pré-formas tipo “bolacha” plana e “canoas” simples para os forjados 14 e 01, respectivamente. Observando o forjado 01 e sua pré-forma, a geometria da região A1 permitirá que o material se deforme promovendo, preferencialmente, o preenchimento da matriz na região correspondente à formação da área A2 do forjado final por uma operação de extrusão e, na fase final de fechamento das matrizes, se obtenha a região A3 pelo recalque do material.

A escolha da pré-forma deve levar em conta a geometria das matrizes para obtenção do forjado final. A pré-forma deve ser simples de tal forma a facilitar a usinagem de sua respectiva matriz e possibilitar o preenchimento adequado da matriz final. Além disso, a pré-forma deve permitir sua boa localização dentro da matriz final. A matriz para obter a pré-forma deve permitir um fácil posicionamento do tarugo pelo operador. Uma proposta para o tarugo e pré-forma para o

forjado com espelho, visto na Figura 5.6(a), pode ser vista na Figura 5.9.



**Figura 5.9** – Exemplo de um tarugo e pré-forma para obtenção do forjado 12.

#### **5.2.4 – Análise Numérica pelo Método dos Elementos Finitos com o *Software* Comercial ANSYS**

Para verificar se a pré-forma proposta é adequada para se obter sem defeitos dois ou mais forjados que compõem uma família, realizadas simulações do processo de conformação com o *software* comercial ANSYS versão 5.3, tanto para obtenção da pré-forma como do forjado final.

Para a simulação do processo é necessária a entrada de dados referentes às propriedades do material das matrizes, da peça a ser deformada, às condições de atrito entre a peça e as matrizes superior e inferior, às geometrias e dimensões das matrizes e pré-formas. Com esses dados promove-se a geração das malhas nas matrizes, tarugo e pré-formas e definem-se as condições de contorno como o deslocamento a ser imposto na matriz superior e as superfícies nas quais o deslocamento deve ser nulo.

Os dados de entrada necessários para a simulação da primeira ou segunda etapa do processo de forjamento das peças podem ser vistos no arquivo de entrada, específico para um forjado, apresentado no Anexo 2. Alguns dados são os mesmos para todos os forjados, como coeficiente de atrito, coeficiente de Poisson, módulo de rigidez das matrizes e rigidez de contato, tipo de elemento adotado para o contato (Contact-48), matrizes (plane-82) e material do tarugo ou pré-forma (Visco-106), curva tensão x deformação verdadeiras, condições de contorno, forma de contato (axissimétrico).

Deve-se alterar os dados referentes à geometria das matrizes, tarugo ou pré-forma, a forma de dividir as linhas para geração da malha, as linhas onde as condições de contorno são impostas, o valor do deslocamento da matriz superior e o nome do arquivo de saída onde serão armazenados os dados gerados durante a simulação para a posterior análise.

A descrição das geometrias das ferramentas – matriz superior e inferior - e da pré-forma é feita pela definição das coordenadas dos pontos que compõem seus perfis e pela união desses perfis com linhas retas e arcos.

O mesmo procedimento adotado para a simulação do processo de forjamento do tarugo, para obtenção da pré-forma, é empregado para seu forjamento na obtenção do forjado com rebarba interna - espelho. Após a simulação, a visualização do processo de deformação, a obtenção das tensões, deformações, cargas e deslocamentos podem ser feitas através dos arquivos de saída gerados pelo ANSYS.

### **5.2.5 – Análise Numérica pelo Método dos Elementos Finitos com o *Software* Comercial DEFORM**

O software comercial DEFORM 2D foi desenvolvido especificamente para a simulação do processo de forjamento a quente. Esse *software* é dividido em três partes: 1) Pré-processamento; 2) Simulação; 3) Pós-processamento.

No pré-processamento informam-se os dados do problema, especificando-se a temperatura em que ocorrerá o processo, o coeficiente e o tipo de atrito, o material a ser conformado – existe um banco de dados com informações sobre as propriedades de alguns aços a determinadas temperaturas -, o tipo de máquina utilizada no processo – martelo, prensa excêntrica ou hidráulica -, a velocidade do processo – mm/s ou golpes/s - e o curso da matriz superior. Define-se também como condições de contorno, quais as superfícies terão seus deslocamentos restritos em determinadas direções. A geometria das matrizes superior e inferior e do tarugo pode ser introduzida no *software* por arquivos “IGS” de extensão gerado no *software* de CAD AutoCad.

Para a simulação foi definido um aço ABNT 8620, aquecido a uma temperatura de 1200 °C, forjado em uma prensa hidráulica com velocidade de descida da matriz superior igual a 5 mm/s, com coeficiente de atrito de Coulomb ( $\mu$ ) igual 0,3. O comportamento plástico do material definido e a velocidade adotada estão bem próximos dos utilizados nesse trabalho, sendo a prensa do mesmo tipo que se encontra instalada no Laboratório de Conformação Mecânica do DEMa/FEM/UNICAMP.

Informados os dados do problema, inicia-se a simulação em si. São realizadas duas simulações: 1<sup>a</sup>) Para obtenção da pré-forma a partir de um tarugo; 2<sup>a</sup>) Para obtenção do forjado

com espelho a partir da pré-forma. As informações sobre a pré-forma obtida na primeira simulação são armazenados em um arquivo que servirá como dado de entrada sobre o material a ser conformado na segunda etapa. Ao contrário do ANSYS este *software* executa, automaticamente, um *remeshing* da malha durante a simulação do processo de deformação quando a mesma se torna muito distorcida.

Finalizada a simulação, pode-se acessar o pós-processamento que permite obter informações como o grau de deformação sofrida pelo material à medida que processo ocorre, a forma como o material escoia preenchendo as matrizes, e a carga aplicada pela máquina sobre o material em função do deslocamento da matriz superior.

Foram simulados os forjamentos de duas peças que compõem a família de peças estudada. Essa família foi formada tendo como critério a utilização das mesmas matrizes de pré-forma, ou seja, as peças que compõem uma determinada família podem ser forjadas utilizando-se as mesmas matrizes de pré-forma – superior e inferior.

Além disso, procurou-se adotar os mesmos ajustes – distâncias entre as matrizes superiores e inferiores – a fim de facilitar a troca das matrizes finais. Como se observa, as simulações permitem não só determinar estes ajustes, mas também estudar dimensões e geometrias de pré-formas que possam ser utilizadas em comum por diferentes forjados, definindo-se então uma família.

### **5.3 - PROPOSTAS PARA FLEXIBILIZAÇÃO DO PROCESSO DE FORJAMENTO A QUENTE**

A flexibilização do processo de forjamento a quente proposta neste trabalho não se restringe somente ao processo de conformação em si e suas atividades auxiliares, mas propõe formas de atuar em outras etapas como o corte e aquecimento do tarugo, e o tratamento térmico posterior dos produtos forjados.

As propostas de flexibilização citadas a seguir se concentram na eliminação ou diminuição de alguns tempos internos do processo de forjamento, na proposta e utilização de um sistema automático de alimentação da prensa, adoção de corte a quente do tarugo, formação de família de peças e padronização das ferramentas, e na divisão das ferramentas em partes representados por insertos e capas.

### 5.3.1 – Proposta para Redução dos Tempos Internos no Forjamento a Quente

Uma das formas propostas para reduzir o tempo em que a prensa fica parada durante a troca das matrizes é pelo uso de um dispositivo de troca rápida descrito seguir.

#### 5.3.1.1 – Dispositivo de Troca e Fixação Rápidas de Ferramentas

##### a) Projeto do Dispositivo

O projeto do dispositivo que visa diminuir o tempo gasto na troca das matrizes procurou atender alguns requisitos, como:

- permitir a montagem das matrizes fora da prensa;
- permitir que os ajustes para se obter um forjado bom também sejam feitos fora da prensa;
- manter, após fixado na prensa, os ajustes previamente realizados.

Utilizou-se o *software* SOLID EDGE V. 3.5 para geração dos componentes, seus respectivos desenhos e visualização do dispositivo de troca rápida montado. O dimensionamento dos componentes foi baseado:

- nas dimensões da prensa hidráulica, ou seja, no vão livre que se tem para introduzir o dispositivo, fixá-lo na prensa e realizar o forjamento de forma adequada e segura;
- nas dimensões das matrizes, procurando facilitar seu manuseio, localização e fixação pelo operador, dentro do espaço disponível;
- nas dimensões dos dispositivos de fixação rápida selecionados.

Existem dois dispositivos de fixação: um para fixação das matrizes no dispositivo de troca rápida e outro para fixação deste na prensa. Esses dispositivos não foram projetados, mas sim especificados a partir de um catálogo comercial, sendo definido a partir de alguns requisitos.

Para fixação das matrizes no dispositivo de troca rápida, o dispositivo deve:

- permitir uma fixação rígida e segura da matriz no dispositivo de troca rápida;
- permitir a fixação de matrizes com diversas dimensões.

Para fixação do conjunto dispositivo de troca rápida de matrizes na prensa, o dispositivo deve:

- permitir uma fixação rápida e segura do conjunto na prensa e;
- permitir uma liberação rápida do conjunto da prensa, após término do forjamento.

O procedimento de troca das matrizes com e sem a utilização deste dispositivo é mostrado a seguir, e permite a comparação dos tempos gastos nestas trocas que serão apresentados no próximo capítulo. O procedimento sem a utilização do dispositivo está baseado naquele descrito no Capítulo 2 – processo convencional – adotado na Indústria Modelo.

Os tempos foram medidos de acordo com as etapas apresentadas por Slack (1997) para o estudo dos tempos, vistas no Capítulo 03 – item 3.2. Como mencionado, a avaliação do ritmo dos tempos é uma tarefa difícil por ser um procedimento subjetivo e arbitrário, uma vez que as pessoas têm habilidades, motivações e padrões diferentes sobre o que constitui um ritmo razoável de trabalho. Assim, adotou-se uma escala de avaliação de desempenho igual a 100, de forma que o tempo medido é o tempo real que qualquer pessoa necessitaria para realizar o trabalho com um desempenho considerado padrão.

#### **b) Dispositivo de Troca e Fixação Rápidas de Ferramentas**

O dispositivo de troca rápida de ferramentas proposto, visando atender os requisitos descritos no item 5.3.1.1 deste capítulo, é mostrado na Figura 5.10. Ele é composto de duas mesas, quatro colunas e quatro pinos.

Sobre as duas mesas – mesa móvel superior e inferior - são posicionadas e fixadas as matrizes superiores e inferiores, respectivamente. As mesas possuem rebaixos para o posicionamento adequado das matrizes, evitando possíveis deslocamentos laterais devido aos esforços de conformação do material, que comprometeriam, em parte, o alinhamento necessário entre as matrizes superiores e suas respectivas matrizes inferiores durante o forjamento.

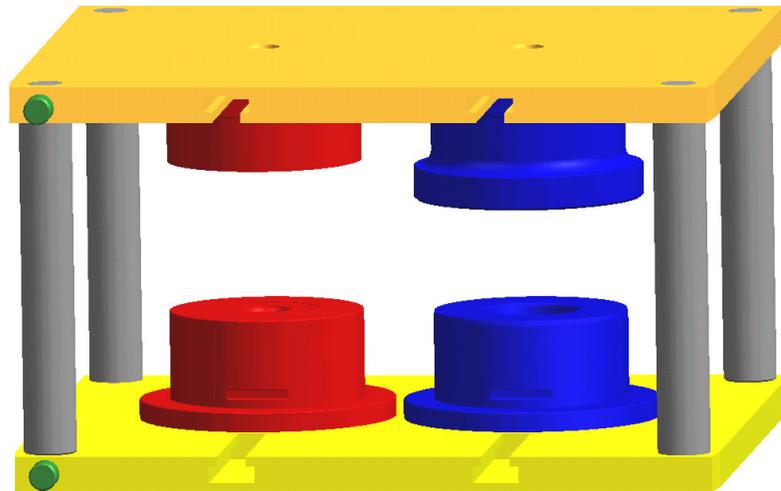
Os rebaixos são escalonados e concêntricos, formando dois degraus, permitindo duas opções de tamanho de matrizes. A fixação das matrizes nas mesas é feita por presilhas e parafusos cabeça quadrada os quais são introduzidos nos rasgos “T”.

A presilha definida foi o modelo BS-1 da Empresa “Previsão Indústria e Comércio de Presilhas Ltda”. As mesas móveis possuem quatro furos, localizados em seus cantos, por onde

são colocadas as colunas que têm a função de manter o alinhamento entre as matrizes superiores e inferiores.

Para manter a integridade do dispositivo montado, até que as mesas sejam fixas na prensa, duas colunas diagonalmente opostas são travadas nas mesas através de pinos colocados nos furos laterais das mesmas. Estas colunas possuem, em suas extremidades, um rasgo em forma de “V” onde a ponta do pino fica alojada. A Figura 5.11 mostra alguns detalhes da mesa móvel juntamente com a presilha BS-1 e a P151TC, mencionada mais à frente.

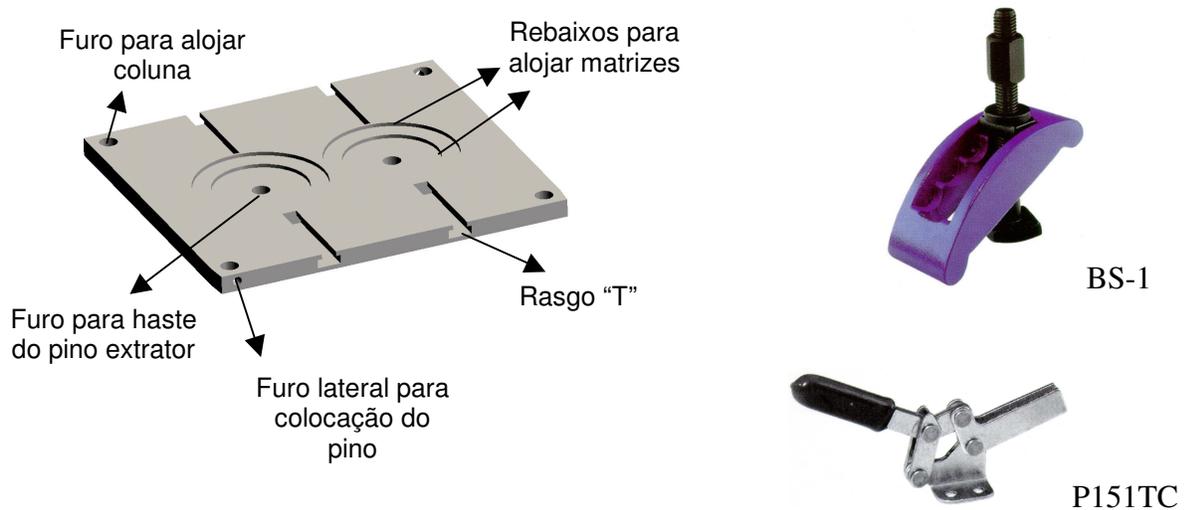
As tolerâncias dimensionais e geométricas das mesas e das colunas foram definidas, baseando-se nas tolerâncias das matrizes, de forma a evitar o choque entre as superfícies das mesmas durante a conformação. O ajuste da superfície da matriz e coluna com o rebaixo e o furo da mesa, respectivamente, é do tipo deslizante, de modo a facilitar o encaixe, sem contudo permitir uma folga excessiva que leve a um desalinhamento entre as matrizes.



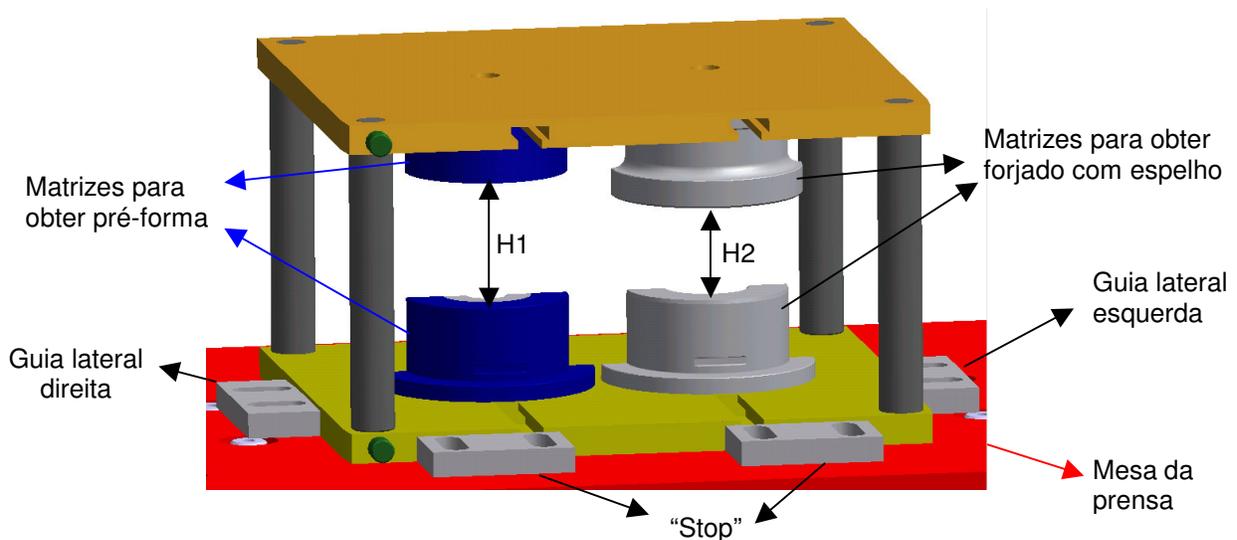
**Figura 5.10** – Representação do dispositivo de troca rápida de ferramentas montado com as matrizes.

Dos furos localizados mais ao centro das mesas móveis, somente um da mesa inferior é necessário. Ele é usado para a passagem de uma haste, ligada ao sistema de extração, que acionará o pino extrator da matriz inferior, responsável pela obtenção do forjado final. Os demais furos foram feitos para serem usados em operações de extrusão ou embutimento de peças que se queira realizar.

Fazem parte ainda do dispositivo de troca rápida duas guias laterais e dois calços que atuarão como *stop*, como mostra a Figura 5.12. As guias laterais direita e esquerda e os *stops* servirão para orientar e posicionar o dispositivo de forma que os furos da mesa móvel inferior fiquem concêntricos com os da mesa da prensa, por onde a haste de acionamento do pino extrator passará.



**Figura 5.11** – Detalhes da mesa móvel inferior. Presilhas BS-1 e P151TC.



**Figura 5.12** – Vista posterior do dispositivo sobre a mesa da prensa.

### **c) Procedimento de Troca das Matrizes Utilizando o Dispositivo de Troca Rápida**

Antes de descrever esse procedimento de troca é necessário detalhar a seqüência da montagem do dispositivo de troca rápida com as matrizes, como segue:

A mesa móvel inferior do dispositivo foi colocada sobre uma mesa de trabalho. Em seguida colocou-se calços de 4 mm de espessura nos rebaixos correspondentes ao diâmetro de 105,00 mm a fim apoiar a parte interna das matrizes evitando que elas se movimentem em relação aos seus respectivos anéis durante o forjamento. Em cada rebaixo são colocados um calço grande – diâmetro maior - em forma de disco no centro do rebaixo, e três calços pequenos, distribuídos eqüidistantes ao longo do diâmetro do calço grande, para garantir a centralização deste último.

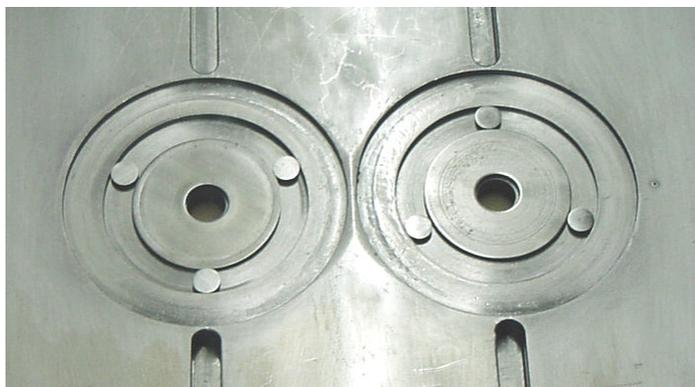
Para a matriz inferior final, o calço maior possui um furo central com diâmetro de aproximadamente 21,0 mm para permitir a passagem do pino extrator através da mesa móvel inferior, como pode ser visto na Figura 5.13. Colocam-se as matrizes inferiores, final e de pré-forma, sobre os calços maiores de forma a ficarem, aproximadamente, concêntricas com os rebaixos, como visto na Figura 5.14.

Colocam-se os respectivos anéis destas matrizes sobre as mesmas, de forma que estas últimas fiquem encaixadas dentro daqueles primeiros. Movimenta-se então cada conjunto – anel e matriz – sobre a mesa móvel inferior de modo a encaixar a base do anel no rebaixo com diâmetro de 145,0 mm, como mostra a Figura 5.15.

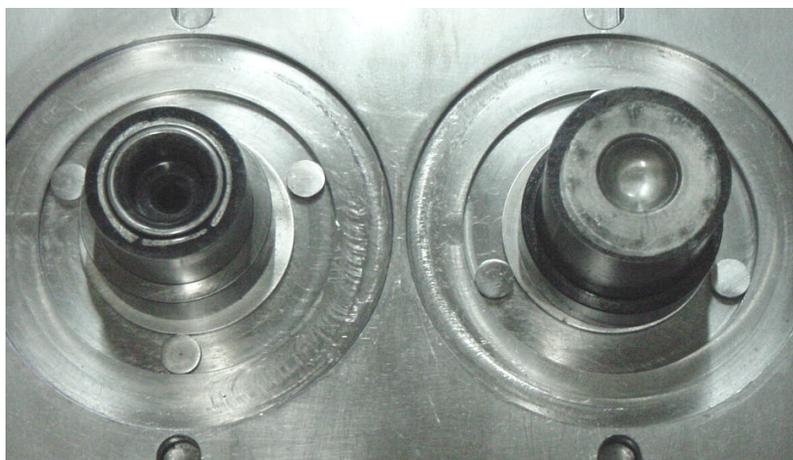
Prende-se cada conjunto com as presilhas. Para isso, introduz-se a porca “T” no rasgo feito na mesa móvel, coloca-se a presilha seguida do balancim, arruela e porca. A Figura 5.16 mostra esta seqüência. A presilha é posicionada de forma a prender a base do anel evitando que ele se desencaixe do rebaixo onde foi alojado. A porca “T” é posicionada dentro do rasgo de forma que o balancim, juntamente com a arruela e porca, fiquem bem próximo do anel.

São colocadas desta forma as quatro presilhas, ou seja, duas no conjunto anel/matriz inferior final e duas no anel / matriz inferior de pré-forma, como mostra a Figura 5.17. Da mesma forma, são montadas as matrizes superiores final e de pré-forma sobre a mesa móvel superior. Agora, introduzem-se, uma a uma, as quatro colunas guias nos furos localizados nos cantos da mesa móvel inferior, tomando-se o cuidado de colocar as colunas com rasgo em “V” nos cantos onde os pinos – que funcionam como travas - serão introduzidos, como mostra Figura 5.18.

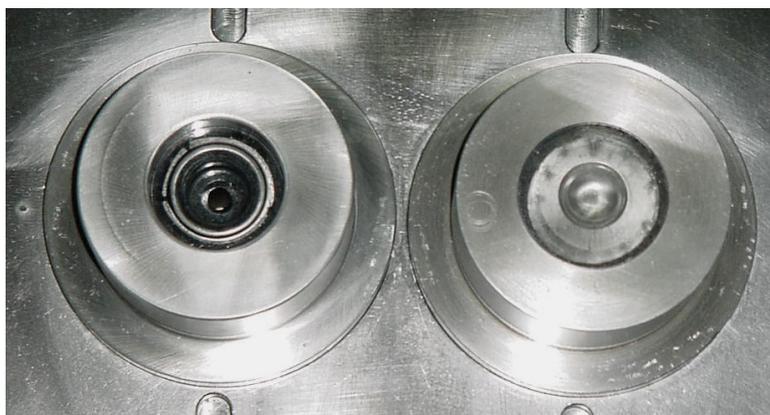
Feito isto, pega-se a mesa móvel superior com as matrizes já fixadas e posiciona-se a mesma sobre a mesa móvel inferior, introduzindo as quatro colunas nos furos daquela primeira,



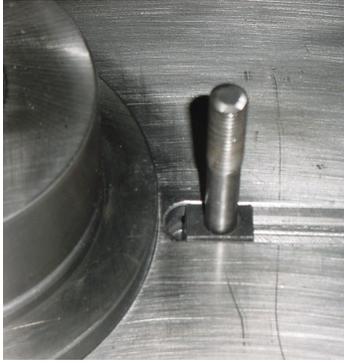
**Figura 5.13** – Calços colocados na mesa móvel inferior.



**Figura 5.14** – Matrizes inferiores, final e de pré-forma, colocadas sobre os calços maiores.



**Figura 5.15** - Anéis das matrizes inferiores encaixados sobre as mesmas e alojados nos rebaixos da mesa móvel.



(a)

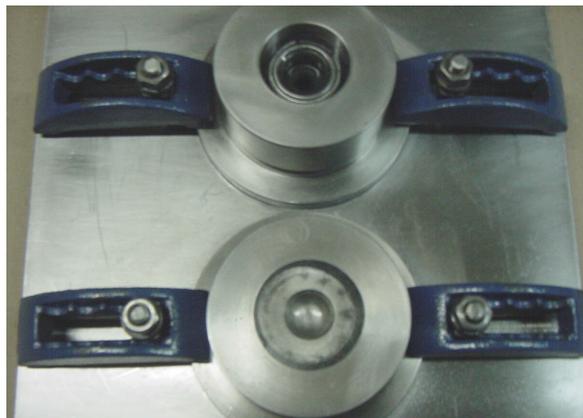


(b)

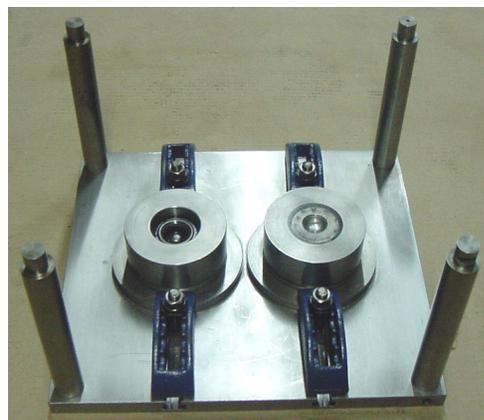


(c)

**Figura 5.16** – (a) Porca “T” no rasgo da mesa móvel. (b) Presilha e balancim. (c) Arruela e porca.



**Figura 5.17** – Vista das quatro presilhas. Duas no conjunto anel / matriz inferior final e duas no anel / matriz inferior de pré-forma.



**Figura 5.18** - Quatro colunas guias nos furos da mesa móvel inferior



**Figura 5.19** - Dispositivo de troca rápida de matrizes montado.

de forma que as matrizes superiores fiquem de frente com as suas respectivas inferiores.

Deve-se tomar o cuidado de montar as matrizes superiores, nos rebaixos da mesa móvel superior, de modo que coincidam com as suas respectivas matrizes inferiores quando esta mesa for colocada sobre a inferior, uma vez que o dispositivo possui uma parte frontal, onde se encontram os chanfros de 5 graus nas mesas móveis inferior e superior que facilitam o direcionamento do dispositivo entre as guias laterais, fixadas sobre a mesa da prensa hidráulica. Colocam-se os pinos que travarão as mesas nas colunas, mantendo a integridade do dispositivo. A Figura 5.19 mostra o dispositivo montado.

Com o dispositivo montado com as matrizes, é possível avaliar sua eficiência medindo-se os tempos de troca de matrizes para sua montagem na prensa, e comparando esses tempos com os obtidos por uma troca de matrizes feita de forma convencional na qual é necessário que a prensa esteja parada, uma vez que a montagem das matrizes e ajustes entre elas para obter o primeiro forjado bom é realizada diretamente sobre a mesa da prensa.

Com as matrizes montadas no dispositivo de troca rápida, sua colocação e fixação são realizadas com a prensa parada.

O procedimento destas operações, bem como a retirada das matrizes que estavam fixadas na prensa produzindo um outro forjado são descritos a seguir.

Para isso, supõe-se que inicialmente a prensa esteja sem nenhuma matriz montada de modo

que se possa descrever como as matrizes são fixadas nela utilizando-se o dispositivo de troca rápida e, posteriormente, descrever como se dá a troca por novas matrizes.

O dispositivo montado com as matrizes (Figura 5.19) situado sobre uma bancada de trabalho é puxado por um operador para cima de uma mesa móvel – mesa com rodas nos pés -, colocada frente à referida bancada.

A superfície dessa mesa móvel é feita de roletes, sendo que a mesa possui uma das extremidades alguns milímetros mais baixa a fim facilitar a movimentação do dispositivo.

A mesa com o dispositivo é movimentada e situada de modo que sua outra extremidade fique encostada na mesa inferior da prensa cuja superfície se encontra alguns milímetros abaixo da referida extremidade.

O cabeçote superior da prensa deve estar a uma altura que permita a introdução do dispositivo entre ele e a mesa inferior da prensa.

O operador empurra o dispositivo para cima da mesa inferior da prensa, sem contudo colocá-lo entre as guias laterais nela fixadas.

Afasta-se a mesa, sobre a qual o dispositivo se encontrava, para o lado da prensa permitindo que o operador se aproxime mais do dispositivo e o empurre entre as guias laterais até encostá-lo nos *stops* fixados sobre a mesa inferior da prensa, como mostra a Figura 5.20. A Figura 5.21 mostra detalhes da guia lateral e dos *stops*.

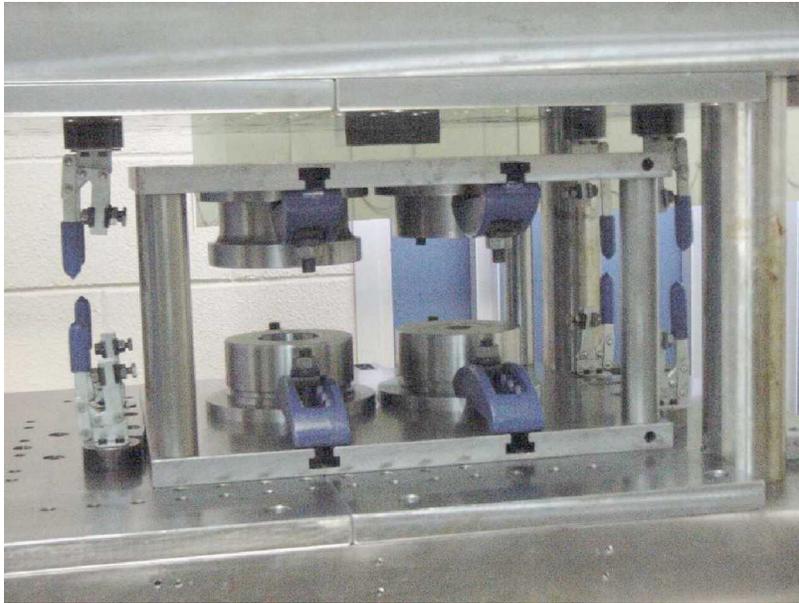
Nessa etapa as presilhas P151TC fixadas na mesa inferior e no cabeçote superior da prensa hidráulica devem estar abertas.

As guias laterais e os *stops* foram previamente posicionados e fixados para que o furo da mesa inferior da prensa, por onde passa o extrator, fique concêntrico com o pino extrator da matriz final inferior fixada sobre a mesa móvel inferior do dispositivo de troca rápida.

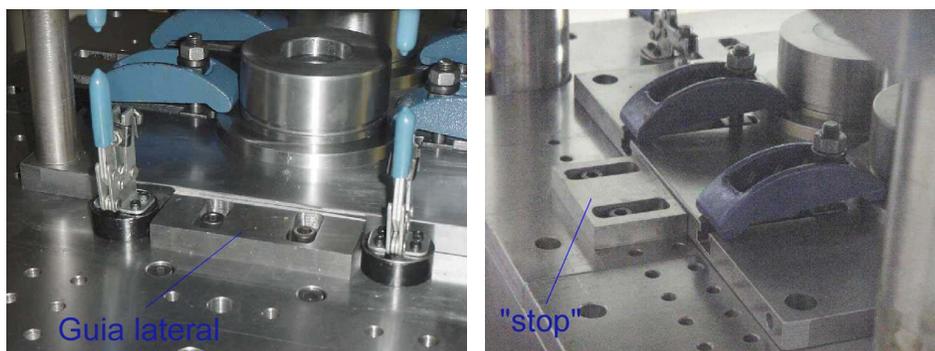
Abaixa-se então o cabeçote superior da prensa até encostá-lo no dispositivo de troca rápida, fecha-se as presilhas P151TC pressionando as placas móveis superior e inferior do dispositivo contra o cabeçote superior e mesa inferior da prensa, respectivamente.

Levanta-se o cabeçote superior promovendo um distanciamento entre as placas móveis e permitindo que as colunas guias do dispositivo possam ser retiradas, como mostra a Figura 5.22.

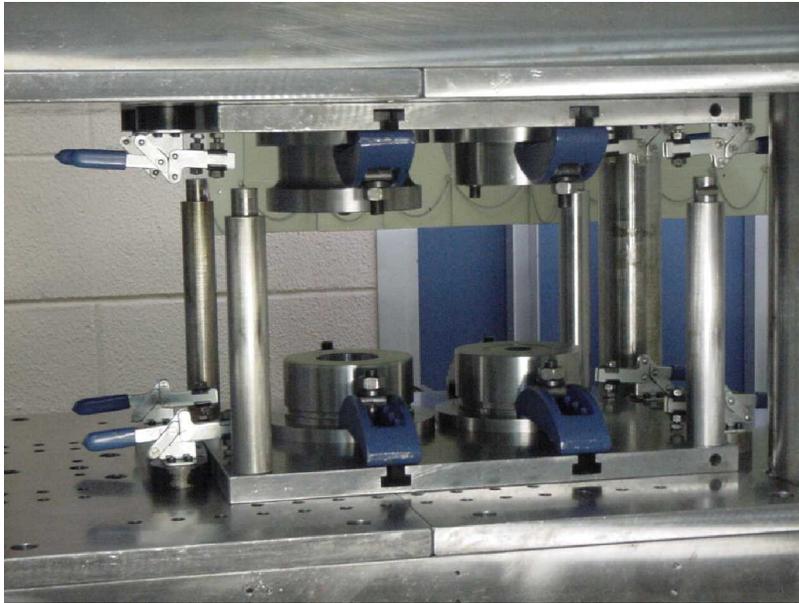
Retiram-se as quatro colunas finalizando a fixação das matrizes com o auxílio do dispositivo de troca rápida, como mostra a Figura 5.23.



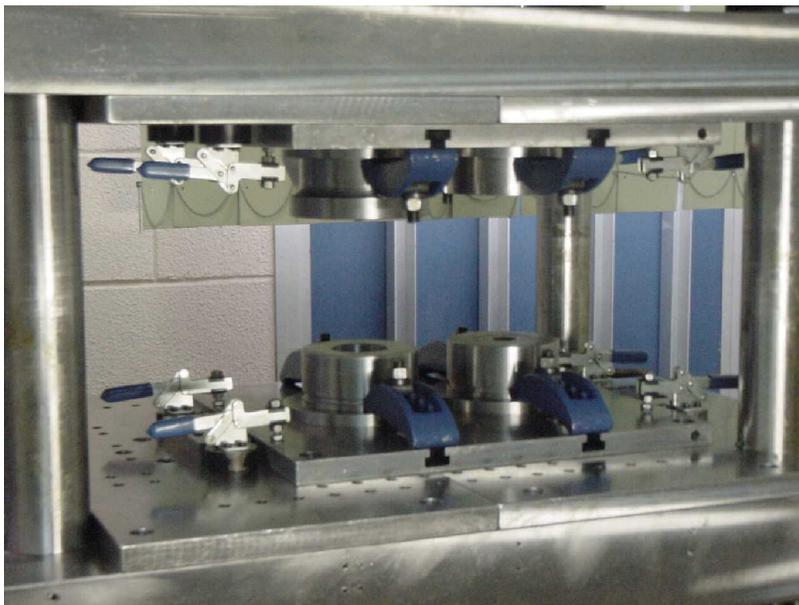
**Figura 5.20** - Dispositivo de troca rápida posicionado sobre a mesa inferior da prensa. Presilhas P151TC abertas.



**Figura 5.21** – Detalhe da guia lateral e *stop* para posicionamento do dispositivo de troca rápida.



**Figura 5.22** - Cabeçote superior levantado permitindo a retirada das colunas guias.



**Figura 5.23** - Colunas guias retiradas. Troca de matrizes efetuada.

Pode-se, então, iniciar o forjamento a quente das peças sem a necessidade de se fazer ajustes, geralmente feitos aproximando ou afastando-se a matriz inferior da superior pela inserção ou retirada, respectivamente, de calços sob a matriz inferior.

Finalizado o forjamento de um lote de peças, a troca das matrizes, realizada por dois operadores – um na parte frontal e outro na posterior da prensa -, realiza-se de forma inversa às etapas descritas anteriormente para fixação das mesmas na prensa, ou seja:

- 1) Levanta-se o cabeçote superior da prensa de modo a permitir a inserção das quatro colunas guias nos furos da mesa móvel inferior do dispositivo de troca rápida. Essa operação é realizada pelo operador posicionado na parte posterior da prensa.
- 2) Colocam-se as quatro colunas nos furos e abaixa-se o cabeçote superior de forma que as extremidades das quatro colunas se encaixem nos furos da mesa móvel superior, tomando-se o cuidado para não comprimir as colunas.
- 3) Abre-se as presilhas P151TC de modo a liberar o dispositivo de troca rápida, permitindo que ele seja puxado para cima da mesa com roletes. Cada operador abre as duas presilhas localizadas próximas a ele.
- 4) Puxa-se o dispositivo para cima da mesa já posicionada junto à prensa.
- 5) A mesa é empurrada até encostar a extremidade mais alta da sua superfície de roletes na bancada de trabalho, localizada próxima à prensa.
- 6) O dispositivo é empurrado de forma a deslizar sobre os roletes e cair sobre a bancada, finalizando a retirada do dispositivo com as matrizes.

A segunda etapa da troca de matrizes envolve a colocação de um outro dispositivo, conforme descrito anteriormente, previamente montado com as novas matrizes para produção de outro tipo de peça.

É necessário, como se observa, que se tenha dois dispositivos de troca rápida: um para as matrizes que estão forjando determinada peça e outro para as que serão usadas no forjamento do próximo lote de peças. Esta troca envolve todas as matrizes, finais e de pré-forma, não havendo a possibilidade de se trocar somente as matrizes finais, aproveitando as mesmas matrizes de pré-forma para forjar outro tipo de peça, como também proposto para a flexibilização do processo de forjamento a quente de precisão.

Como não se dispõe de dois dispositivos de troca rápida de matrizes, para efeito de medidas de tempo de troca das matrizes, utiliza-se o mesmo dispositivo.

Para isso, após ter colocado o dispositivo sobre a bancada de trabalho - passo 6 descrito anteriormente -, vira-se a mesa, de forma que a extremidade mais baixa da superfície de roletes

fique encostada na bancada, permitindo que o mesmo dispositivo possa ser puxado para cima da mesa e fixado na prensa seguindo os passos já descritos.

Desta forma pode-se avaliar a redução do tempo de troca de matrizes em relação ao processo convencional ao se adotar dispositivo de troca rápida. Num processo em que se disponha de dois dispositivos, o segundo estaria sobre a bancada de trabalho pronto para ser fixado na prensa.

### **c) Procedimento de troca das matrizes sem o dispositivo**

Para se fazer as medidas de tempo de troca de matrizes no processo convencional, ou seja, sem utilizar-se do dispositivo de troca rápida de matrizes, as mesas móveis superior e inferior, com as matrizes fixadas nas mesmas com as presilhas BS-1, foram fixadas no cabeçote superior e mesa da prensa por meio das presilhas P151TC.

A troca das matrizes foi realizada então, retirando-se primeiramente as matrizes inferiores pela retirada das presilhas BS-1.

As matrizes são empurradas da mesa da prensa até uma mesa móvel – mesa com rodas nos pés - colocada de frente à prensa.

A superfície desta mesa tem roletes que facilitam a movimentação das matrizes sobre ela.

Essa mesa é movimentada até uma bancada onde serão depositadas as matrizes.

Da mesma forma retiraram-se, uma a uma, as matrizes superiores, tomando-se o cuidado de abaixar o máximo possível o cabeçote superior antes de liberar as presilhas.

Um pedaço de madeira é colocado sobre a mesa da prensa a fim de evitar um choque da matriz superior com essa caso venha a cair durante sua liberação das presilhas.

Apoiadas sobre a madeira, a matriz superior é arrastada sobre a mesa da prensa até a referida mesa com rodas, para ser levada a uma bancada de trabalho. As mesas móveis do dispositivo de troca rápida não são retiradas, de forma que a colocação das novas matrizes é feita com a prensa parada, como no processo de forjamento convencional.

As novas matrizes inferiores são colocadas, pelo operador posicionado na frente da prensa, sobre a mesa móvel que é empurrada até a parte frontal da prensa. Este operador pega, uma a uma, essas matrizes e as coloca sobre a mesa da prensa. Em seguida as matrizes são empurradas até o rebaixo da mesa móvel inferior e ali encaixadas e fixadas com as presilhas BS-1.

O operador posicionado atrás da prensa fixa as presilhas localizadas naquela área. Da

mesma forma, as novas matrizes superiores são colocadas na mesa da prensa. Agora porém, coloca-se um pedaço de madeira sobre uma das matrizes inferiores e sobre esse a matriz superior correspondente à inferior.

Abaixa-se o cabeçote superior deixando-o próximo da matriz superior e colocam-se as presilhas BS-1 deixando-as na posição que irá atuar, porém abertas.

Com a ajuda do outro operador, posicionado atrás da prensa, levanta-se a matriz superior e apóia-se a mesma nas duas presilhas BS-1 de modo que não caia. Apertam-se as porcas das presilhas aproximando a matriz do rebaixo da mesa móvel superior, onde deverá ficar encaixada, finalizando o processo de troca das matrizes.

#### *5.3.1.2 – Formação de Famílias de Peças e Padronização das Ferramentas*

Como descrito anteriormente, propôs-se a formação de famílias de forjados para possibilitar a flexibilização do processo de forjamento a quente.

As peças foram agrupadas baseando-se na semelhança geométrica e dimensional entre elas – Método Visual (item 3.5). Este agrupamento foi feito visando a utilização de um mesmo conjunto de matrizes – superior e inferior – para obtenção das pré-formas dos forjados – forjamento livre - que compõem determinada família, necessitando somente da troca das matrizes finais – superior e inferior – para a obtenção do forjado acabado – forjamento em matrizes fechadas.

Os critérios usados para definição das matrizes – superior e inferior - que possam ser usadas para se obter duas ou mais pré-formas que originarão os forjados de uma família são os mesmos expostos nos itens 5.2.2 (Projeto das matrizes de forjamento) e 5.2.3 (Dimensionamento dos tarugos, pré-formas e forjados). Além disso, outras diretrizes foram adotadas:

- os tarugos para obtenção das pré-formas dos forjados, que compõem uma família, foram dimensionados com um mesmo diâmetro, variando-se a altura para garantir o volume de material necessário para cada forjado, mas sem desobedecer a relação  $L/\varnothing \leq 1,5$ ;

- a geometria das matrizes para se obter as pré-formas deveria garantir que estas fossem posicionadas adequadamente em suas respectivas matrizes finais, evitando grandes desvios de concentricidade entre elas com provável formação de defeitos nos forjados, causados por um preenchimento inadequado das matrizes.

### 5.3.2 – Corte a Quente do Tarugo

A análise do corte a quente para flexibilização do processo de forjamento a quente foi baseada no sistema de corte a quente utilizado no processo de *Cross Wedge Rolling* (laminação transversal) existente na Indústria Modelo.

Esse processo é todo automatizado, desde a movimentação da barra, seu aquecimento no forno, corte na guilhotina até o transporte e posicionamento do tarugo na máquina para a laminação transversal. O processo até a etapa de corte a quente ocorre da seguinte forma:

Uma empilhadeira descarrega o feixe de barras sobre uma mesa inclinada que possui, na sua extremidade mais baixa, pequenas cantoneiras dispostas verticalmente a fim de evitar a queda das barras no chão. O operador desamarra o feixe soltando as barras, deixando-as dispostas uma ao lado da outra.

Existe um sistema mecânico, composto de garras e cilindro hidráulico, situado na extremidade mais baixa da mesa. Quando acionado por um painel de controle do processo, o cilindro hidráulico movimenta uma haste acoplada ao conjunto de garras que empurra a primeira barra na extremidade da mesa, passando-a sobre a cantoneira, e a coloca em um trilho transportador situado ao lado desta mesa.

Simultaneamente, a próxima barra a ser posicionada no trilho, juntamente com as demais, rola para baixo devido à ação da gravidade, ocupando o espaço deixado pela primeira barra.

O trilho transportador, que atravessa o forno, é composto de roletes que são rotacionados por um motor, cujo acionamento é gerenciado pelo painel de controle do processo. As barras são alinhadas e movimentadas pelos roletes, acionados pelo motor, atravessando um forno contínuo e chegando à área de corte da guilhotina, situada logo após o mesmo.

Existe um pirômetro que mede a temperatura da barra, na saída do forno, e a informa ao painel de controle, evitando que ela seja cortada a uma temperatura fora da especificada para o processo de conformação.

Terminado o corte de uma barra, outra é automaticamente colocada sobre o trilho evitando que o processo de corte pare por falta de material.

No processo de forjamento convencional descrito no Capítulo 2 os tarugos são obtidos a partir do corte de barras e colocados em uma caixa até uma quantidade especificada para o lote a ser produzido.

A caixa com os tarugos é transportada até próxima ao forno e os tarugos colocados, um atrás do outro, sobre uma guia – trilho – que passa por dentro do forno tipo túnel.

Os tarugos são empurrados por uma haste de um cilindro hidráulico que faz um movimento alternativo de “vai e vem” abrindo espaço sobre a guia para que outro tarugo seja colocado. Desta forma os tarugos passam através do forno sendo aquecidos à temperatura desejada.

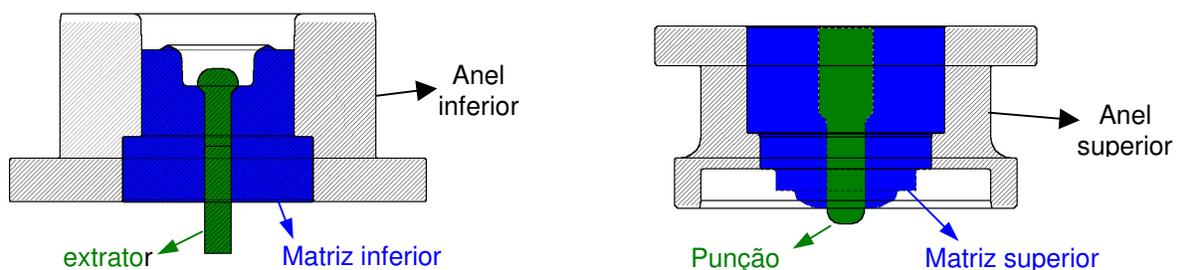
Os tempos para obtenção dos tarugos aquecidos pelo forjamento convencional e no corte a quente foram medidos para que se possa comparar esses processos. Para isso, os tarugos aquecidos obtidos pelos dois processos deverão ter pesos próximos.

### 5.3.3 – Divisão das Ferramentas em Partes (Insertos e Capas)

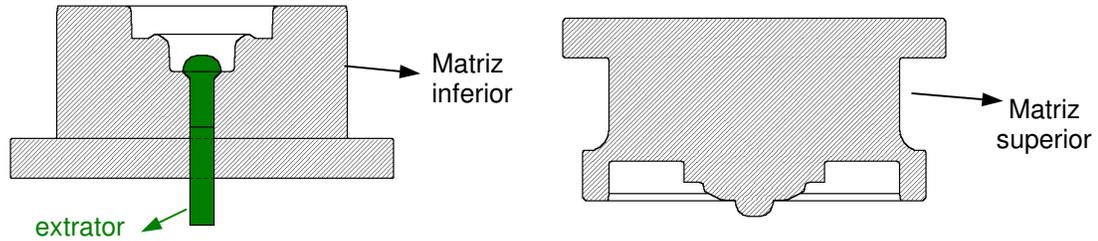
A divisão da matriz em partes é feita da mesma forma que a utilizada pela Indústria Modelo, sendo que em alguns casos, dependendo do tamanho e da geometria, determinadas partes podem ser agrupadas formando uma peça única que seja mais fácil ser obtida em relação à condição anterior. A forma em que as matrizes foram divididas pode ser vista na Figura 5.24.

Antes de adotar esta forma de obtenção das matrizes, as mesmas eram fabricadas formando uma peça única, com exceção da matriz inferior que tinha o extrator usinado separadamente.

Tomando como exemplo as matrizes mostradas na Figura 5.24, na situação anterior, elas teriam a configuração mostrada na Figura 5.25.



**Figura 5.24** – Partes constituintes das matrizes inferior e superior.



**Figura 5.25** – Matrizes constituídas de uma única peça – matriz superior – e de duas peças – matriz inferior.

### 5.3.4 – Sistema Automático de Alimentação da Prensa

Como descrito no Capítulo 2, o tarugo aquecido que sai do forno é transportado pelo sistema automático de alimentação da prensa até o primeiro estágio do forjamento – obtenção da pré-forma –, dispensando a atuação de um operador nesta operação. O operador da prensa, responsável pelo forjamento das peças, é quem aciona o sistema de alimentação para que o mesmo execute esta tarefa. Uma análise dessa etapa do processo é realizada observando-se as vantagens e desvantagens deste sistema automático em relação ao processo convencional, no qual existe um operador para executar esta movimentação.

### 5.3.5 – Reduzir os Tempos de Tratamento Térmico Após o Forjamento a Quente

Como descrito no Capítulo 2, logo após o processo convencional de forjamento a quente, os forjados são resfriados ao ar e posteriormente normalizados a 950 °C.

Uma das formas aqui propostas para flexibilização desse processo é o aproveitamento do calor do forjado fazendo-se, imediatamente após o forjamento, seu resfriamento controlado em algum meio, dando tempo para que transformações microestruturais ocorram, levando à formação de uma microestrutura com características e dureza semelhantes à normalizada.

Com esse objetivo, foram realizados alguns ensaios preliminares de resfriamento de corpos-de-prova (CDPs) em diferentes meios, além de cálculos de taxas de resfriamento, ensaios de compressão a quente e de forjamento a quente. Também definiram-se condições ideais de resfriamento, analisaram-se as microestruturas obtidas e mediram-se as respectivas durezas, conforme será descrito a seguir.

### *5.3.5.1– Ensaios de Resfriamento de CDPs em Diferentes Meios*

Uma das formas de flexibilizar o processo de forjamento a quente é fazendo-se o resfriamento controlado do material após o processo de modo que a taxa de resfriamento seja adequada para que ocorram transformações microestruturais desejadas e, conseqüentemente, a obtenção de propriedades exigidas. Desta forma não haveria necessidade de se fazer um tratamento térmico posterior ao forjamento como a normalização, necessária para que o material possa ser usinado, o que diminuiria significativamente o tempo total de processo e a energia gasta com esse tratamento.

Neste sentido procurou-se fazer alguns ensaios preliminares, na própria Indústria Modelo, resfriando-se os espelhos das engrenagens forjadas em 3 (três) meios diferentes, promovendo diferentes taxas de resfriamento, de forma a verificar-se a possibilidade de se utilizar um desses meios para obtenção de uma microestrutura igual ou semelhante à obtida na normalização.

Para análise da influência das condições de resfriamento do forjado a quente visando obter uma microestrutura homogênea e que permita a usinagem do material sem a necessidade de tratamento térmico – normalização –, o espelho do forjado, obtido da operação corte após o forjamento, foi resfriado em diferentes meios, quais sejam: água, ar e areia.

A severidade de resfriamento diminui do primeiro para o último. Uma microestrutura favorável a usinagem deve ser composta de perlita e ferrita distribuída uniformemente ao longo da peça, com percentuais iguais, ou seja, 50% de cada fase.

O espelho possui uma forma circular e corresponde à parte central do forjado – engrenagem –, sendo descartado em uma caixa após ser cortado, a uma temperatura que varia de 950 a 1050 °C. Cada espelho foi manipulado com uma tenaz e colocado em uma lata de 18 litros de água, ou em uma lata de 3,6 litros de areia, ou deixado resfriar ao ar, obtendo-se assim três taxas de resfriamento.

As dimensões e o material do espelho variam de acordo com cada forjado. Neste trabalho foram analisados três materiais comumente empregados no forjamento de engrenagens e denominados como Material 01, 02 e 03. A composição química dos três matérias é mostrada na Tabela 5.1.

**Tabela 5.1** – Composição química dos materiais 01, 02 e 03.

MATERIAL	Elementos (% em peso)										
	C	Mn	Ni	Cr	Mo	Si	P	S	Cu	Ca	Al
<b>Material 01</b>	0,18/	0,90/		0,35/	0,10/	0,15/	0,025	0,02/			
	0,23	1,30	—	0,70	0,20	0,35	máx.	0,04			
<b>Material 02</b>	0,23/	0,90/		0,35/	0,10/	0,15/	0,025	0,02/			
	0,28	1,30	—	0,70	0,20	0,35	max	0,04			
<b>Material 03</b>	0,15/	1,10/	0,25	0,90/	—	0,15	0,035	0,02/	0,25	Permitido	0,02/
	0,20	1,30	máx.	1,10	—	máx.	máx.	0,04	máx.		0,07

Analisaram-se inicialmente as microestruturas do material 02 resfriado nos diferentes meios citados. As microestruturas, observadas em um microscópio óptico, foram comparadas com a de um espelho que foi resfriado ao ar após o forjamento e, posteriormente, normalizado.

Essa comparação permitiu verificar se as taxas de resfriamento impostas pelos diferentes meios de resfriamento permitem uma mudança microestrutural e qual meio favorece a formação de uma microestrutura mais homogênea e favorável à usinagem ou pelo menos próxima dela.

#### 5.3.5.2 – Cálculo das Taxas de Resfriamento

O cálculo de transferência de calor entre os CDPs e o ambiente onde se encontram é importante para se verificar se as temperaturas e taxas de resfriamento desses são adequadas para obtenção de uma microestrutura composta de ferrita e perlita uniformemente distribuídas.

A definição destas temperaturas e taxas de resfriamento que permitam a formação dessa microestrutura está baseada nos diagramas de transformação em resfriamento contínuo dos materiais 01, 02 e 03. Esses diagramas variam de acordo com a composição química do material.

Como não existe um diagrama de transformação em resfriamento contínuo determinado para cada um dos materiais citados, adotou-se aquela obtida para um material cuja composição química fosse a mais próxima de cada material estudado. Os diagramas de transformação em resfriamento contínuo dos materiais 01, 02 e 03 são mostradas nas Figuras 5.26, 5.27 e 5.28.

Observando-se esses diagramas, verifica-se que para a obtenção de uma microestrutura ferrítica (F) - perlítica (P) é necessário que a taxa de resfriamento esteja abaixo de determinados valores:

- Material 01: Taxa de resfriamento deve ser menor que 137,5 °C/min;
- Material 02: Taxa de resfriamento deve ser menor que 6,75 °C/min;
- Material 03: Taxa de resfriamento deve ser menor que 27,5 °C/min.

Acima destas taxas, os diagramas de transformação em resfriamento contínuo mostram a formação de uma microestrutura bainítica (B) e, para taxas de resfriamento elevadas, a martensita (M) pode ser obtida. É possível, ainda, a formação de uma microestrutura composta por perlita (P) - ferrita (F) - bainita (B) – martensita (M), ou a combinação de algumas delas, para determinadas taxas de resfriamento.

A formação de uma microestrutura perlítica-ferrítica está vinculada não somente à taxa de resfriamento, mas também à temperatura inicial, antes do resfriamento, que deve estar acima da linha de início de formação da ferrita, ou seja, o material deve estar totalmente austenitizado. Desta forma, ao se resfriar o material austenitizado a uma determinada taxa de resfriamento, menor que a definida para cada material, deve ser possível obter-se uma microestrutura perlítica (P)/ferrítica (F).

O material utilizado na obtenção do diagrama de transformação visto na Figura 5.26 foi previamente normalizado a 880 °C e a temperatura de austenitização antes do resfriamento foi de 880 °C. Os materiais utilizados nos diagramas vistos nas Figuras 5.27 e 5.28 foram previamente laminados e austenitizados a 830 e 870 °C, respectivamente.

Assim, procurou evitar-se que a temperatura do material, submetido ao resfriamento em forno, estivesse abaixo dos 900 °C imediatamente após sua colocação dentro do forno no qual ocorreria o resfriamento controlado, visto que há uma perda de calor durante sua movimentação a partir do forno instalado no equipamento (MTS – *Materials Testing System*) no qual foram realizados os ensaios de compressão, que se encontrava a aproximadamente 1000 °C.

Neste sentido, a utilização de uma tenaz, aquecida com o auxílio de um maçarico, para movimentar o CDP permite uma minimização desta perda de calor. O fator tempo também é importante para minimizar esta perda, uma vez que quanto mais rápida for esta movimentação do CDP do primeiro forno (MTS) até o forno de resfriamento, menor será a troca de calor com o ar

ambiente. Assim, é necessária a determinação do tempo que o CDP a 1000 °C demora a atingir uma determinada temperatura, 900 °C por exemplo, quando em contato com o ar ambiente a 23 °C. A movimentação do CDP em um tempo menor que o calculado favorece a minimização da referida perda de calor.

O cálculo do tempo que o CDP a 1000 °C demora em atingir 900 °C foi realizado considerando-se a troca de calor por convecção forçada, sendo adotadas diferentes velocidades de escoamento do ar a uma temperatura de 23 °C – temperatura do laboratório de ensaio. O CDP, em vista de suas dimensões, foi considerado como uma esfera cuja área superficial é igual àquela do CDP após o ensaio de compressão.

O CDP comprimido a quente apresenta uma altura de 4,0 mm com diâmetro variável causado pelo “embarrilamento” durante a compressão. O diâmetro médio final ( $D_f$ ) do CDP comprimido foi determinado igualando-se o volume do CDP inicial ( $D_i = 6,35$  mm,  $L_i = 9,5$  mm) com o do comprimido ( $L_f = 4,0$  mm). Assim:

$$\text{Vol. CDP} = \text{Vol. CDP comprimido} \quad \frac{\pi.(D_i)^2.L_i}{4} = \frac{\pi.(D_f)^2.L_f}{4} \quad D_f = 9,78 \text{ mm}$$

$$\text{A área do CDP comprimido é: } A_{\text{CDPcomprimido}} = (\pi.D_f.4) + 2.\left(\frac{\pi(D_f)^2}{4}\right)$$

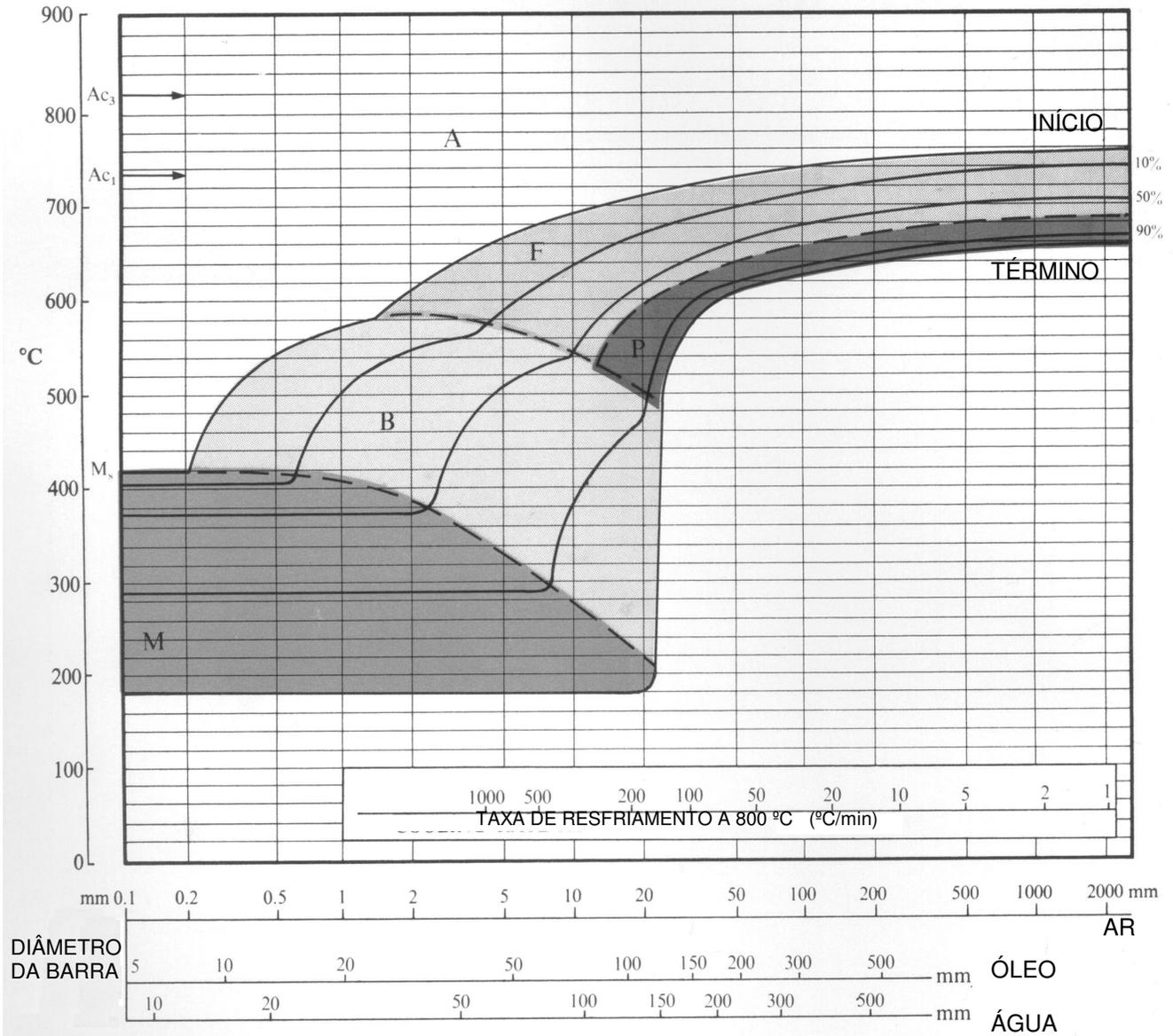
$$A_{\text{CDP comprimido}} = 273,40 \text{ mm}^2$$

Igualando-se a área superficial do CDP comprimido com a de uma esfera, tem-se:

$$A_{\text{esfera}} = \pi.(D_{\text{esf}})^2 = 273,40 \text{ mm}^2 \quad \text{e finalmente,} \quad D_{\text{esf}} = 9,32 \text{ mm}$$

Normalizado a 880 °C e austenitizado a 880 °C  
 Composição química (% em peso):

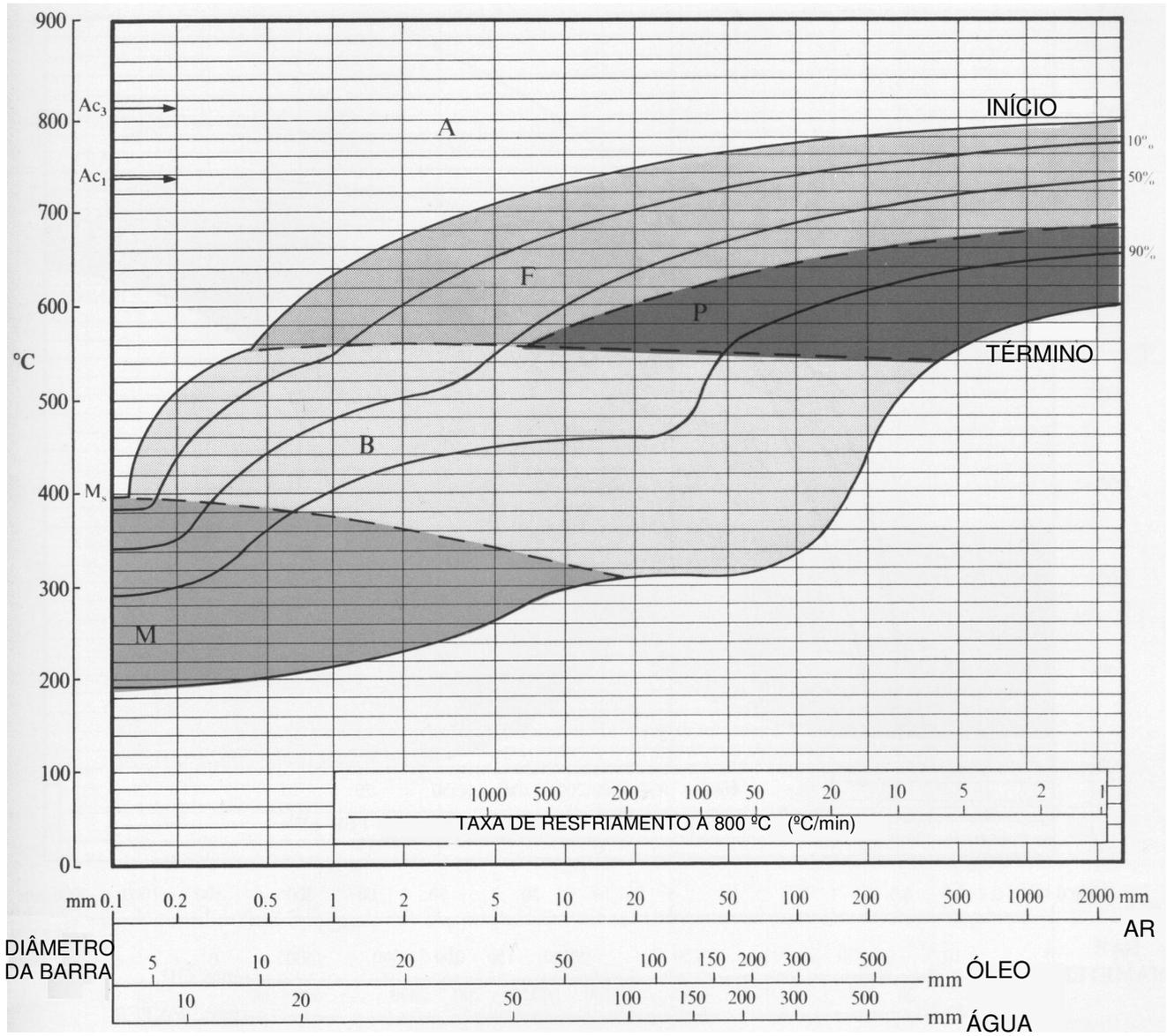
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Nb	V	Cu
0,22	0,21	1,10	0,015	0,020	0,60	0,02	0,18	-	-	0,08	0,30



**Figura 5.26** – Curva de resfriamento contínuo adotada para o Material 01, adaptada de Atkins (1980).

Laminado e austenizado a 830 °C  
 Composição química (% em peso):

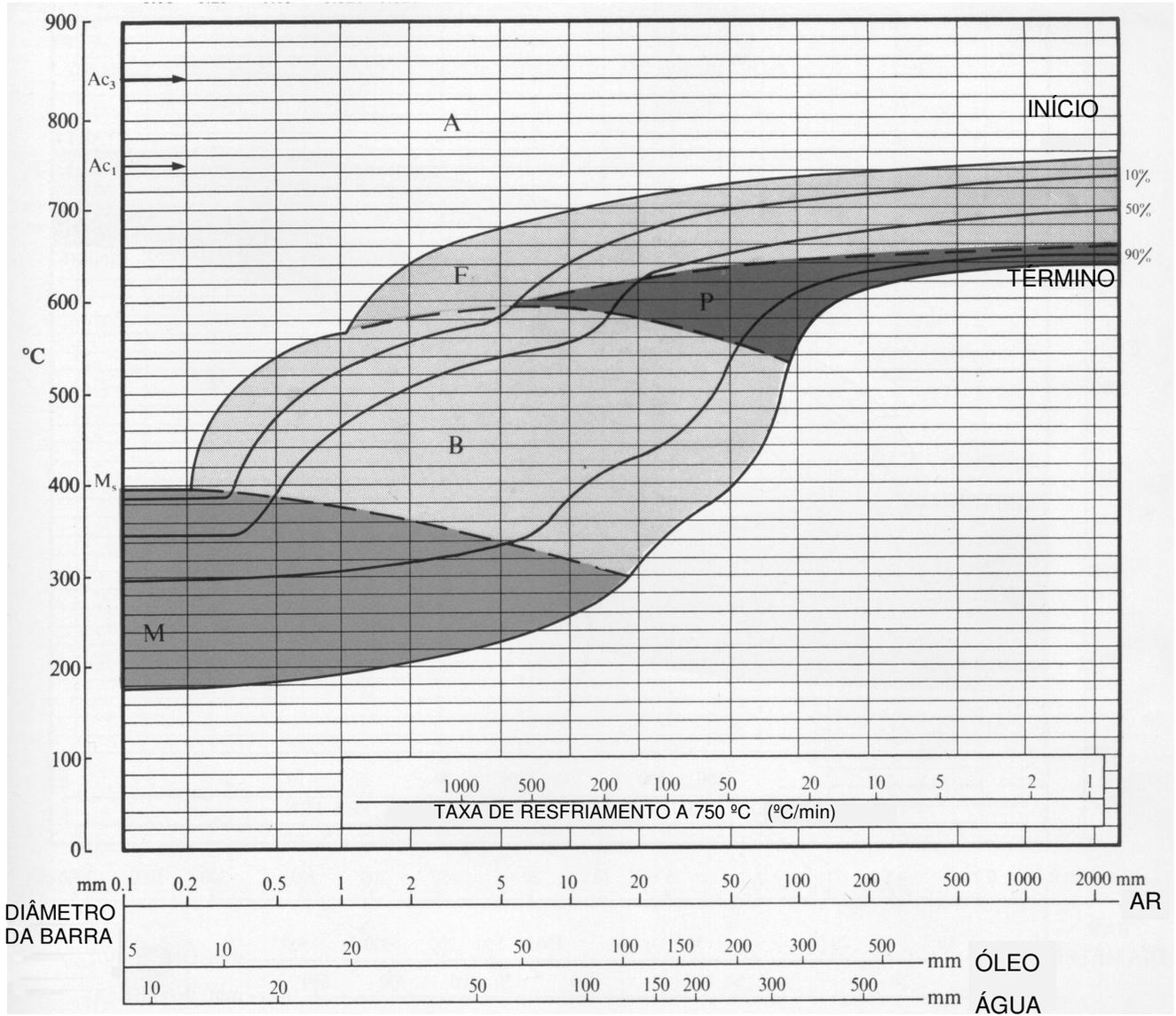
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Nb	V
0,24	0,20	0,80	0,020	0,020	0,50	0,20	0,55	-	-	-



**Figura 5.27**– Curva de resfriamento contínuo adotada para o Material 02, adaptada de Atkins (1980).

Laminado e austenitizado a 870 °C  
 Composição química (% em peso):

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Nb	V
0,16	0,25	1,15	0,020	0,020	0,95	-	-	-	-	-



**Figura 5.28** – Curva de resfriamento contínuo adotada para o Material 03, adaptada de Atkins (1980).

O tempo de resfriamento foi calculado a partir das expressões 5.1 e 5.2 extraídas de Incropera (1992):

$$t = (\rho \cdot V_{\text{esf}} \cdot c_p / h \cdot A_{\text{esfera}}) \cdot \ln [(T_i - T_\infty) / (T - T_\infty)] \quad (5.1)$$

onde:

$\rho$  = densidade do material da esfera (aço) à temperatura  $T_i$  ;

$V_{\text{esf}}$  = volume da esfera =  $(\pi \cdot (D_{\text{esf}})^3 / 6) = 423,88 \text{ mm}^3$ ;

$C_p$  = calor específico do material da esfera (aço) à temperatura  $T_i$  ;

$A_{\text{esfera}}$  = área da esfera =  $273,40 \text{ mm}^2$ ;

$T_i$  = temperatura inicial da esfera (aço) =  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ;

$T_\infty$  = temperatura ambiente =  $23 \text{ }^\circ\text{C}$ ;

$T$  = temperatura da esfera após um determinado tempo (  $t$  ) de resfriamento =  $900 \text{ }^\circ\text{C}$ ;

$h$  = Coeficiente de convecção médio.

Visto que não foram encontrados valores da densidade “ $\rho$ ” e calor específico “ $C_p$ ” na temperatura  $T_i$  , adotaram-se os valores de  $\rho$  a temperatura de  $300 \text{ K}$  ( $\rho = 8131 \text{ kg / m}^3$ ) e  $C_p$  a  $1000 \text{ K}$  ( $c_p = 1090 \text{ J / kg.K}$ ), disponíveis na Tabela A1 (Incropera, 1992) para aços C-Mn-Si.

$$\text{O coeficiente de convecção médio é dado por: } h = (\text{Nu}_D \cdot k) / D_{\text{esf}} \quad (5.2)$$

Onde:

$k$  = condutividade térmica do ar à temperatura ambiente =  $0,0258 \text{ W / m.K}$

O número de Nusselt ( $\text{Nu}_D$ ) é definido para o caso do resfriamento de uma esfera dado pela expressão 5.3 (Incropera, 1992):

$$\text{Nu}_D = 2 + [0,4 \cdot (\text{Re}_D)^{1/2} + 0,06 \cdot (\text{Re}_D)^{2/3}] \cdot (\text{Pr})^{0,4} \cdot (\mu / \mu_s) \quad (5.3)$$

Sendo:

$\text{Pr}$  = número de Prandtl do ar a temperatura ambiente =  $0,709$ ;

$\mu$  = viscosidade absoluta do ar a temperatura ambiente =  $\mu (23 \text{ }^\circ\text{C}) = 181,6 \times 10^{-7} \text{ N.s/m}^2$ ;

$\mu_s$  = viscosidade absoluta do ar à temperatura média -  $950 \text{ }^\circ\text{C}$  - entre  $T_i$  e  $T$ ;

$\mu_s (950 \text{ }^\circ\text{C}) = 478,3 \times 10^{-7} \text{ N.s/m}^2$ ;

$$Re_D = (V \cdot D_{esf}) / \nu \quad (5.4)$$

Onde:

V = velocidade do ar;

$\nu$  = viscosidade cinemática do ar à temperatura ambiente =  $15,36 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ .

Adotaram-se diferentes valores para a velocidade do ar uma vez que ela é variável durante a movimentação do CDP desde o forno da MTS até o forno de resfriamento.

Além disso, cada CDP foi movimentado em tempos diferentes, uma vez que esse processo foi realizado manualmente. As velocidades adotadas foram: 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0 e 3,5 m/s.

A taxa de resfriamento média do CDP foi calculada pela razão entre a variação de temperatura e o tempo gasto nesta variação.

Após ser colocado dentro do forno, aquecido a uma determinada temperatura (500, 600, ou 700 °C), o CDP sofrerá um resfriamento em decorrência da troca de calor com a atmosfera daquele.

Assim, é necessário fazer-se um cálculo de transferência de calor entre o CDP e o ambiente do forno.

Os cálculos de tempo e taxa de resfriamento foram feitos supondo-se que o CDP esteja a uma temperatura de 900 °C e que a transferência de calor ocorra por convecção livre, uma vez que não existe movimentação do ar dentro do forno.

Novamente, a geometria do CDP foi aproximada para uma esfera de diâmetro  $D_{esf}$ , já definido anteriormente, cuja área superficial seja igual à do CDP comprimido.

O cálculo do tempo “t” que o CDP a 900 °C ( $T_s$ ) demora a atingir uma determinada temperatura “T” quando colocado no forno aquecido a uma temperatura  $T_\infty$  pode ser feito pela expressão 5.5:

$$t = (\rho \cdot V_{esf} \cdot c_p / h \cdot A_{esfera}) \cdot \ln [(T_s - T_\infty) / (T - T_\infty)] \quad (5.5)$$

Os valores do volume  $V_{esf}$ , área da esfera  $A_{esfera}$ , “ $\rho$ ” e “ $C_p$ ” são os mesmos já calculados e assumidos.

Para o caso de convecção livre, o coeficiente de convecção médio “h” é dado pela expressão:

$$h = (Nu_D \cdot k) / D_{esf} \quad (5.6)$$

O número de Nusselt ( $Nu_D$ ) é definido, para o caso do resfriamento de uma esfera através de convecção livre, pela expressão 5.7 (Incropera, 1992):

$$Nu_D = 2 + [0,589(Ra_D)^{1/4}] / \{ [1 + (0,469 / Pr)^{9/16}]^{4/9} \} \quad (5.7)$$

onde:

Pr = número de Prandtl do ar a temperatura  $T_f$ ;

$$T_f = (T_S + T_\infty) / 2;$$

$T_S$  = temperatura da superfície da esfera;

$T_\infty$  = temperatura ambiente = temperatura interna do forno (500, 600, 700 °C).

O número de Rayleigh  $Ra_D$  é dado pela expressão:

$$Ra_D = [g \cdot \beta \cdot (T_S - T_\infty) \cdot D_{esf}^3] / (v \cdot \alpha) \quad (5.8)$$

Sendo:

$g$  = aceleração da gravidade = 9,8 m/s<sup>2</sup> ;

$$\beta = 1 / T_f;$$

$D_{esf}$  = diâmetro da esfera = 9,32 mm;

$v$  = viscosidade cinemática (m<sup>2</sup>/s);

$\alpha$  = difusividade térmica (m<sup>2</sup>/s).

Os valores de Pr,  $v$  e  $\alpha$  à temperatura  $T_f$  são obtidos da Tabela A4 de Incropera (1992).

É importante ressaltar que, em vista dos resultados dos cálculos de transferência de calor mostrados no próximo capítulo, das curvas de resfriamento contínuo dos três materiais utilizados neste trabalho e da variedade de condições de resfriamento adotadas, os ensaios de compressão a quente, forjamento a quente na prensa hidráulica e análises metalográficas foram realizados somente para o Material 01.

A escolha do Material 01 se deve ao fato desse aço permitir a formação de uma microestrutura, composta por perlita e ferrita, com uma taxa de resfriamento bem maior se comparada com as dos Materiais 02 e 03, como será apresentado no Capítulo 6.

Além dos cálculos das taxas de resfriamento, foram realizadas medidas das taxas de resfriamento utilizando-se termopar acoplado a um termômetro ou sistema de aquisição de dados.

O termopar foi colocado dentro do forno EDG, sendo o CDP comprimido a quente na MTS ou forjado a quente na prensa hidráulica colocado em contato com o mesmo para leitura ou registro das temperaturas ao longo do tempo.

Algumas medidas das temperaturas foram realizadas com o termopar embutido no CDP influenciando no processo de resfriamento deste último, uma vez que o primeiro funciona como uma aleta aumentando a extração de calor, principalmente para os CDPs comprimidos na MTS cujas dimensões são bem pequenas.

#### 5.3.5.3 – Ensaios de Compressão a Quente

A fim de se avaliar a influência das condições de resfriamento controlado na microestrutura do material forjado, realizaram-se ensaios de compressão a quente sob condições controlada.

Os ensaios de compressão foram realizados em uma máquina MTS – *Materials Testing System* – 810 – 100 kN, com comando servo-hidráulico, instalado no Laboratório de Ensaios do DEMA – FEM – UNICAMP. A Figura 5.29 apresenta o conjunto MTS, microcomputador, forno da MTS e seu controlador utilizados nos ensaios de compressão.

A velocidade de descida do pistão superior ( $v$ ) foi de 15 mm/s e a temperatura do corpo de prova igual a 1000 °C.

Os corpos de prova possuem um diâmetro ( $D_i$ ) de 6,35 mm e comprimento ( $L_i$ ) 9,50 mm, obtendo-se uma relação entre o comprimento e o diâmetro ( $L_i/D_i$ ) de 1,5. Essa relação foi adotada para se evitar a flambagem durante o ensaio, e as dimensões estão baseadas na capacidade da máquina para ensaios a quente, não respeitando as recomendações da norma ASTM E209 – 65.

Os CDPs são comprimidos até uma altura final ( $L_f$ ) de 4,0 mm e seu diâmetro médio final ( $D_f$ ) chegando a aproximadamente 9,78 mm.

A força requerida para realização do ensaio foi estimada a partir da tensão necessária para deformação do aço a uma temperatura de 1000 °C, obtida de (Kamenshchikov, 19--):

$$P_{\text{req}} = \sigma \cdot A_f$$

Onde:

$\sigma$  = tensão de escoamento = 85 MPa (1000 °C) e;

$$A_f = \text{área final do CDP comprimido} = \pi \cdot (D_f)^2 / 4 = \pi \cdot (9,78)^2 / 4 = 75,28 \text{ mm}^2.$$

Assim:

$$P_{\text{req}} = 85 \cdot 75,28 \quad \mathbf{P_{\text{req}} = 6,4 \text{ kN}}$$

Essa força está abaixo da máxima suportada pela garra da máquina MTS, a uma temperatura de 1000 °C, que é de 20 kN. Este valor foi estabelecido com base na experiência do técnico que opera a MTS.

A deformação total e a taxa de deformação verdadeiras foram calculadas através da expressão dada a seguir:

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{L_i}{L_f}\right) = \ln\left(\frac{9,5}{4,0}\right) = 0,86 \quad \dot{\varepsilon} = \frac{v}{L_f} = \left(\frac{15}{4,0}\right) = 3,75 \text{ s}^{-1}$$

Antes de colocar-se o corpo de prova dentro do forno para o ensaio de compressão, o forno é aquecido até aproximadamente 950 °C. Atingida esta temperatura, abre-se o forno e coloca-se o CDP no seu interior. Antes de ser introduzido no forno passa-se uma pasta à base de Níquel nas extremidades do CDP a fim de evitar sua aderência nas placas – superior e inferior – que irão comprimi-lo.

A temperatura dentro forno diminui em decorrência do tempo que ele fica aberto até que o CDP seja posicionado entre as placas. Posicionado o CDP, fecha-se rapidamente o forno.

A temperatura do forno, imediatamente após o seu fechamento, é diferente para cada ensaio, mas está sempre acima de 900 °C, como registrado para alguns CDPs. Quanto mais baixa é esta temperatura – mais próxima de 900 °C -, mais tempo o forno demora em atingir 1000 °C. Espera-se atingir a temperatura de 1000 °C e marcam-se 5 min. para garantir a uniformidade da temperatura no CDP.

Realiza-se então a compressão do CDP pela atuação cabeçote inferior – cilindro hidráulico – responsável pela movimentação da placa inferior em direção à superior.

As condições de resfriamento, após o ensaio de compressão, são descritas mais a frente.

O controle da temperatura é efetuado com três termopares conectados ao controlador do forno da MTS.

Os valores de cargas de compressão em função deslocamento do pistão são registrados em um arquivo gerado por um *software* específico, para tratamento dos dados obtidos nos ensaios de compressão. Com os dados de carga e deslocamento calculam-se as tensões e deformações verdadeiras para obtenção da curva tensão versus deformação de cada CDP comprimido.

Após o ensaio de compressão, os CDPs são resfriados em diferentes meios de forma a tentar-se obter a microestrutura com dureza adequada para a usinagem, ou seja, grãos de ferrita e perlita distribuídos uniformemente e com dureza dentro da faixa obtida com a normalização (167 – 174 HB).

Em vista das pequenas dimensões dos CDPs submetidos à compressão a quente na MTS, trabalhou-se com CDPs maiores realizando-se o forjamento a quente na prensa hidráulica de 1,2 MN, como descrito a seguir.

#### 5.3.5.4 – Ensaio de Forjamento a Quente

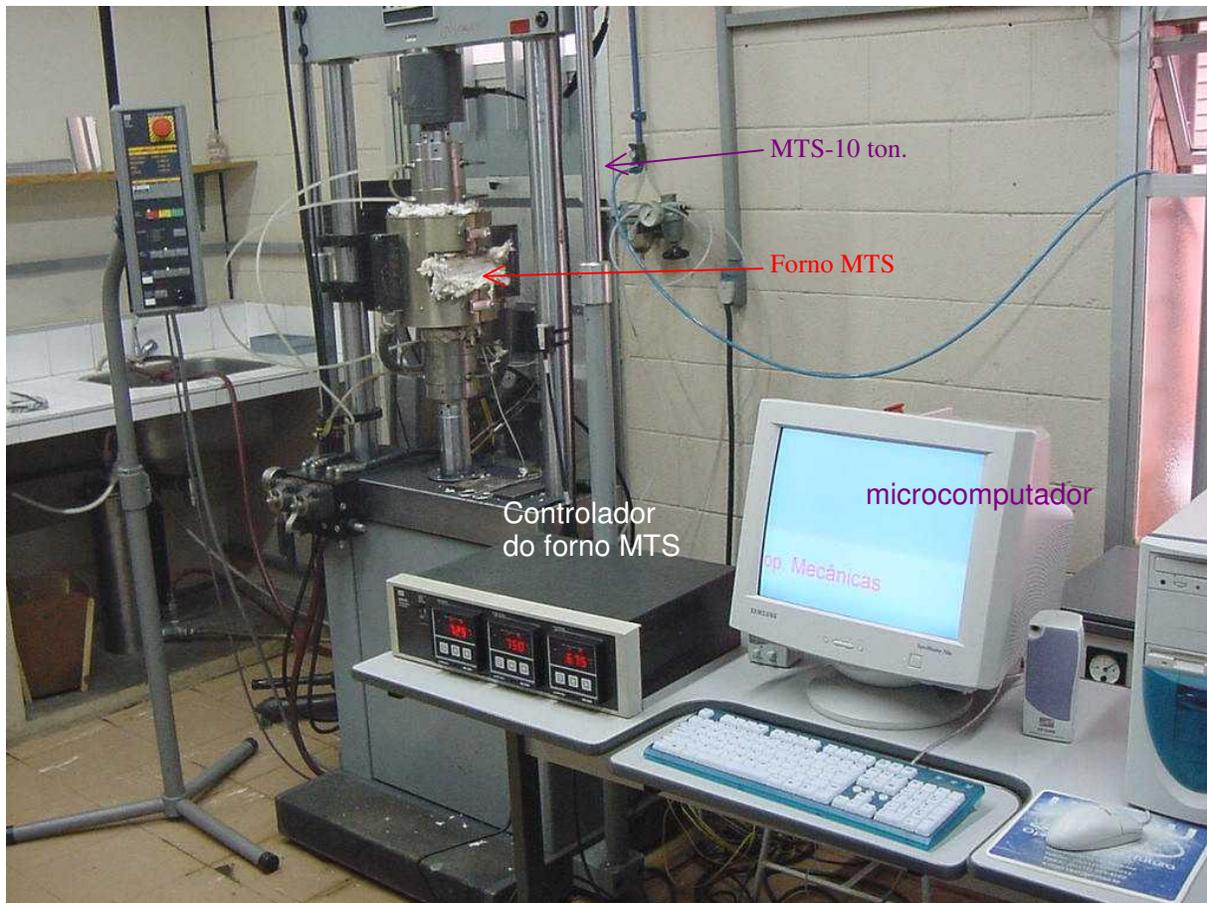
Antes de realizar o forjamento a quente com aço, foram realizados ensaios com alumínio a 400 °C e chumbo à temperatura ambiente a fim de definir as condições mais adequadas de operação da prensa hidráulica do laboratório.

Para a conformação de aço a quente utilizaram-se corpos de prova (CDPs) com 25,4 mm de diâmetro e 29,94 mm de comprimento obtidos a partir de barras de aço ABNT 1020 e de aço para forjamento utilizado na Indústria Modelo, aqui denominado Material 01.

Devido à limitação da temperatura máxima do forno de aquecimento, os CDPs foram aquecidos a 1050 °C para realização do forjamento.

O CDP, inicialmente à temperatura ambiente, é colocado dentro do forno permanecendo por 20 minutos a fim de garantir uma homogeneização da temperatura.

Em seguida, o CDP é retirado com auxílio de uma tenaz, previamente aquecida em outro forno, a fim de evitar seu resfriamento acentuado durante sua movimentação até a matriz de



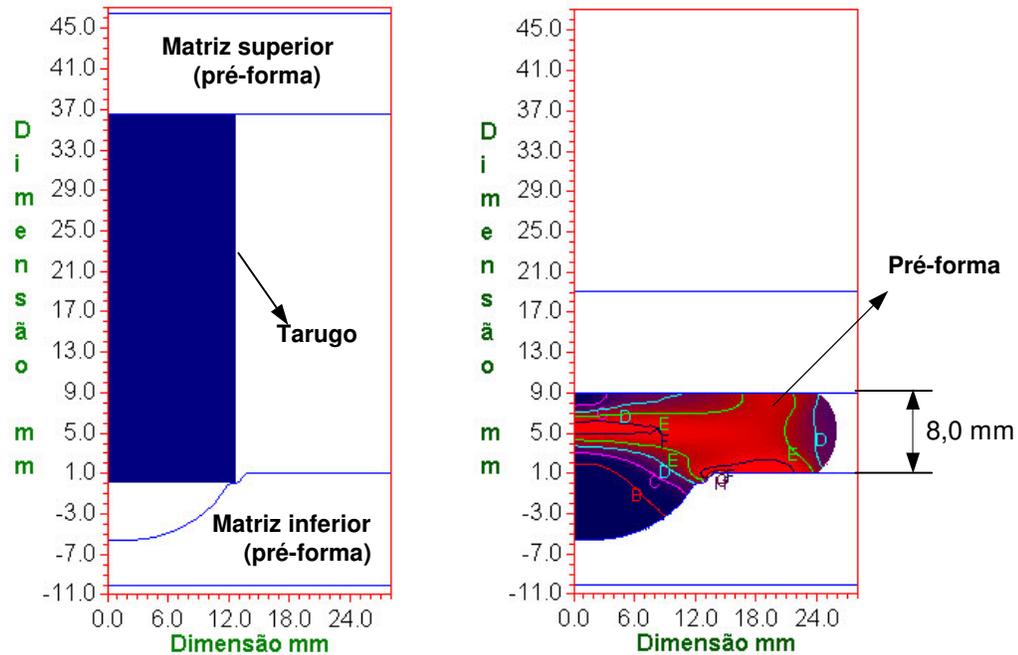
**Figura 5.29** – Equipamentos utilizados nos ensaios de compressão a quente.

pré-forma.

Não houve um controle rígido da temperatura da tenaz, que variou de 900 a 1000 °C durante os ensaios realizados.

Durante o tempo que o CDP ficou no forno de aquecimento, as matrizes foram aquecidas por um forno tipo placa com resistor elétrico entre elas, aproximadas o máximo possível. As temperaturas das matrizes variaram de ensaio para ensaio, oscilando numa faixa de 150 a 200 °C.

O controle do deslocamento do cabeçote superior foi realizado manualmente de modo a garantir sua descida até o ponto inferior em que a distância entre as matrizes superior e inferior fosse de 8,0 mm. Essa distância pode ser visualizada na Figura 5.30 e sua definição será detalhada neste trabalho.



**Figura 5.30** - Pré-forma obtida a partir do tarugo conformado entre as matrizes de pré-forma. Distância final de 8,0 mm entre as matrizes.

Para realização do forjamento, um operador aciona o botão que controla a descida e subida do cabeçote superior afastando-o da mesa da prensa, de modo que um segundo operador possa retirar a placa de resistência que aquece as matrizes, porém deixando uma distância entre elas que permita o posicionamento do CDP.

Esse mesmo operador, após retirar a placa de resistência, posiciona sobre a matriz de pré-forma inferior os dois calços deixados na mesa da prensa. Estes calços são posicionados em uma região da matriz que evite o CDP encostar-se a eles durante o forjamento.

Concomitantemente, um terceiro operador retira, com auxílio da tenaz aquecida, o CDP aquecido a 1050 °C do forno EDG e posiciona-o sobre a matriz inferior. Imediatamente, o operador da prensa aciona a descida do cabeçote superior conformando o material até o ponto em que a matriz de pré-forma superior encosta-se aos referidos calços. Neste instante o operador aciona a subida do cabeçote superior, evitando que os calços também sejam comprimidos a ponto de se deformarem plasticamente. É necessária nesta etapa uma atenção maior por parte dos operadores a fim de que a inversão no sentido de atuação do cabeçote superior seja feita o mais rápido possível, uma vez que não se tem um limitador de curso que faça isso automaticamente.

Devido ao desbalanceamento de carga durante o forjamento a quente na prensa hidráulica – as matrizes de pré-forma e finais foram posicionadas defasadas da linha de atuação do cilindro superior da prensa -, promovendo uma distorção da mesma, optou-se por forjar somente a pré-forma alinhando as respectivas matrizes – superior e inferior - com a linha de atuação do referido cilindro.

As condições de resfriamento dos CDPs submetidos ao ensaio de compressão a quente na MTS e forjados a quente na prensa hidráulica são descritas a seguir.

#### *5.3.5.5 - Condições de Resfriamento dos Corpos-De-Prova*

O resfriamento dos CDPs, após os ensaios de compressão, foi realizado ou num forno situado ao lado da MTS, ou no próprio forno da MTS a 950 °C ou ao ar parado, como descrito a seguir:

*Resfriamento em forno:* retira-se o CDP da MTS, logo após o ensaio, levando-o para um forno, situado ao lado, a uma determinada temperatura – 500, 600 e 700°C.

A movimentação do CDP é realizada com auxílio de uma tenaz, previamente aquecida por um maçarico à temperatura de aproximadamente 950 °C. Isto é necessário para evitar que o CDP comprimido esfrie a temperaturas abaixo de 900 °C durante sua movimentação até o forno de resfriamento.

Aquecida a tenaz, antes da abertura do forno da MTS para pegar o CDP comprimido, é necessário liberá-lo, afastando uma da outra as placas - superior e inferior – responsáveis pela compressão do mesmo. O tempo gasto nesta movimentação, desde a abertura do forno da MTS até o fechamento do forno de resfriamento não ultrapassou os 20 s.

Colocado dentro do forno, previamente aquecido a uma determinada temperatura, o CDP é mantido durante um tempo pré-definido – 25 ou 35 minutos. Assim, o CDP resfriará até atingir a temperatura interna do forno, nela permanecendo até ser retirado ao final do tempo pré-determinado.

O primeiro valor de tempo de permanência dentro do forno – 25 minutos - foi escolhido de modo a permitir que o CDP esfrie até atingir, seguramente, aquela temperatura – 500, 600 e 700 °C.

A definição do tempo de 25 minutos foi baseada nos cálculos das trocas térmicas entre o

CDP e o ambiente interno do forno mantido a uma temperatura constante.

A permanência do CDP por um tempo maior - 35 minutos – no forno foi imposta a fim de se verificar possíveis modificações microestruturais causadas por esse aumento.

*Resfriamento no próprio forno da MTS:* uma outra condição de resfriamento do CDP, após compressão, é a sua manutenção dentro do próprio forno da MTS a uma temperatura de 950 °C.

Esta condição visa aproveitar o calor do material para tentar promover transformações microestruturais que levem a obtenção de uma microestrutura (perlítica – ferrítica) e dureza semelhantes às obtidas pela normalização.

Para isso, após o ensaio, desliga-se e abre-se o forno da MTS a fim de que a temperatura diminua até atingir 935 °C. O tempo gasto para atingir esta temperatura foi de aproximadamente 2 minutos.

Atingida esta temperatura, fecha-se e liga-se forno regulando-se a temperatura para 950 °C.

O tempo para atingir os 950 °C variou de 1 a 4 minutos, concentrando-se na maioria dos ensaios entre 2 e 3 minutos.

Atingidos 950 °C, marca-se o tempo de permanência do CDP nessa temperatura. Os tempos de permanência adotados foram de 20, 30, 45 e 60 minutos.

Num processo convencional o forjado a quente é resfriado até a temperatura ambiente (perda de calor) para em seguida ser aquecido a 950 °C no tratamento de normalização.

*Resfriamento ao ar após ensaio de compressão seguido de aquecimento a 950 °C em forno:* a última condição de resfriamento imposta foi o resfriamento ao ar do CDP comprimido a 1000 °C. Nesse caso, após a realização do ensaio de compressão na MTS o CDP é retirado do forno da máquina, com o auxílio de um alicate, e colocado sobre um tijolo refratário, resfriando-se normalmente ao ar ambiente que se encontra a uma temperatura em torno de 23 °C.

Os CDPs são aquecidos posteriormente a 950 °C, por 15, 30, 45 e 60 minutos dentro de outro forno a fim de se obter uma microestrutura normalizada.

As microestruturas obtidas para os diferentes tempos, 15, 30, 45 e 60 minutos, foram comparadas, respectivamente, com aquelas resultantes do resfriamento do CDP dentro do próprio forno da MTS em tempos de permanência iguais a 20, 30, 45 e 60 minutos. Uma amostra somente resfriada ao ar foi separada para analisar-se o tipo de microestrutura formada.

Os resultados dos ensaios de compressão a quente na MTS, apresentados no próximo capítulo, mostraram que o resfriamento dos CDPs (6,35 mm de diâmetro e 9,50 mm comprimento) em forno a 600 °C permitiu a formação de uma microestrutura e dureza semelhantes às obtidas na normalização.

Assim sendo, foi proposto para o forjamento a quente na prensa hidráulica que os CDPs fossem resfriados ao ar e no forno a 500 e 600 °C. O resfriamento a 500 °C foi proposto pelo fato dos CDPs serem maiores (25,4 mm de diâmetro e 29,94 mm de comprimento) sofrendo uma taxa de resfriamento menor que talvez possibilitasse ainda a formação da microestrutura acima citada.

O resfriamento ao ar foi realizado para verificar se o tipo de microestrutura obtida é semelhante àquela formada nos CDPs comprimidos a quente na MTS e resfriados ao ar.

Após os ensaios de compressão a quente na MTS e de forjamento a quente na prensa hidráulica amostras dos CDPs foram retiradas para análise micrográfica a fim de se analisar as microestruturas obtidas em cada condição de ensaio.

#### *5.3.5.6 – Análise Metalográfica*

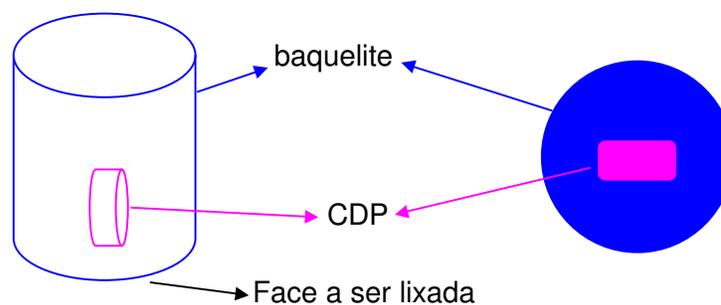
A análise micrográfica dos CDPs submetidos ao ensaio de compressão a 1000 °C e resfriados de diferentes formas foi realizada em um microscópio óptico Neophot 32 do Laboratório de Caracterização de Materiais do DEMa – FEM - UNICAMP.

Os CDPs, após a compressão, apresentaram geometria semelhante a um "disco" com 4,0 mm de espessura e diâmetro médio de 9,78 mm.

Esses CDPs foram embutidos em baquelite de forma a possibilitar a observação da microestrutura ao longo de sua espessura, desde o centro até a superfície externa.

Assim, o CDP foi embutido, posicionando-o de modo que sua linha de centro ficasse paralela à face da baquelite a ser lixada. Lixou-se o CDP até observar-se um diâmetro de aproximadamente 9,7 mm, como mostra a Figura 5.31(b) – vista frontal da superfície lixada.

Após o lixamento com lixas 100; 200; 400; 600 e 1200, fizeram-se o polimento com pasta de diamante de 6 µm e 1 µm e, posteriormente, o ataque químico com Nital 2% por aproximadamente 10 segundos. Antes de se fazer o polimento e entre os polimentos com pastas 6 e 1 µm foi necessário fazer a limpeza da amostra colocando-a em um equipamento de ultra-som, por aproximadamente 30 s, e lavando-a com sabão neutro logo em seguida.



(a) Amostra (CDP) embutida.

(b) Superfície da amostra lixada – vista frontal.

**Figura 5.31** – Representação das superfícies preparadas para análise micrográfica.

O mesmo procedimento foi adotado para os CDPs forjados a quente na prensa hidráulica e resfriados em diferentes condições. Devido ao tamanho da pré-forma obtida e sendo a mesma axissimétrica, retirou-se somente metade dela de forma poder analisar-se a microestrutura desde a parte central até a periferia.

#### 5.3.5.7 – Ensaio de Dureza

Além da microestrutura, a dureza é outro parâmetro que deve ser atendido pelo material forjado antes de ser usinado e deve estar entre 167 e 174 HB - faixa de dureza obtida com a normalização após o forjamento na Indústria Modelo. Nesse sentido, foram medidas as durezas das amostras submetidas à análise micrográfica de forma verificar se alguma das condições de resfriamento permite a obtenção da dureza especificada, sem a necessidade de uma normalização prévia à usinagem.

A dureza Brinell foi medida em um durômetro – Dinateste Ind. Com. Ltda. Heckert – WPM VEB – Werkstoffprufmashinem Leipzig - do Laboratório de Caracterização de Materiais do DEMA – FEM – UNICAMP, com penetrador de esfera de aço, diâmetro de 2,5 mm, com uma carga de 625 N. Foram feitas impressões ao longo de toda a superfície, desde a parte mais externa – próxima ao diâmetro – até a região central dos CDPs.

## **CAPÍTULO 6**

### **Apresentação e Análise dos Resultados**

Os resultados que serão apresentados neste capítulo foram em parte oriundos das observações do processo, medições de tempos e informações sobre projeto de ferramentas e forjados obtidos da Indústria Modelo. Por razões de sigilo, alguns aspectos quantitativos, como tempos de processo, tolerâncias e ajustes adotados nos projetos, não foram divulgados, fazendo-se somente uma análise qualitativa.

Outra parte dos resultados provém do projeto da prensa hidráulica, do projeto das matrizes de pré-forma que por sua vez está vinculado à definição dos tarugos e pré-formas, das simulações com os *softwares* ANSYS e DEFORM, dos projetos dos dispositivos propostos para flexibilização do processo de forjamento, do agrupamento das peças em famílias, dos ensaios de compressão a quente na MTS, dos ensaios de forjamento a quente na prensa hidráulica, dos cálculos de tempos e taxa de resfriamentos; das medidas de tempos de resfriamento após os ensaios de compressão a quente e forjamento a quente; das análises das microestruturas e das medidas de durezas das amostras dos CDPs submetidos aos referidos ensaios e forjamentos e resfriados nas diferentes condições (meios).

#### **6.1 – AVALIAÇÃO DA PRENSA HIDRÁULICA**

A prensa hidráulica de laboratório com sistema extrator de 100 kN funcionou bem no forjamento da pré-forma e forjado final quando se utilizou o chumbo e o alumínio a 400 °C, porém no caso do aço a quente (1000 °C) o fato das matrizes estarem deslocadas da linha de atuação do cilindro superior aliado à maior carga necessária para obtenção da pré-forma gerou

um momento fletor que promoveu uma grande distorção na estrutura da prensa. Isto impossibilitou a realização do segundo estágio do forjamento - forjado final – logo após a obtenção da pré-forma, uma vez que esse estágio exige uma carga ainda maior, o que promoveria uma distorção ainda maior na estrutura da prensa.

Assim, realizou-se somente o forjamento a quente da pré-forma com aço, colocando-se as matrizes de pré-forma – superior e inferior – alinhadas com a linha de atuação do cilindro superior da prensa para evitar as referidas distorções.

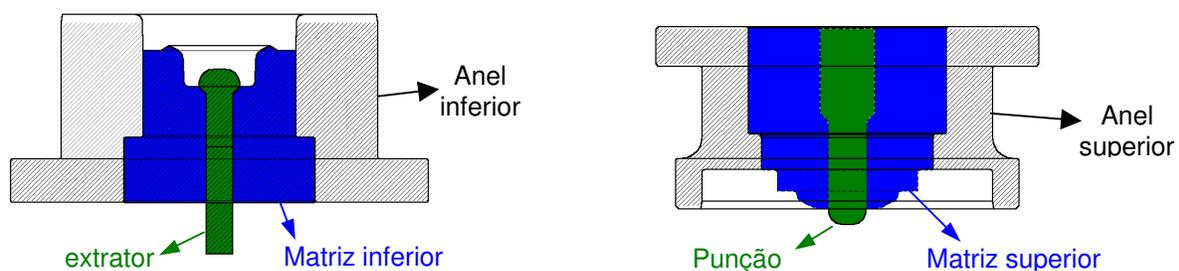
## 6.2 – ANÁLISE DAS MATRIZES PROJETADAS E MONTADAS

As matrizes, superiores e inferiores, de pré-forma e forma final foram confeccionadas já divididas em partes, como proposto para flexibilização do processo de forjamento a quente no Capítulo 5, no item 5.3.3. Isto permitiu que as partes mais solicitadas durante o forjamento, e sujeitas a um maior desgaste e risco de fratura, fossem feitas com um material mais adequado.

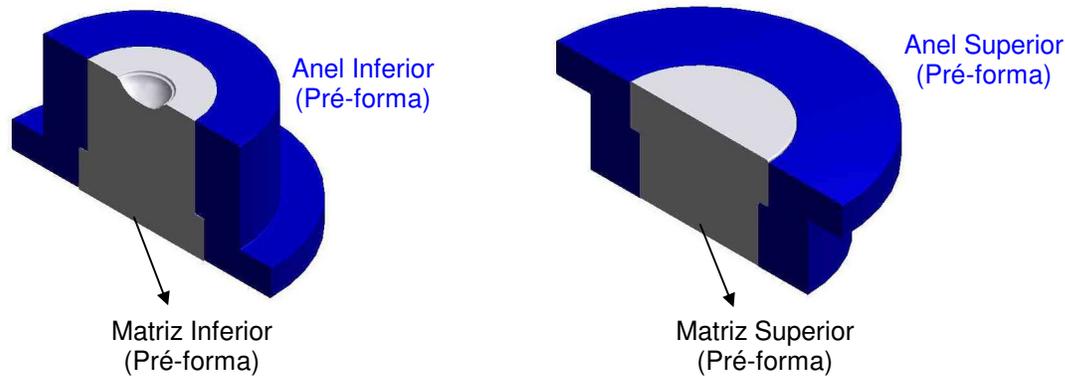
Uma discussão sobre as vantagens de se dividir o ferramental em partes é feita no item 6.2.1 deste Capítulo. As Figuras 6.1 e 6.2 mostram desenhos do conjunto das matrizes finais e de pré-forma do forjado 01.

Para se definir a geometria das matrizes de pré-forma que permitam obter as pré-formas de todos os forjados que compõem uma família seguiram-se as recomendações dadas no item 5.2.2 e 5.2.3.

O conjunto das matrizes inferior e superior finais foi dimensionado de forma que os espelhos dos forjados 01 e 02 fiquem localizados na parte inferior desses forjados.



**Figura 6.1** – Conjunto das matrizes inferior e superior finais do forjado 01.



**Figura 6.2** – Conjunto das matrizes inferior e superior de pré-forma do forjado 01.

A adoção de um espelho na parte inferior do forjado foi definida em vista da pré-forma proposta – “canao” simples – que requer um extrator menos saliente para que ele possa se alojar mais adequadamente dentro da matriz inferior final.

Para formação de um espelho localizado no meio dos forjados 01 e 02 seria necessário um extrator mais saliente o que dificultaria o posicionamento da pré-forma proposta.

Além disso, para os forjados 01 e 02, este tipo de extrator exigiria da prensa maiores cargas para deformação do material sobre o extrator, devida a sua grande penetração na peça durante a conformação, a fim de preencher a parte mais baixa da matriz inferior. Isso levaria a um desgaste elevado do extrator, ocasionado pelo maior atrito dinâmico. Quando se opta por espelho localizado no meio forjado em vista de sua geometria, a pré-forma adotada é a do tipo “bolacha” plana e, neste caso, o extrator também não é saliente.

### 6.2.1 – Divisão das Ferramentas em Partes

Quando se utiliza máquinas CNC, visando uma maior produtividade e qualidade de peças com geometrias complexas e que exijam precisão, não é possível a usinagem de quaisquer geometrias e/ou dimensões devido às dificuldades de acesso da ferramenta, à necessidade de ferramenta especial e às próprias limitações da máquina, como a dimensão máxima e mínima da peça possível de ser usinada. Uma maneira de contornar estas limitações é a divisão de uma peça em partes que possam ser obtidas através destas máquinas. No caso da usinagem das matrizes utilizadas no forjamento, este procedimento passou a ser adotado, uma vez que as máquinas universais foram substituídas pelas CNC. Esta divisão não somente a facilita o processo de

usinagem, agilizando a obtenção das matrizes, mas também permite outras vantagens como:

1) Adotar material resistente ao desgaste para as partes mais solicitadas: no forjamento existem determinadas partes das matrizes que sofrem maiores desgastes causados pelo atrito dinâmico gerado pelo deslizamento do material que se deforma sobre as superfícies das mesmas. Estas regiões mais desgastadas correspondem àquelas adjacentes às partes do material que sofrem maiores tensões e deformações, e podem ser vistas nos resultados da simulação via DEFORM.

2) Possibilitar a reparação ou substituição de uma determinada parte da matriz: a medida que a matriz se desgasta é necessário que se faça uma regravação – preenchimento da superfície com solda e usinagem, ou somente usinagem - ou substituição da mesma, quando não for possível recuperá-la. A divisão das matrizes em partes permite que somente aquelas cujo desgaste é prejudicial ao processo possam ser retrabalhadas ou substituídas, diminuindo-se os gastos com material. A facilidade na recuperação também é maior, uma vez que as dimensões e/ou peso das partes componentes das matrizes são menores em relação ao que seria, se as mesmas fossem formadas de uma peça única.

3) Facilitar a manipulação das matrizes durante a montagem e desmontagem das mesmas: o fato das matrizes estarem particionadas, permite que sejam manipuladas mais facilmente durante sua montagem ou desmontagem sobre o dispositivo de troca rápida, ou mesmo diretamente sobre a prensa, o que não ocorre quando a matriz é constituída de uma única peça, necessitando um maior esforço para serem manipuladas.

4) Possibilitar a padronização de partes do ferramental: os anéis superior e inferior da matrizes de pré-forma e o anel superior da matriz final poderão ser usados para diferentes forjados de outras famílias, bastando substituir as matrizes superior e inferior

Diferente do proposto por A. Thomas (Thomas, s.d.), que utiliza um suporte e chaveta para prender o inserto no porta matriz, as partes que compõem a matriz possuem uma geometria que impede o movimento relativo entre elas após a fixação do conjunto sobre a prensa, a menos da possível rotação durante o forjamento. Porém, como se trabalha com peças simétricas este movimento não afeta a qualidade do forjado. As partes componentes das matrizes, como se observa nas figuras 6.1 e 6.2, são encaixadas uma nas outras. Os ajustes entre as partes variam entre o tipo deslizante e o com folga, requerendo um cuidado especial na usinagem das mesmas. A. Thomas (Thomas, s.d.) propõe também o travamento entre o inserto e o porta matriz através do ajuste a quente, o que dificulta o processo de desmontagem do conjunto, diferentemente do

que acontece quando se utiliza um ajuste deslizante ou com folga.

Analisando-se os resultados da simulação via DEFORM para obtenção do forjado 01 a partir da pré-forma proposta verifica-se que as regiões mais deformadas do material são aquelas onde atuam o punção - conjunto superior - e o extrator - conjunto inferior. Em seguida, as regiões denominadas matriz inferior e matriz superior contribuem para a deformação do material, mas em um grau relativamente menor comparado com o promovido pelo punção e extrator. A superfície do anel é responsável pela contenção do material na finalização do processo de deformação para obter o forjado acabado. O material nesta região sofre pouca deformação não havendo grande deslizamento do mesmo sobre a superfície do anel.

Desta forma pode-se especificar um material mais resistente ao desgaste – custo maior - para o punção, extrator e matrizes superior e inferior. Os anéis superior e inferior podem ser produzidos com um material de custo menor. Assim, o punção, extrator e matrizes, superior e inferior, de pré-forma e forma final foram confeccionados com aços VMO ou VPCW tratados termicamente, enquanto os anéis, superior e inferior, das matrizes de pré-forma e forma final foram produzidos com aço SAE 1040. No caso de uma matriz não particionada, a mesma deve ser produzida com o material mais resistente ao desgaste. Além disso, ao contrário da matriz particionada que permite a substituição somente das partes desgastadas, a não particionada deverá ser inteiramente substituída quando sua recuperação for inviável.

### **6.3 – DEFINIÇÃO DOS TARUGOS, PRÉ-FORMAS E FORJADOS**

A fim de implementar a proposta de formação de famílias visando a padronização do ferramental adotou-se a família Nº 02 vista no item 6.7, composta pelos forjados 01 e 02, como exemplo para definição das pré-formas e análise de seu desempenho durante o forjamento pela simulação do processo de deformação utilizando os *softwares* ANSYS e DEFORM. É importante frisar que não existe uma pré-forma única para cada forjado, sendo as propostas apresentadas aqui passíveis de alterações.

As pré-formas propostas possuem uma geometria simples para facilitar a confecção das matrizes e ao mesmo tempo permitir que se tenha um preenchimento adequado da matriz, evitando a formação de um forjado com defeitos. Além disso, a pré-forma deve permitir ao operador sua fácil manipulação e localização dentro da matriz.

Para a família Nº 02 a pré-forma adotada foi a do tipo observada na Figura 5.7(b), item 5.2.3 do Capítulo 5. A matriz superior será plana e a inferior a forma semelhante à seção transversal de uma “canao”.

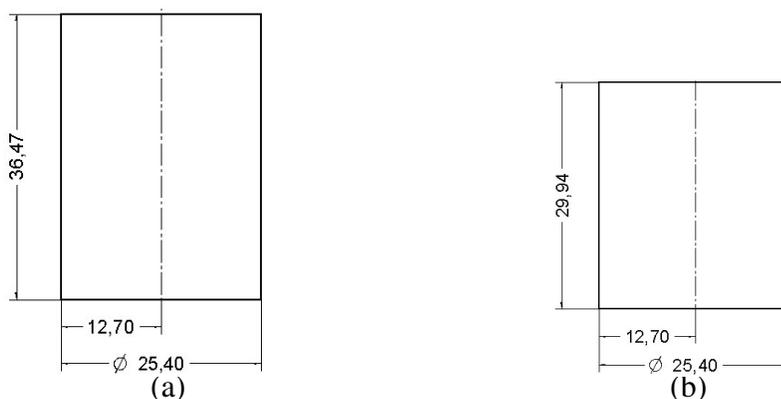
Os tarugos iniciais para se obter as pré-formas têm o mesmo diâmetro variando somente as suas alturas, uma vez que os forjados possuem volumes diferentes. A utilização de tarugos com mesmo diâmetro facilita os ajustes da guilhotina quando do término da produção de um lote de tarugo para o início de outro, bastando ajustar somente o *stop* da máquina.

Aqui também, o planejamento da produção é importante para garantir que os tarugos de mesmo diâmetro, mas com comprimentos diferentes, sejam produzidos em seqüência, de forma a minimizar os ajustes necessários para a operação de corte.

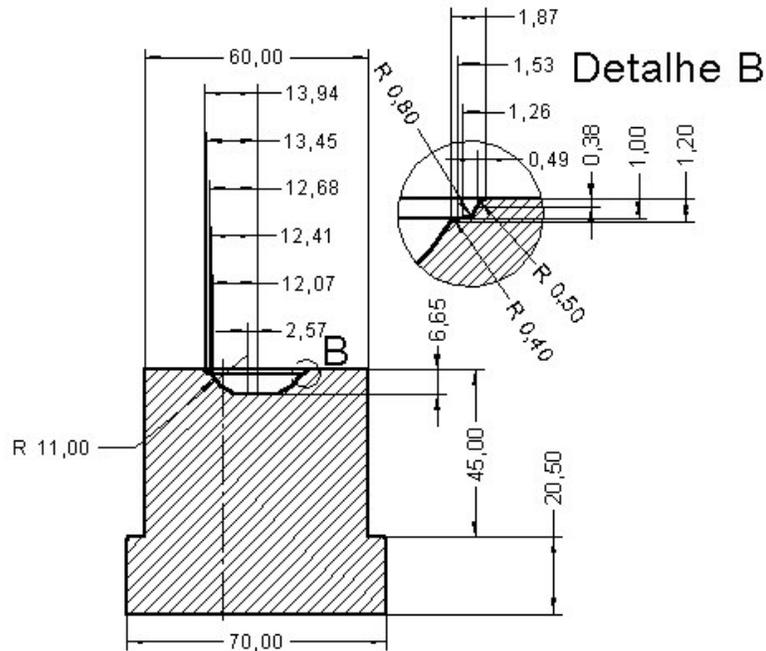
Observando a Figura 5.7(b), as pré-formas dos forjados 01 e 02 terão as mesmas medidas  $d_1$ ,  $h_1$  e  $h_2$ , diferenciando-se apenas no diâmetro “D”. As Figuras 6.3 e 6.4 mostram as dimensões dos tarugos e o perfil da matriz inferior para obtenção das pré-formas definidas para os forjados 01 e 02, respectivamente.

O detalhe “B” da matriz de pré-forma visto na Figura 6.4 tem como função ajudar o operador a localizar e posicionar adequadamente o tarugo nessa matriz, evitando a formação de uma pré-forma com defeitos, como dobras e/ou obtenção de uma superfície ovalizada ao invés de cilíndrica. Caso o alimentador de tarugos fosse automatizado, seu posicionamento nas matrizes também seria facilitado pelo detalhe “B”.

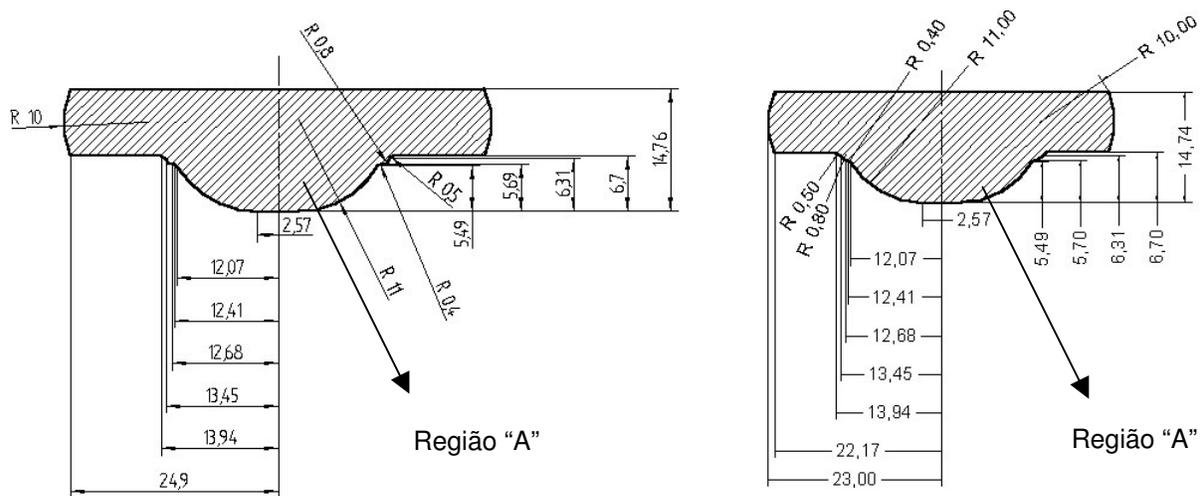
O posicionamento e localização incorretos da pré-forma na matriz final poderão também levar a formação de defeitos como dobras, excesso de rebarba em uma determinada região do



**Figura 6.3** – Tarugos definidos para os forjados 01 (a) e 02 (b).



**Figura 6.4** – Matriz de pré-forma definida para a família N° 02.



**Figura 6.5** – Pré-formas dos forjados 01 e 02 - “Canoa” simples.

forjado e falta de material em outra, além de um desbalanceamento dos esforços transversais à linha de atuação da carga vertical do cilindro hidráulico, com um desgaste diferenciado nas superfícies internas das matrizes ao longo do sentido radial, ou até mesmo, uma sobrecarga que danifique as matrizes.

As pré-formas dos forjados 01 e 02 são mostradas na Figura 6.5. O perfil da região “A”,

visto nessas Figuras, foi definido de modo que as pré-formas pudessem ser posicionadas facilmente em suas respectivas matrizes finais e garantir seu preenchimento sem a formação dos defeitos já mencionados. A Figura 6.6 mostra as pré-formas posicionadas nas matrizes finais.

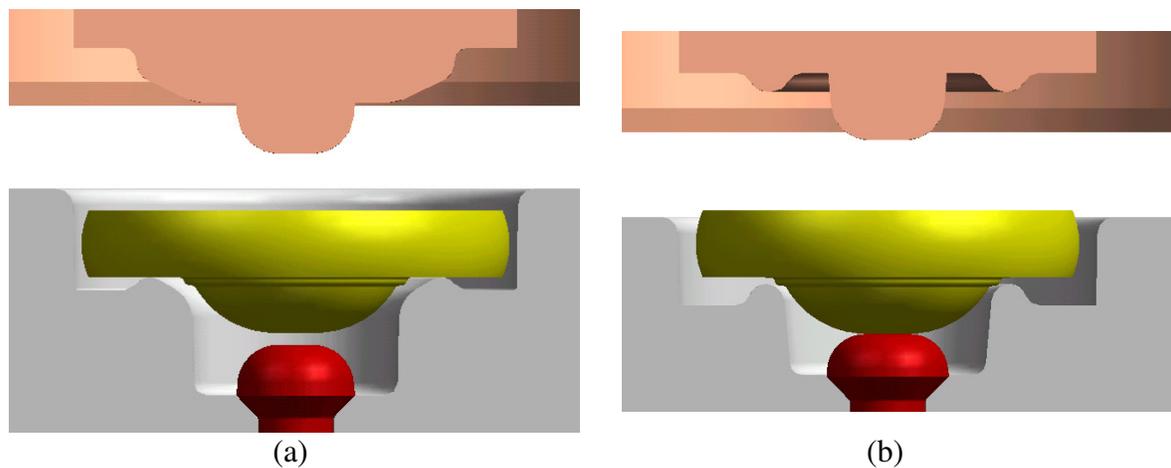
#### 6.4 - RESULTADOS DA SIMULAÇÃO DO PROCESSO COM O *SOFTWARE* ANSYS

Buscou-se simular o processo de deformação plástica do material durante o forjamento a quente do material, para a obtenção da pré-forma e forjado final, com o *software* ANSYS, a fim de verificar se as pré-formas propostas permitiriam um preenchimento adequado das matrizes, sem a formação de defeitos, o que possibilitaria a otimização da pré-forma a ser adotada e evitaria a perda de tempo e material gastos na confecção de matrizes para obtenção de pré-formas que promovam falhas no forjado final.

Foram simuladas as etapas de obtenção da pré-forma a partir do tarugo – 1ª etapa - e do forjado final a partir da pré-forma – 2ª etapa do forjamento. Estas simulações não ocorreram com sucesso para a maior parte dos forjados em consequência da não convergência da solução a partir de uma determinada fase do processo de deformação do material.

As deformações plásticas aumentam à medida que a matriz superior, final ou de pré-forma, desce comprimindo o material até que se obtenha o forjado final ou pré-forma.

Para cada forma com que foram divididas as linhas – número de divisões e a proporção entre os comprimentos dos segmentos gerados destas divisões - que compõem a geometria da



**Figura 6.6** – Vista das pré-formas dentro das matrizes finais dos forjados 01 (a) e 02 (b).

pré-forma houve a geração de uma malha correspondente para a mesma.

Dependendo da geometria dos elementos que compunham a malha, a simulação tinha uma maior ou menor convergência da solução, ou seja, a simulação chegava mais ou menos próxima do fim do processo de deformação para obter o forjado acabado. Para um deslocamento imposto da matriz superior de 10 mm, se a simulação atingir um deslocamento de 5 mm, isto indica que essa simulação atingiu apenas 50% do processo.

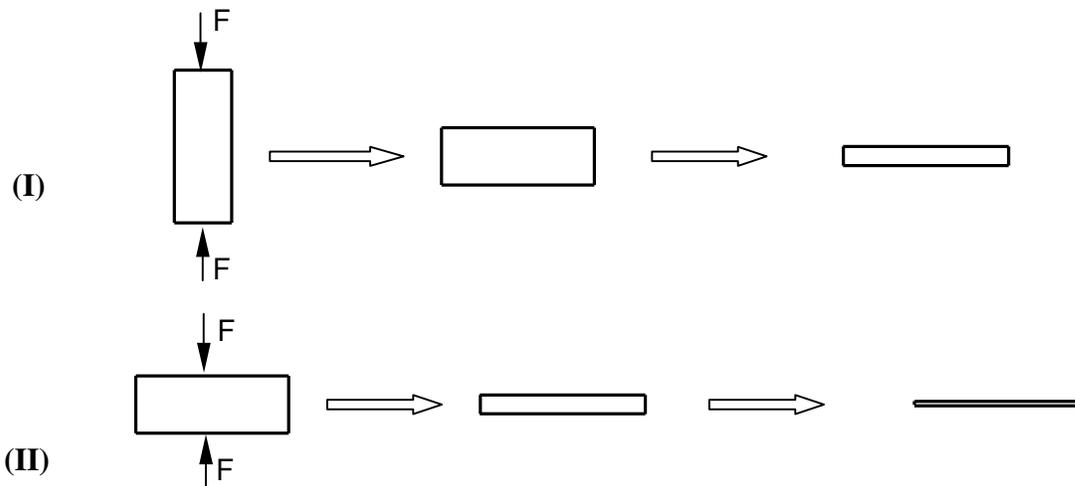
Devido à grande quantidade de elementos que compõem a malha das matrizes e do material a ser deformado – tarugo ou pré-forma - as simulações levaram algumas horas - 4 a 10 horas – dependendo do percentual do processo que a simulação atingiu e da capacidade do microcomputador. Alterações propostas nos arquivos de entrada para conseguir a convergência até o final processo se restringiram à otimização da malha, do tarugo ou pré-forma, de modo que os elementos não ficassem tão distorcidos ao longo do processo de deformação, causando uma parada da simulação.

Não foi possível obter-se 100% de convergência para os forjados 01 e 02. O manual do ANSYS mostra que esse *software* possui limitações para simulações de processos que envolvam grandes deformações plásticas. Esse *software* não permite que se gere uma nova malha durante a simulação em substituição à deformada o que leva a uma distorção exagerada dos elementos e, conseqüentemente, impede a convergência da solução.

Uma recomendação dada pelo manual do ANSYS é de se ter elementos com uma forma inicial de tal sorte que, à medida que eles sejam deformados durante a simulação, os mesmos não fiquem tão distorcidos a ponto de comprometer a convergência da solução. Duas situações, onde o elemento é comprimido na direção vertical, são mostradas na Figura 6.7.

Na primeira situação o elemento é um retângulo colocado na posição vertical, enquanto na segunda o mesmo está na horizontal. Observa-se que à medida que os retângulos são comprimidos, dependendo de sua posição inicial, pode-se chegar a uma forma indesejável para o elemento impedindo que o processo de deformação continue.

Nos casos em que não se obteve a solução completa, o percentual de convergência de cada simulação variou de acordo com a forma de malha gerada. Isto impediu que se fizesse uma comparação do processo de deformação dos forjados 01 e 02, que formam uma família de peças, e a análise da viabilidade de utilização de um mesmo conjunto e ajuste de matrizes de pré-forma para obtenção das respectivas pré-formas.



**Figura 6.7** – Forma e posicionamento dos elementos finitos: (I) Recomendável. (II) Não recomendável.

Procurou-se seguir a recomendação do manual do ANSYS referente à forma dos elementos que compõem a malha. Vários arquivos de entrada com diferentes malhas, para obtenção de um determinado forjado a partir de uma pré-forma, foram simulados obtendo-se variados percentuais de convergência.

A grande dificuldade está em saber, observando simplesmente a forma dos elementos, se a malha proposta garantirá que os elementos se deformem sem que ocorra um comprometimento da simulação causado por uma situação, como a observada na Figura 6.7 (II).

Outro problema que leva a não convergência da simulação é a penetração do material que se deforma nas matrizes. Tentou-se aumentar o módulo de rigidez das matrizes e a rigidez de contato, mas em alguns casos este aumento não resolveu o problema e, em outros, o contato inicial entre a pré-forma e as matrizes nem chegou a ocorrer, devido provavelmente aos valores elevados propostos.

Como se observa, existe também um problema de se ajustar os valores de algumas propriedades que sejam adequados para cada situação. O manual do ANSYS traz algumas recomendações, mas alerta para o fato de que, nem sempre estas são as mais adequadas para se obter a convergência total da solução, necessitando de teste iniciais para se chegar a uma condição mais favorável.

As simulações revelaram que as condições impostas no arquivo de entrada, visto anteriormente, são as mais favoráveis para que o processo de deformação, a menos dos

problemas de deformação excessiva dos elementos e da penetração de material nas ferramentas ocorridas em algumas simulações.

O tamanho dos elementos também influi na qualidade da solução obtida. Uma malha mais refinada – composta de muitos elementos pequenos – permite a obtenção de uma solução melhor – resultados mais precisos -, principalmente do ponto de vista gráfico, em comparação a uma malha mais grosseira – composta de poucos elementos grandes -, uma vez que, no primeiro caso, existe um número maior de elementos para descrever o processo de deformação do material.

Por outro lado, elementos pequenos tendem a comprometer a solução tornando-se alongados em uma direção, como visto na Figura 6.7 (II), levando a não convergência da solução mesmo para um pequeno deslocamento da matriz superior – pequena deformação do material.

À medida que se conseguiu melhorar a malha conciliando um tamanho e forma adequados dos elementos, o percentual de convergência aumentou, porém sem atingir os 100%.

A Figura 6.8 mostra diferentes divisões das linhas, que compõe uma pré-forma para o forjado 06, alterando a forma e tamanho. Verifica-se uma maior convergência da solução para os casos nos quais os elementos a serem mais deformados possuíam uma geometria e disposição semelhantes à recomendada pelo ANSYS.

Esse problema de se obter uma malha ideal poderia ser resolvido caso o ANSYS permitisse que a malha distorcida fosse substituída, durante a simulação, por uma nova – “*remeshing*” -, mas sem perder as informações de cada ponto do material antes desta substituição.

O *software* DEFORM possui o recurso de *remeshing* o que permite que a simulação ocorra sem maiores problemas, com relação a este aspecto, não existindo também o problema de penetração do material que está sendo deformado nas matrizes.

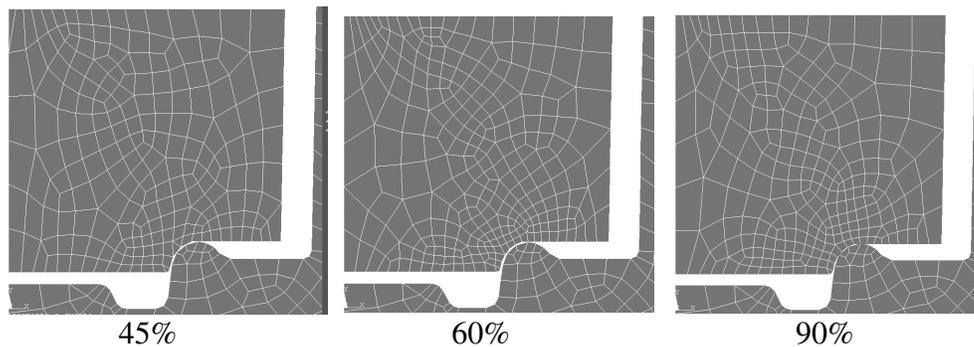
Além disso, este *software* não necessita que se faça testes iniciais para se determinar os valores ideais dos parâmetros – rigidez das matrizes, rigidez de contato, tipo de elemento, tipo de contato, número de iterações, tolerâncias - que permitam a convergência da solução, com um tempo total de simulação da ordem de alguns minutos.

Algumas simulações realizadas com sucesso são mostradas nas Figuras 6.9 e 6.10, nas quais verifica-se que as geometrias adotadas para o tarugo e para a pré-forma foram adequadas, permitindo que pré-forma e forjado final fossem obtidos sem a formação de defeitos.

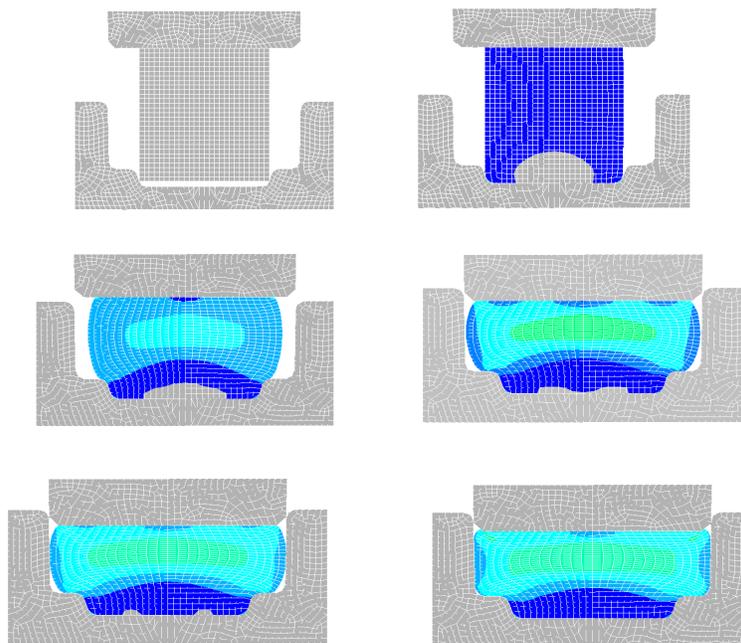
Uma outra simulação para formação do forjado 01 a partir de uma pré-forma idealizada foi realizada com sucesso e pode ser visualizada na Figura 6.11.

Porém, como se observa nos espelhos dos forjados 12 e 01, a geometria proposta – superfícies planas paralelas - faz com que o punção e extrator sejam solicitados por maiores esforços para promover as deformações na direção transversal ao eixo de simetria do punção e do extrator.

Seguindo as recomendações de Thomas (Thomas, s.d.) e as adotadas na Indústria Modelo, a geometria do espelho e, conseqüentemente, as do punção e extrator foram modificadas, como pode-se observar nas simulações com o *software* DEFORM.

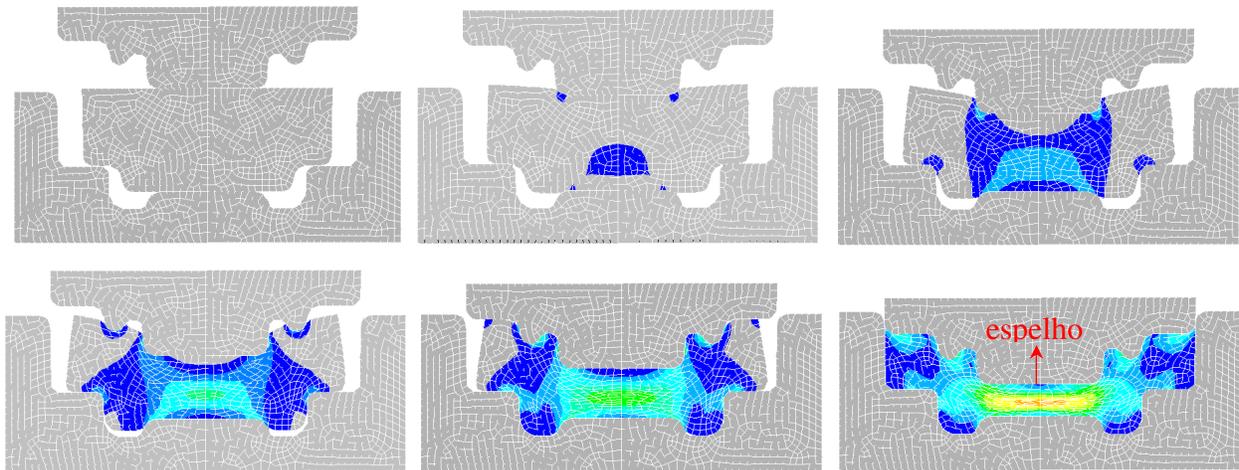


**Figura 6.8** – Convergência da solução (%) em função da configuração dos elementos que compõem a malha. Forjado 06. Imagens obtidas do *software* ANSYS.

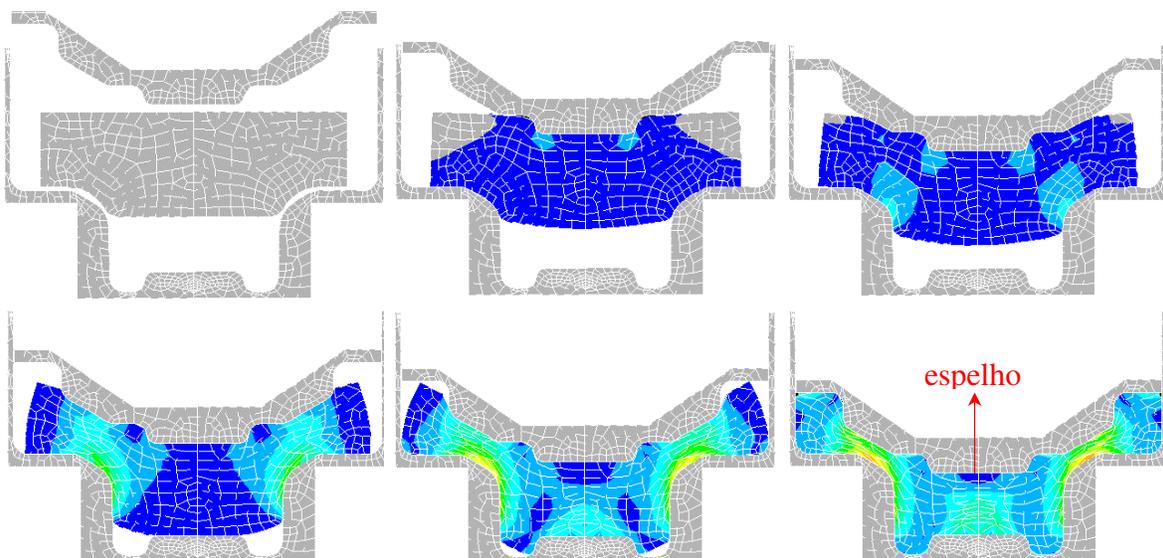


**Figura 6.9** – Visualização da deformação do tarugo para obtenção da pré-forma do forjado 12, obtida com o *software* ANSYS.

O extrator e punção apresentam uma superfície convexa de forma a facilitar o escoamento do material ao seu redor, promovendo a extrusão direta e indireta, respectivamente, necessárias para o preenchimento das matrizes. Além disso, o espelho formado no forjado 01 apresenta uma espessura grande em relação às dimensões do forjado, o que acarretaria maiores esforços na operação de corte a quente desse espelho.



**Figura 6.10** – Visualização da deformação da pré-forma para obtenção do forjado 12, com espelho, obtida com o *software* ANSYS.



**Figura 6.11** - Visualização da deformação da pré-forma para obtenção do forjado 01, obtida com o *software* ANSYS.

## 6.5 – RESULTADOS DA SIMULAÇÃO DO PROCESSO COM *SOFTWARE* DEFORM

O *software* DEFORM permitiu a análise da viabilidade de utilização de um mesmo conjunto de matrizes de pré-forma para obtenção dos forjados de uma determinada família, pois possui o recurso de “*remeshing*” que permite que a simulação ocorra sem paralisações causadas pela excessiva distorção da malha gerada inicialmente, como observada com o ANSYS.

À medida que o processo de deformação ocorre, a malha distorcida é substituída automaticamente pelo comando “*remeshing*”. Pode-se também definir previamente, por esse mesmo comando, de quantos em quantos passos se deseja que a malha seja substituída.

O número de passos é definido no pré-processamento, sendo que cada passo corresponderá a um deslocamento igual ao deslocamento total definido para a matriz superior dividido pelo número de passos.

Não existe também o problema de penetração do material, que está sendo deformado, nas matrizes. Além disso, esse *software* não necessita que se façam testes iniciais para se determinar os valores ideais de parâmetros como rigidez das matrizes, rigidez de contato, tipo de elemento, tipo de contato, número de iterações e tolerâncias, que permitam a convergência da solução, com um tempo total de simulação da ordem de alguns minutos.

A utilização de um mesmo conjunto de matrizes de pré-forma para obtenção dos forjados 01 e 02, que formam uma família de peças, foi simulada e mostrou que essa proposta para flexibilização do processo de forjamento pode ser aplicada, como se observa nas Figuras 6.12 a 6.17.

Além de utilizar-se o mesmo conjunto de matrizes de pré-forma – superior e inferior -, o ajuste entre elas também foi o mesmo para obtenção das duas pré-formas, ou seja, a distância final entre as mesmas foi mantida, não havendo a necessidade de colocação de calços.

Os ensaios de forjamento de chumbo e alumínio a 400 °C na prensa hidráulica de laboratório confirmaram os resultados das simulações, mostrando que é possível obter-se os forjados 01 e 02 a partir de um mesmo conjunto de matrizes de pré-forma, sem alterar os ajustes iniciais entre elas. No Anexo 3 apresentam-se as fotos das pré-formas e forjados desses ensaios.

Observa-se, tanto na obtenção da pré-forma como do forjado final, que o material tende a se deformar preenchendo, primeiramente, a parte mais baixa da matriz inferior. Desta forma, tem-se preferencialmente uma operação de extrusão direta seguida de um recalque, como mostrado

por A. Thomas (Thomas, s.d.), quando se tem diâmetro pequeno em relação à altura.

Na formação do forjado final ocorre simultaneamente a extrusão direta e inversa, mas com o preenchimento primeiro da parte mais baixa da matriz inferior – formação do cubo - e, posteriormente, da região superior dessa matriz – formação da alma e do diâmetro externo (Figuras 6.15 e 6.17).

Caso o preenchimento se desse primeiramente na parte superior – formação do diâmetro externo da engrenagem - haveria um escoamento de material da parte mais alta para a mais baixa da matriz inferior elevando a carga necessária para o término do processo e, possivelmente, gerando defeitos no forjado.

Observa-se na obtenção das pré-formas dos forjados 01 e 02 a formação de um “X”, visto parcialmente como “<”, correspondente à região onde ocorre uma maior deformação plástica do material, como ocorre nos ensaios de compressão. O atrito entre o material e a matriz superior e o deslocamento livre do mesmo até encontrar-se com a inferior faz com que as regiões do material adjacentes às matrizes e mais próximas da linha de centro da peça sejam as menos deformadas.

Na obtenção dos forjados a partir da pré-forma, nota-se que as regiões adjacentes aos raios de concordância do punção – matriz superior – e extrator – matriz inferior – são as mais deformadas. Este escoamento mais intenso de material ao redor desta região faz com que o punção e extrator sofram maiores desgastes, sendo recomendado que os mesmos sejam feitos com materiais mais resistentes, visando diminuir este problema.

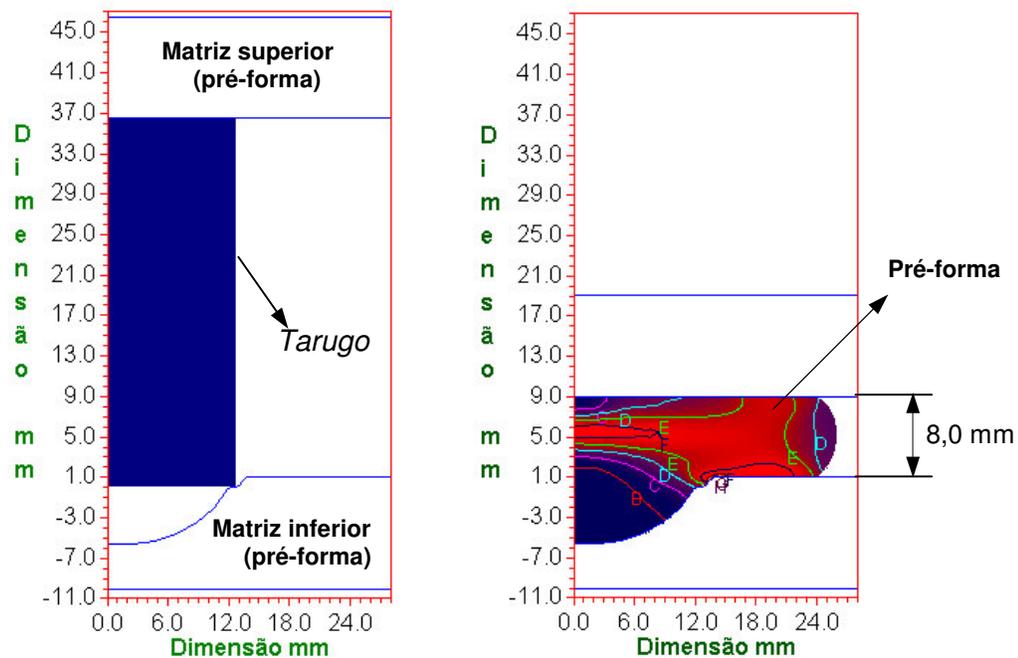
As regiões de formação da alma também mostram maiores deformações do material da peça, devido ao escoamento em direção à parte correspondente à formação do diâmetro externo.

Assim, a utilização do *software* DEFORM para simulação do processo de forjamento pode ajudar não somente a otimizar as pré-formas - dimensões e geometrias - e prevenir defeitos nos forjados, mas também contribuir para otimização do ferramental pela adoção de materiais mais adequados e a divisão das matrizes em partes.

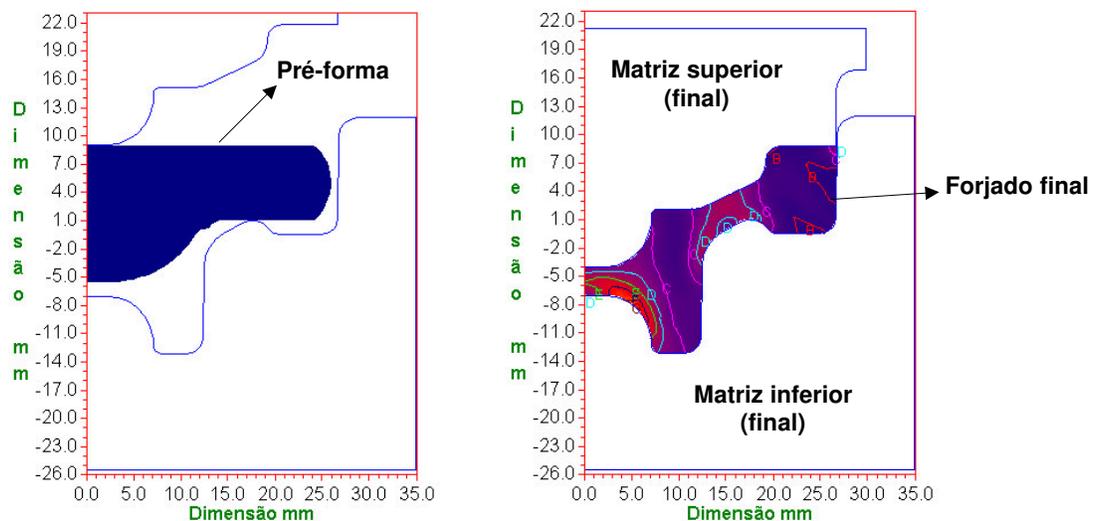
Além disso, as simulações permitem determinar o ajuste – distância final entre as matrizes de pré-forma superior e inferior – que possa ser usado em comum para obtenção das pré-formas dos forjados 01 e 02, evitando-se a necessidade de colocar ou retirar calços sob a matriz inferior de pré-forma e, conseqüentemente, diminuindo o tempo de ajuste das matrizes quando da troca das matrizes finais de um dos forjados pelas do outro.

Das simulações para os forjados 01 e 02 que compõem uma família de peças chegou-se a

um valor de 8 mm para a distância entre as matrizes superior e inferior da pré-forma – distância final entre as faces planas que comprimem o tarugo, obtendo-se a pré-forma – quando as matrizes finais estão completamente fechadas e preenchidas.

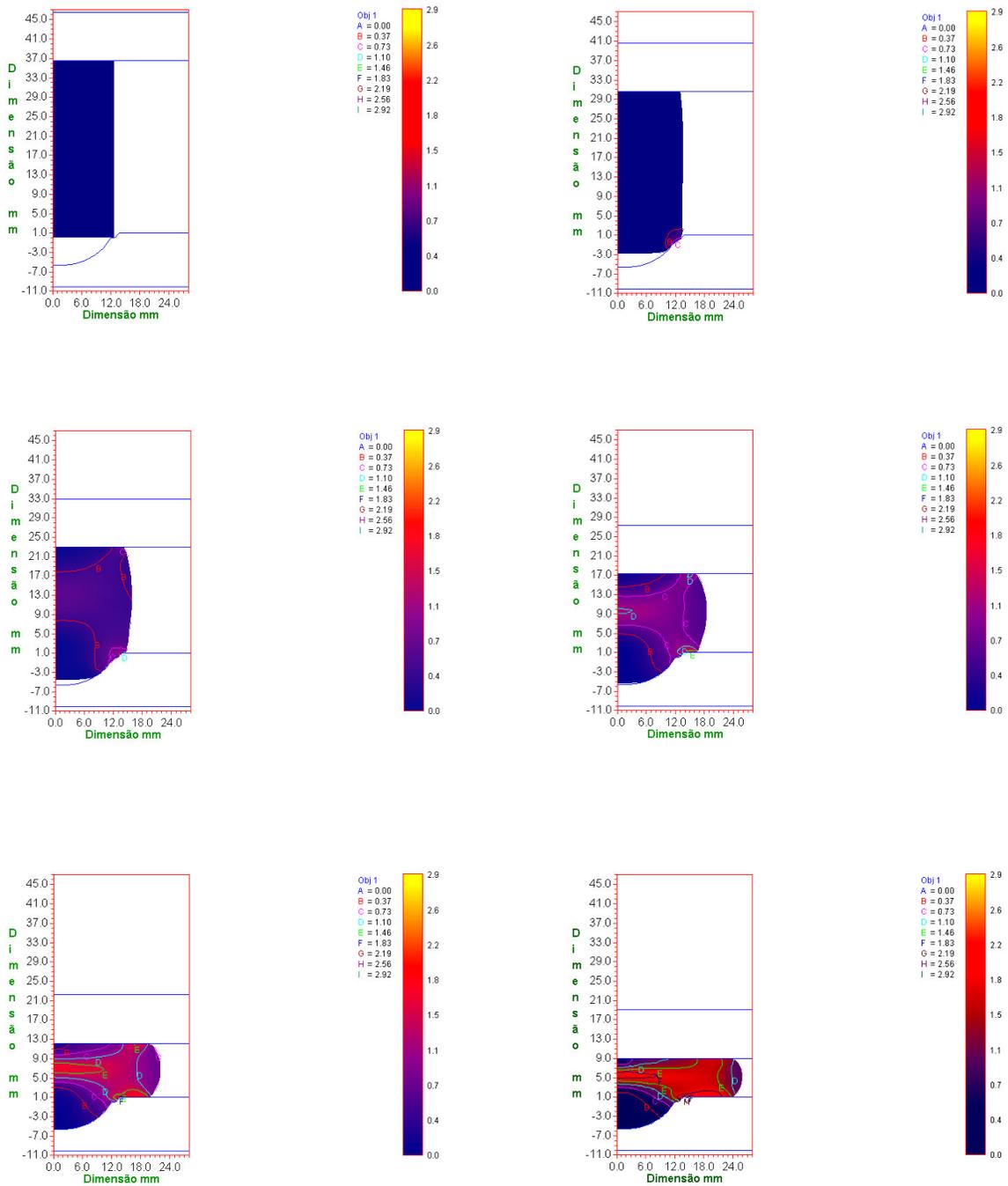


**Figura 6.12** – Simulação com o *software* DEFORM: pré-forma do forjado 01 obtida a partir do tarugo, conformado entre as matrizes de pré-forma. Distância final de 8,0 mm entre as matrizes.

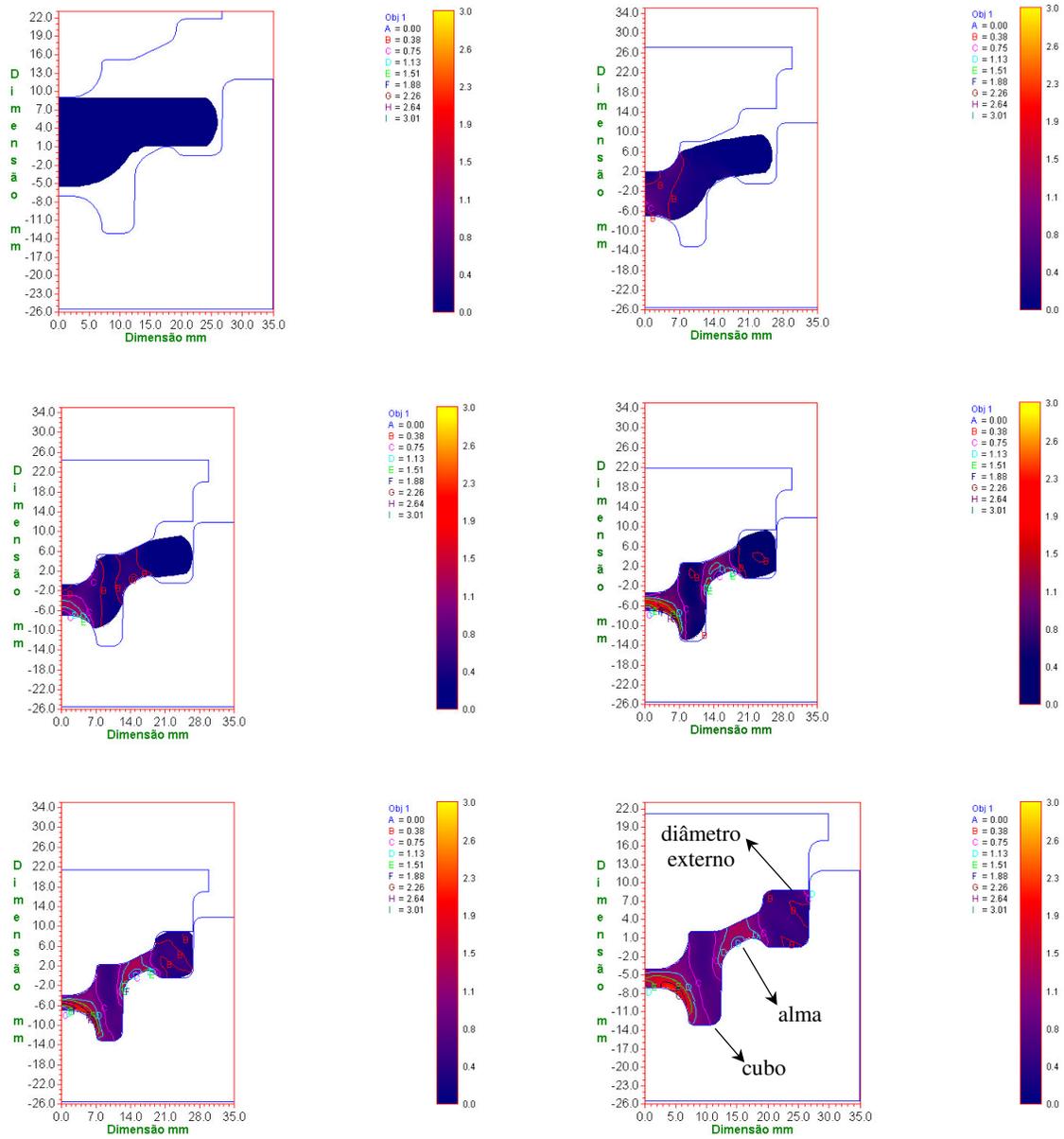


**Figura 6.13** – Simulação com o *software* DEFORM: forjado final 01 obtido a partir da pré-forma conformada entre as matrizes finais, quando a distância final entre as matrizes de pré-forma atinge 8,0 mm.

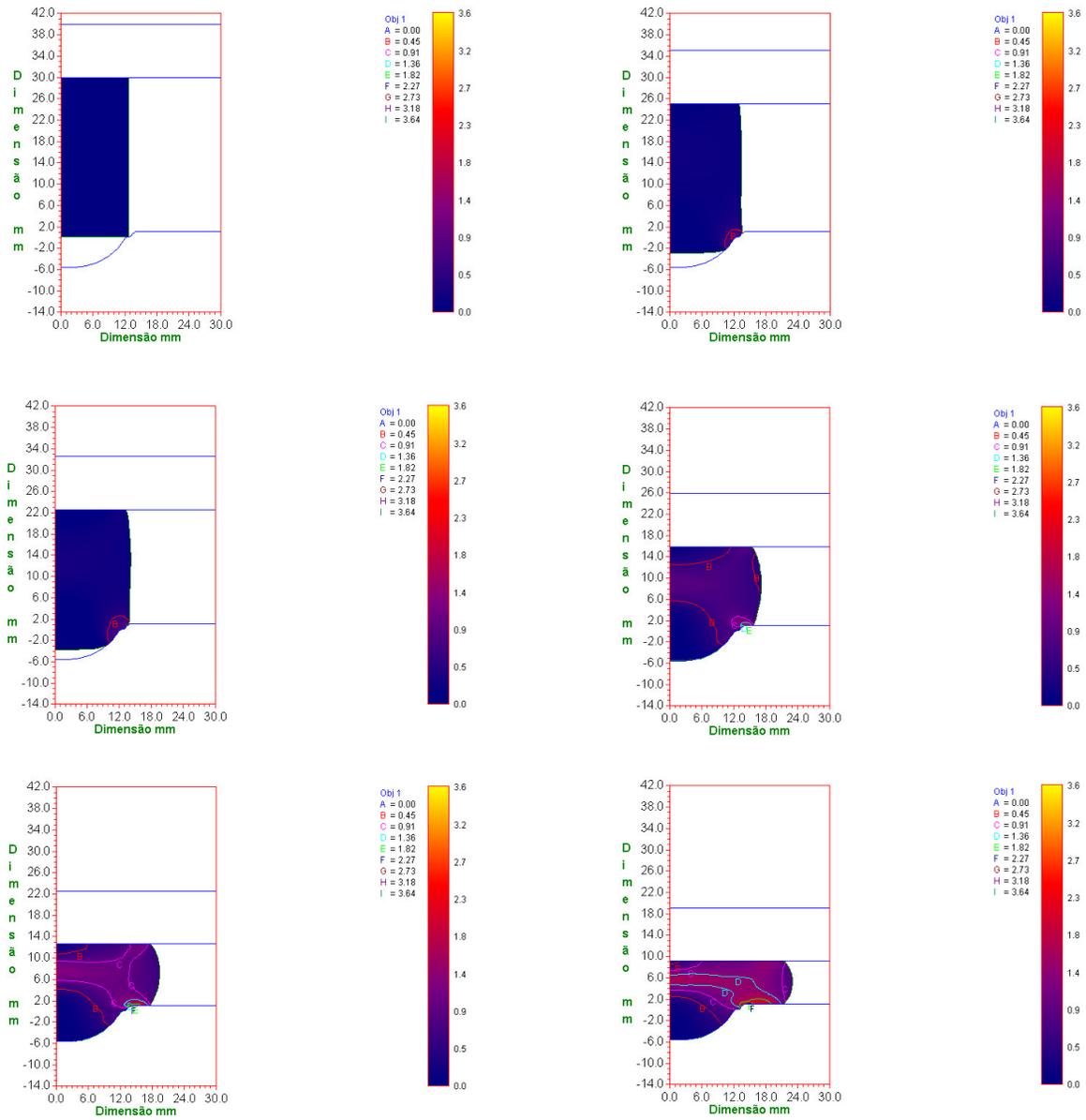
As Figuras 6.12 e 6.13 mostram o ponto inicial e final das duas etapas de forjamento: 1ª etapa: deformação do tarugo para obter-se a pré-forma e, 2ª etapa: deformação desta última para obter-se o forjado final.



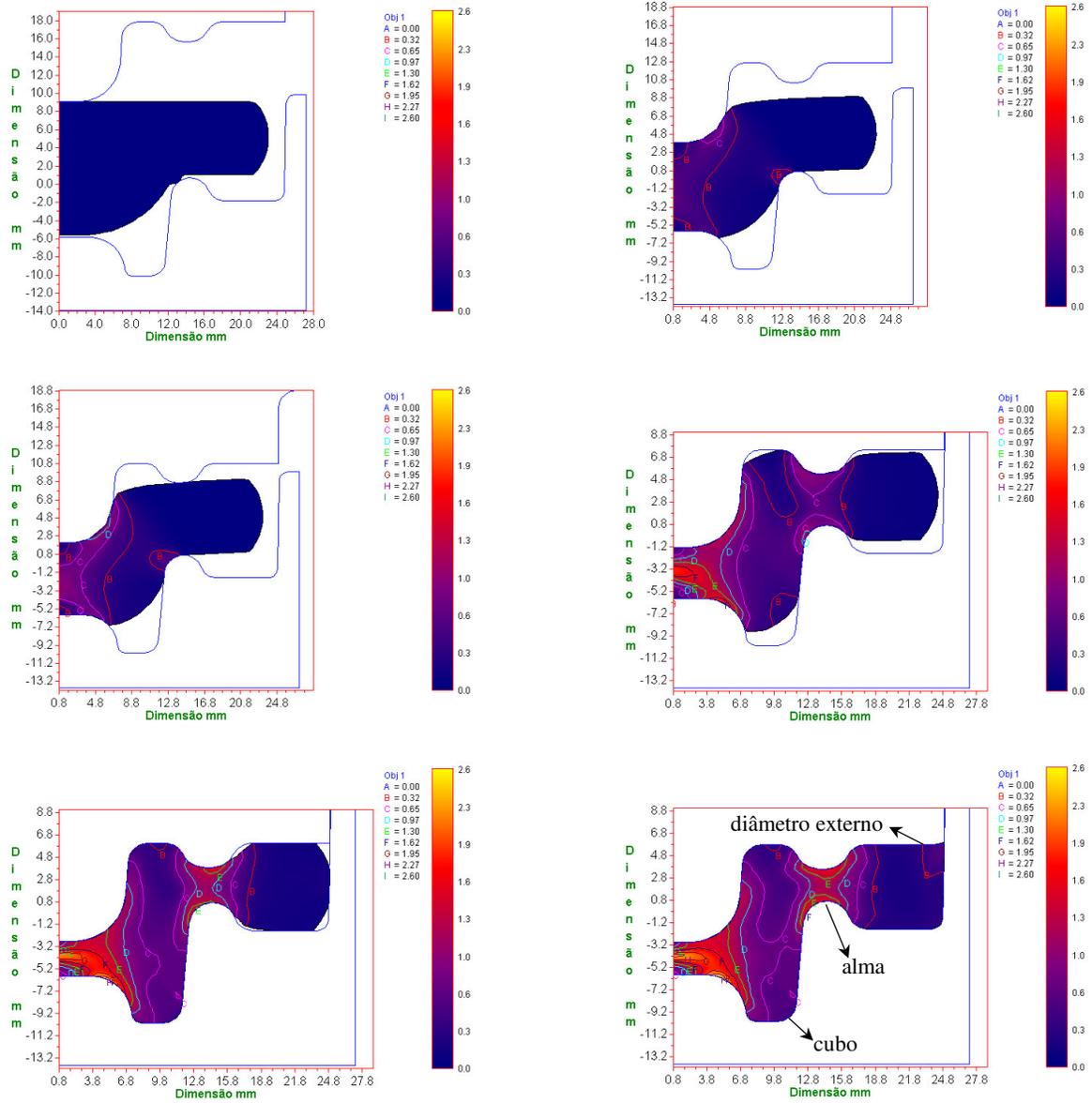
**Figura 6.14** – Simulação com o *software* DEFORM: obtenção da pré-forma proposta para o forjado 01 a partir do tarugo ( $L/\varnothing = 1,4$ ).



**Figura 6.15** - Simulação com o *software* DEFORM: obtenção do forjado 01 a partir da pré-forma proposta.



**Figura 6.16** – Simulação com o *software* DEFORM: obtenção da pré-forma proposta para o forjado 02 a partir do tarugo ( $L/\varnothing = 1,2$ ). Utilização do mesmo conjunto de matrizes de pré-forma visto na Figura 6.14.



**Figura 6.17** – Simulação com o *software* DEFORM: obtenção do forjado 02 a partir da pré-forma proposta.

## **6.6 – ANÁLISE DA REDUÇÃO DOS TEMPOS INTERNOS**

Uma outra consequência da flexibilização proposta para o processo de forjamento a quente de precisão é a diminuição ou mesmo eliminação de tempos internos, ou seja, tempos em que a prensa fica parada para realização de determinada operação. Serão mostradas a seguir algumas propostas para diminuição de tempos internos.

### **6.6.1 – Avaliação do Uso do Dispositivo de Troca e Fixação Rápidas de Ferramentas**

#### **a) Análise dos Procedimentos de Troca e Fixação Rápida**

O peso do dispositivo montado, com as matrizes, é de aproximadamente 65 kg, sendo que a mesa móvel superior com as matrizes pesa aproximadamente 30 kg. O peso é aproximado pois as matrizes variam de peso dependendo das dimensões do forjado.

As distâncias entre as matrizes, montadas no dispositivo, devem ser ajustadas na montagem do dispositivo de forma a garantir um mesmo deslocamento do cabeçote superior da prensa para obter a pré-forma e o forjado final. Isto é necessário pois, no caso de prensa excêntricas usadas na Indústria Modelo, o cabeçote superior possui um curso restrito, sendo a regulagem das referidas alturas feita por meio de calços colocados debaixo das matrizes inferiores.

Neste trabalho, apesar de se ter disponível uma prensa hidráulica – máquina de carga restrita, deseja-se simular as condições do forjamento realizado na indústria. Além disso, mesmo utilizando uma prensa hidráulica pode-se ter o problema de forçar, uma contra a outra, as matrizes para obtenção do forjado final, caso se deseje aproximar mais as matrizes que conformam a pré-forma, uma vez que esta última é obtida por forjamento livre.

Esta regulagem das distâncias pode ser efetuada não somente com a colocação de calços, como é feito na Indústria Modelo, mas também dimensionando-se as matrizes de forma a obter estas distâncias quando montadas no dispositivo, como ocorreu neste trabalho, visto que a profundidade dos rebaixos - 4 mm - da mesa móvel inferior não permite a inserção de calços com grande espessura. Uma forma de contornar este empecilho é aumentar a espessura da mesa móvel e a profundidade dos rebaixos permitindo a regulagem com calços mais espessos, sem se preocupar muito com as alturas das matrizes.

Outra observação efetuada com o uso dos dispositivos é de que se deve tomar cuidado

quando manuseá-los, evitando puxar ou empurrá-los de maneira a forçar as extremidades das colunas nos furos das mesas móveis – pegando pela parte superior das colunas ou mesa móvel superior, por exemplo -, o que levaria, com o tempo, a geração de folgas excessivas entre os mesmos, causadas por um amassamento das superfícies destes furos, uma vez que são produzidos a partir de um material de menor dureza em relação ao das colunas, comprometendo o alinhamento entre as matrizes.

Isto pode ser evitado, por exemplo, colocando-se um anel feito de material mais duro, com diâmetro interno igual ao da extremidade da coluna, nos furos dos cantos das mesas móveis que, conseqüentemente, deverão ser aumentados para um diâmetro nominal igual ao do diâmetro externo do anel. Este anel seria fixo no furo da mesa móvel através de parafusos ou por meio de um ajuste prensado.

A retirada do dispositivo com as matrizes utilizadas no forjamento de uma peça e a colocação de outro com as matrizes para obtenção de outro lote de forjados, realizada com a ajuda de uma mesa móvel com uma superfície formada por roletes e a uma altura igual à da mesa da prensa exige menos esforço por parte dos trabalhadores, ao contrário do que ocorre no processo convencional, para prensas de 10 MN nas quais as matrizes são retiradas manualmente.

Uma melhora do tempo de troca do dispositivo pode ser conseguida aumentando-se as dimensões da mesa móvel de forma a permitir a colocação de dois dispositivos sobre ela.

O dispositivo com as novas matrizes ficaria sobre parte desta mesa móvel que seria colocada frente à prensa no momento da retirada do outro dispositivo posicionado sobre a mesa da mesma. Os trabalhadores apenas puxariam o dispositivo, com as matrizes já utilizadas, para cima da mesa móvel em sua parte não ocupada. A mesa móvel seria deslocada de modo que o dispositivo, com as matrizes novas, fique frente a mesa da prensa para ser empurrado sobre ela e direcionado pelas guias laterais até encostar no *stop*.

Essa forma de trabalho poderia ser aplicada também para peças mais pesadas, forjadas em prensas de 20 MN no processo convencional da Indústria Modelo, nas quais as matrizes são movimentadas com auxílio de uma empilhadeira. A colocação do dispositivo sobre a mesa móvel seria feita por uma empilhadeira, ou ainda, o mesmo poderia ser montado diretamente sobre a mesa com o auxílio de uma talha.

Na fixação das mesas móveis nos cabeçote superior e mesa da prensa poderia se utilizar, ao invés de Presilhas P151TC, presilhas hidro-pneumáticas que permitem um acionamento mais

rápido - toque de um botão pode acionar todas ao mesmo tempo - e com forças de fixação maiores, que são necessárias quando se trabalha com prensas de maior capacidade e matrizes mais pesadas.

As vantagens da utilização deste dispositivo na troca das matrizes, em relação à forma convencional descrita no Capítulo 2 – item 2.3.5 -, seriam:

1) *Permitir a montagem e desmontagem das matrizes fora da prensa:* A prensa pode continuar funcionando, forjando uma determinada peça, enquanto um novo conjunto de matrizes é montado no dispositivo de troca rápida. No processo convencional – sem utilizar o dispositivo de troca rápida - a prensa fica parada – tempo interno - a fim de que os operadores possam retirar o conjunto de matrizes, utilizadas no forjamento de uma peça, e montar um outro para se obter um novo forjado.

As matrizes seriam retiradas todas ao mesmo tempo e de forma mais rápida, uma vez que as presilhas – P151TC - que prendem as mesas móveis - 4 presilhas para fixação da mesa móvel superior e 4 para a inferior - são de acionamento rápido. Na forma convencional o operador deve soltar 8 (oito) parafusos, que seguram os 4 (quatro) grampos da parte frontal da prensa, e afrouxar mais 8 (oito), que seguram os 4 grampos – 2 (dois) parafusos para cada grampo - da parte de trás da prensa.

Esses grampos são responsáveis pela fixação das matrizes no cabeçote superior e na mesa da prensa. As matrizes juntamente com os calços são retiradas, uma a uma, manualmente quando o peso é suportável, ou com a ajuda de uma empilhadeira quando o conjunto for mais pesado. Desta maneira existe o risco de quedas do ferramental.

2) *Permitir que os ajustes, para obter um forjado bom, sejam feitos fora da prensa:* além dos tempos de montagem e desmontagem, os ajustes das matrizes e determinação do peso do tarugo para se obter um forjado bom representam tempos internos quando se realiza a troca de matrizes de forma convencional, o que não ocorre quando se utiliza o dispositivo, pois neste caso, os ajustes podem ser realizados sem a necessidade de parada da prensa. Os ajustes das matrizes se restringem em colocar calços de diferentes medidas sob as matrizes inferiores, ou retirá-los, a fim de obterem-se distâncias entre as matrizes superiores e inferiores, de pré-forma e finais, que assegurem a formação de uma pré-forma e forjado final sem defeitos, preenchendo

adequadamente as matrizes e evitando sobrecargas que danifiquem a prensa e/ou matrizes.

Para se obter um forjado bom na primeira tentativa, seja no processo convencional ou utilizando-se o dispositivo, é necessário um maior controle dimensional e geométrico das matrizes, calços, tarugos, prensa e dispositivo, no caso de sua utilização.

Deve-se registrar as espessuras dos calços recomendados em função das dimensões dos forjados e pré-formas obtidos, os pesos dos tarugos, as medidas e os desvios dimensionais e geométricos de cada componente e também do conjunto montado para cada peça a ser forjada.

Essas informações poderiam ser armazenadas em um banco de dados, permitindo que o conjunto de matrizes possa ser montado da mesma forma, mantendo os ajustes convenientes para o forjamento de cada peça através da compensação dos desgastes dos componentes, ou das alterações de algumas dimensões causadas pelas regravações - recuperação das matrizes através do preenchimento com solda e/ou usinagem de algumas superfícies – e, conseqüentemente, abreviando o tempo de *set-up* para obtenção de uma peça boa, uma vez que os ajustes feitos da forma convencional de forjamento utilizam a metodologia da “tentativa e erro” aliada à experiência do operador. Isto serviria tanto para os ajustes grosseiros, onde se necessita de calços mais espessos, como para os finos, que requerem calços mais finos.

Em situações onde se requer um pequeno deslocamento – subir ou descer – da mesa inferior de modo a aproximar ou afastar, de um mesmo valor, as matrizes inferiores das superiores, as prensas excêntricas – curso restrito – possuem este recurso obtido através do acionamento um parafuso situado atrás da prensa e abaixo da mesa.

Esse procedimento é muito mais rápido que a retirada ou colocação de calços debaixo das matrizes inferiores, necessários quando se deseja deslocamentos maiores ou diferenciados para as matrizes inferiores – matrizes para obterem a pré-forma e forjado final com espelho -, como ocorre no processo convencional de forjamento realizado na Indústria Modelo.

As distâncias entre as matrizes que garantam a formação da pré-forma e forjado final sem defeitos podem ser determinadas de três formas:

a) Utilizando-se uma outra prensa que esteja ociosa, o que nem sempre ocorre ou é desejável, para se fazer os ajustes. Ou dedicando-se uma prensa para realização destes ajustes, prioritariamente, o que representaria, por um período, num aumento dos custos de produção. Porém, as informações sobre os ajustes feitos para cada forjado seriam armazenadas em um banco de dados de forma que, com o passar do tempo, as matrizes seriam montadas sobre o

dispositivo de troca rápida levando em consideração as informações sobre estes ajustes pré-definidos, sem mais necessitar das referidas prensas.

b) Realizando-se num primeiro momento os ajustes de forma convencional, descritos no Capítulo 2, o que representaria um aumento no tempo interno, fazendo com que o dispositivo perca, em parte, a sua finalidade. Porém, como proposto acima, as informações sobre os ajustes seriam armazenadas levando o dispositivo a recuperar, por completo, sua função de minimizar os tempos internos – tempos de montagem, desmontagem e ajustagem das matrizes.

c) Fazendo-se uma simulação da deformação plástica do material, via programa computacional, durante o forjamento da pré-forma a partir de um tarugo, e do forjado final a partir desta pré-forma. Esta opção foi adotada no trabalho de doutorado, utilizando-se o *software* DEFORM para simulações bidimensionais, como pode ser aproximado o forjamento de engrenagens, uma vez que existe um eixo de simetria. A deformação do tarugo para formação da pré-forma e desta para obtenção do forjado final ocorre por forjamento livre e fechado, respectivamente.

Apesar de se ter um valor nominal e tolerância do peso do tarugo, calculado pela engenharia, os desgastes sofridos pelas matrizes e as regravações podem levar à necessidade de se ajustar também o peso do tarugo para se obter um forjado sem defeitos, que podem ser causados pela falta ou excesso de material a ser conformado.

Na forma convencional, este ajuste nem sempre é necessário, caso contrário é realizado cortando-se três tarugos com pesos dentro, acima e abaixo do especificado pela engenharia, aquecendo-os, forjando-os e observando se o preenchimento foi adequado.

Somente depois de definido o peso adequado, começa-se o corte do lote de tarugos para serem aquecidos e forjados. Pode-se aqui também, anotar em um banco de dados os pesos recomendados para o tarugo em função do forjado e do ferramental utilizado, de modo a evitar que se gaste tempo fazendo-se ajustes já realizados para uma determinada peça.

3) *Manter, após fixado na prensa, os ajustes feitos previamente:* Os ajustes feitos utilizando-se os calços, aproximando ou afastando as matrizes inferiores de suas respectivas superiores, foram preservados com as presilhas BS-1 – duas para cada matriz – que fixam cada matriz nos rebaixos das mesas móveis do dispositivo de troca rápida.

Essas presilhas juntamente com os rebaixos evitaram que as matrizes se movimentassem

sobre as mesas móveis. Foi necessário também um alinhamento entre as matrizes superiores e inferiores de modo a evitar o choque entre as superfícies destas, principalmente entre as matrizes finais, uma vez que a superior deve se encaixar na inferior durante a descida do cabeçote superior da prensa para deformar a pré-forma e obter-se o forjado final.

Esse alinhamento, no dispositivo de troca rápida, foi conseguido através das quatro colunas cujas extremidades se encaixam nos quatro furos da mesa móvel inferior e superior. Os ajustes entre as colunas e as mesas móveis e, matrizes e os rebaixos, são do tipo deslizante sem folga.

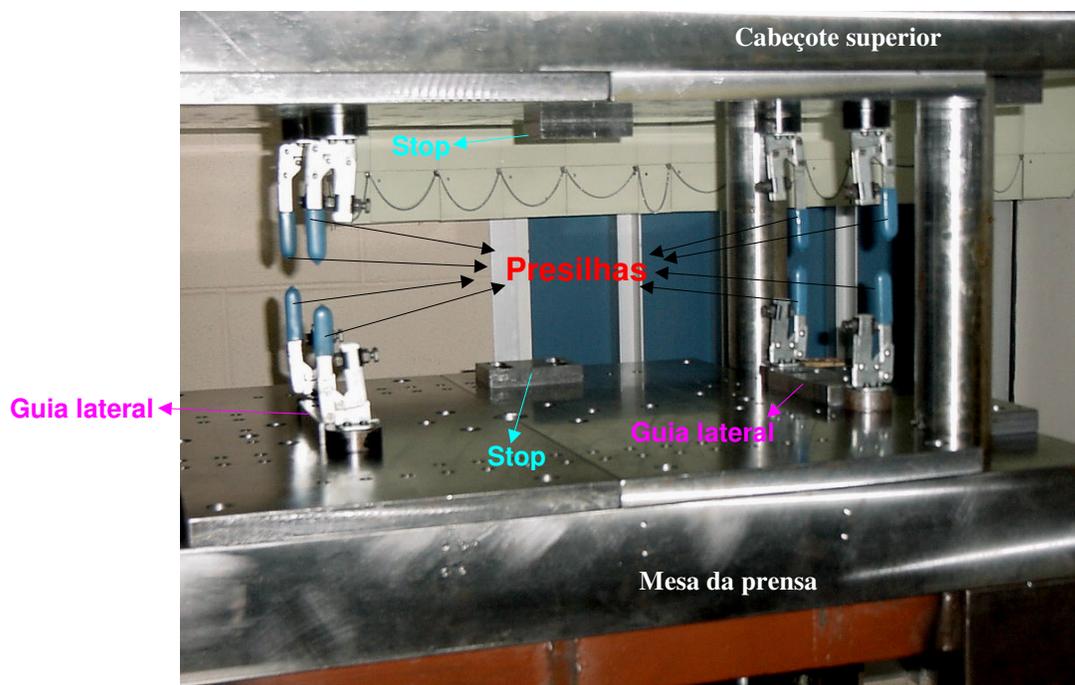
Os rebaixos e furos das mesas móveis foram usinados com tolerâncias dimensionais e geométricas de modo a garantir, após montagem do dispositivo, este alinhamento. Porém, depois de fixadas as mesas móveis superior e inferior, através das presilhas de acionamento rápido P151TC – quatro para cada mesa móvel -, respectivamente, na mesa e cabeçote superior da prensa e, retiradas as quatro colunas, o referido alinhamento deve manter-se para evitar-se o choque entre as superfícies das matrizes, como mencionado anteriormente.

Neste momento, este alinhamento foi preservado pelas quatro presilhas que comprimem as mesas móveis inferior e superior contra a mesa e o cabeçote superior da prensa, respectivamente, evitando um desprendimento e/ou deslocamento lateral das mesmas.

Além das presilhas, existem duas guias laterais – uma do lado direito e uma do lado esquerdo - e um *stop* fixos na mesa da prensa e outro *stop*, fixo no cabeçote superior, a fim de se evitar um deslocamento lateral causado por esforços não suportados pelas presilhas. A Figura 6.18 mostra as presilhas P151TC fixadas na mesa e cabeçote superior da prensa hidráulica.

4) *Com relação ao aspecto de segurança*, o dispositivo evita as possíveis quedas das matrizes, calços e/ou grampos durante a movimentação e colocação do ferramental no cabeçote superior da prensa, visto que são montados e fixados previamente sobre a mesa móvel superior do dispositivo.

No forjamento convencional as matrizes, os calços e grampos são colocados manualmente, quando o conjunto matriz e calços forem suportáveis – prensa de 10 MN, ou com o auxílio de uma empilhadeira, quando o conjunto matriz e calços forem muito pesados – prensa de 20 MN, aumentando os riscos de quedas. Além disso, os esforços realizados pelos operadores no processo convencional, seja nas prensas de 10 ou 20 MN, seriam minimizados com a utilização do dispositivo. Com relação à movimentação do dispositivo sobre a mesa da prensa é possível



**Figura 6.18** – Presilhas P151TC fixadas na mesa e cabeçote superior da prensa hidráulica.

diminuir os esforços do operador fixando-se guias com rolamentos em canais abertos na superfície da mesa.

#### **b) Análise dos Tempos de Troca e Fixação Rápida**

Medidas do tempo de troca das matrizes com e sem a utilização do dispositivo e o forjamento de alguns materiais como chumbo e alumínio a 400 °C foram realizados de modo a verificar possíveis desalinhamentos que comprometeriam a formação da pré-forma e forjado final e/ou danos às matrizes.

Verificou-se um menor tempo de troca das matrizes com a utilização do dispositivo e também que ele manteve o alinhamento entre as matrizes, levando a obtenção de boas peças forjadas com esses materiais e evidenciando que, para estas condições, as presilhas, guias e stops foram eficientes.

Foi realizado ainda o forjamento da pré-forma do forjado 02 com o Material 01 à temperatura de 1000 °C verificando-se que o dispositivo poderia ser aplicado também nesse caso, em que os esforços para conformação são relativamente maiores.

Apesar do dispositivo ter atendido aos requisitos desejados, verifica-se que ele apresenta

certas limitações que podem ser minimizadas em alguns casos:

1) Nos casos em que as matrizes, por serem leves, eram trocadas manualmente, a utilização do dispositivo no qual elas são fixadas impede que essa operação possa ser realizada de forma totalmente manual. Mesmo no laboratório, onde se trabalhou com tamanhos reduzidos – redução de  $2/3$  nas dimensões dos forjados e, conseqüentemente, das matrizes e dispositivo, o peso estimado do conjunto montado – 65 kg – é significativamente alto, mesmo que manipulado por dois operadores.

Em uma escala real, este peso seria nove vezes maior, sendo necessária a utilização de recursos como uma mesa móvel composta de roletes, como utilizado neste trabalho, uma empilhadeira ou talha já mencionados anteriormente neste Capítulo.

2) Para que o dispositivo possa, efetivamente, permitir uma diminuição do tempo de troca de ferramentas é necessário que se tenha um controle rígido das medidas e dos desvios dimensionais e geométricos das partes que compõem as matrizes, o dispositivo e a prensa. Estes dados devem ser compilados e atualizados sempre que houver alguma modificação dimensional, evitando que se façam ajustes errados, o que levaria a uma perda de tempo.

3) Em vista do item anterior, se faz necessário que o fluxo de informações entre o pessoal dos departamentos de engenharia e produção seja rápido e confiável. Os operários devem estar mais atentos às alterações que ocorram no forjado, ferramental ou dispositivo durante o processo, comunicando-as aos departamentos e registrando-as de alguma forma preestabelecida.

Também os ajustes realizados pelos operadores ou pelos departamentos, para compensar esses desvios, devem ser anotados de forma a evitar que o problema ocorrido venha a se repetir.

Como se observa, as vantagens obtidas com a utilização do dispositivo de troca rápida têm, em contra partida, a exigência de alteração da forma de trabalho, um aumento das responsabilidades dos trabalhadores envolvidos no processo e a adoção de um planejamento e controle da produção mais eficiente.

As Tabelas 6.1 e 6.2 mostram as medidas de tempo da troca de matrizes na prensa de laboratório feita de forma convencional e utilizando-se o dispositivo, respectivamente. Pode-se

afirmar com 90% de confiança que os tempos são diferentes, sendo a troca com o dispositivo significativamente mais rápida: o tempo médio para troca com dispositivo foi aproximadamente 65% menor que o gasto na troca convencional.

A seguir, expõe-se a formação de famílias de peças e a padronização de ferramentas, mostrando as vantagens e limitações que estas formas de flexibilização do processo de forjamento apresentam.

## 6.7 - FORMAÇÃO DE FAMÍLIAS DE PEÇAS E PADRONIZAÇÃO DAS FERRAMENTAS

Uma outra forma proposta de flexibilização do processo de forjamento a quente foi a formação de famílias de peças baseada na utilização das mesmas matrizes de pré-forma para forjar as peças que compõem uma determinada família. Além disso, procurou-se adotar os

**Tabela 6.1** – Tempos de troca convencional de matrizes.

<b>Amostras</b>	<b>Troca convencional (minutos:segundos)</b>
<i>01</i>	07:25
<i>02</i>	07:07
<i>03</i>	07:10
<i>04</i>	08:49
<i>05</i>	07:09
<i>06</i>	07:31
<i>07</i>	06:58
<i>08</i>	07:56
<i>09</i>	06:54
<i>10</i>	07:33
<i>11</i>	06:52
<i>12</i>	07:15
<b><i>Média</i></b>	<b>07:23</b>
<b><i>Desvio-Padrão</i></b>	<b>00:32</b>

mesmos ajustes – distâncias entre as matrizes superiores e inferiores – a fim de facilitar a troca das matrizes finais.

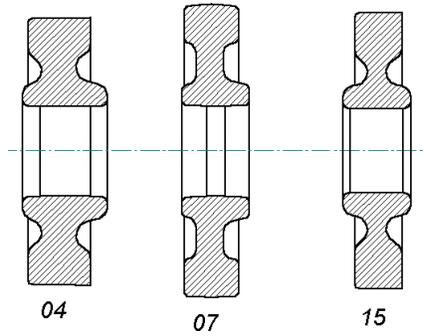
Uma primeira proposta para o agrupamento das peças em famílias baseada na semelhança geométrica e dimensional pode ser vista nas Figuras 6.19 a 6.24.

Foram formadas seis famílias sendo uma delas composta de uma única peça.

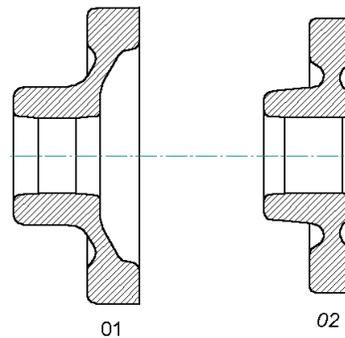
Cada família possui algumas características geométricas em comum, apesar das dimensões de algumas peças se diferenciarem muito em relação às demais, como observado nas famílias 03, 05 e 06. As características geométricas consideradas foram: espelho, alma e cubo.

**Tabela 6.2** – Tempo de troca de matrizes utilizando dispositivo de troca rápida.

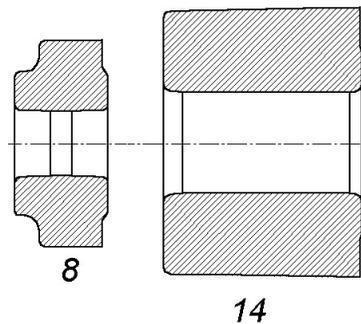
<b>Amostras</b>	<b>Tempo (minutos:segundos)</b>
01	03:38
02	02:34
03	02:25
04	02:40
05	01:54
06	02:02
07	02:28
08	02:53
09	02:35
10	02:36
11	02:32
12	02:30
<b><i>Média</i></b>	<b><i>02:34</i></b>
<b><i>Desvio padrão</i></b>	<b><i>00:26</i></b>



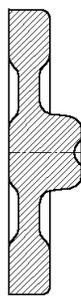
**Figura 6.19** – Família N<sup>o</sup> 01. Engrenagens com cubo e espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais.



**Figura 6.20** – Família N<sup>o</sup> 02. Engrenagens com alma e espelho. Altura do cubo menor (01) ou igual (02) à total da peça. Cubo com elementos bilaterais.

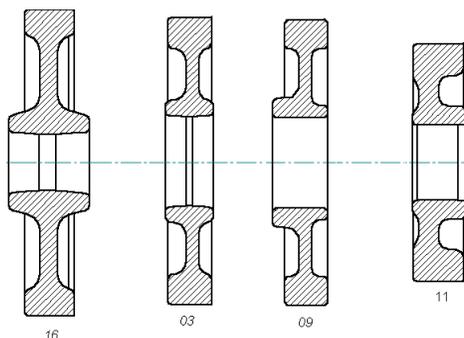


**Figura 6.21** – Família N<sup>o</sup> 03. Engrenagens sem alma . Diâmetro externo menor em relação às demais engrenagens sem espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elemento unilateral.

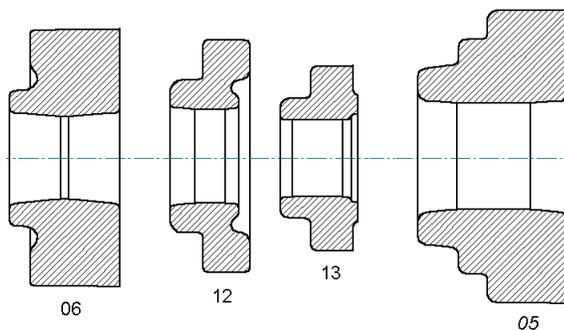


10

**Figura 6.22** – Família N<sup>o</sup> 04. Engrenagem com cubo longo e sem espelho. Diâmetro externo menor em relação às demais engrenagens.



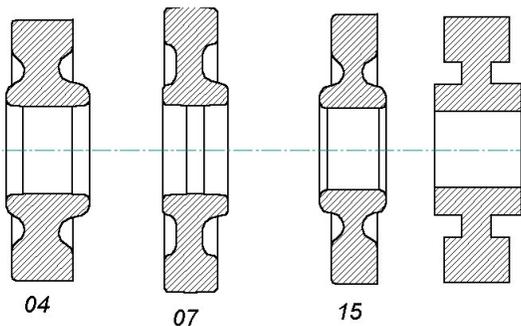
**Figura 6.23** – Família N<sup>o</sup> 05. Engrenagens com cubo e espelho. Diâmetro externo maior em relação às demais engrenagens. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais.



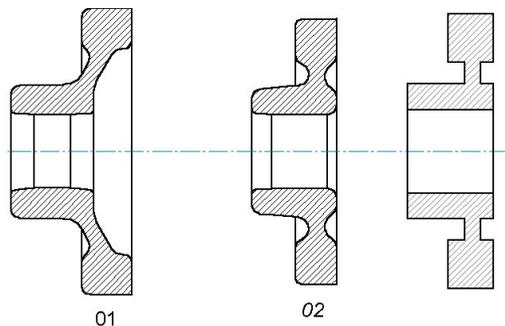
**Figura 6.24** – Família N<sup>o</sup> 06. Engrenagens sem espelho. Diâmetro externo maior em relação às demais engrenagens sem espelho. Cubo com elementos uni e bilaterais.

A família N<sup>o</sup> 04 foi descartada do trabalho, por ser composta somente de uma peça em vista de suas características geométricas e dimensionais bem diferenciadas das demais.

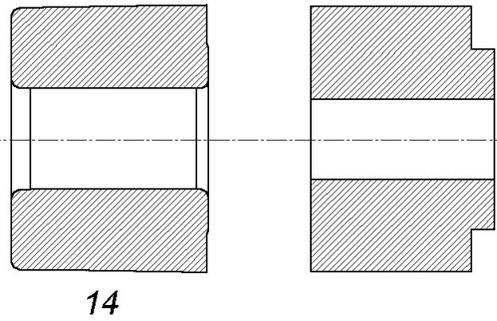
Posteriormente, essas famílias foram modificadas por causa da acentuada diferença dimensional de algumas peças em relação às demais que compõem a família e dos critérios definidos nos Capítulos 3 – item 3.5 – e 5 – item 5.3.1.2 - para formação das famílias, com o objetivo a utilização de um mesmo conjunto de matrizes para obtenção das pré-formas dos forjados que compõem determinada família. Assim, os forjados foram reagrupados como mostram as Figuras 6.25 a 6.33, que também apresentam um corte da peça usinada característica da família ao lado das seções dos forjados.



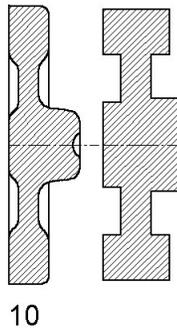
**Figura 6.25** – Família N<sup>o</sup> 01. Engrenagens com alma e espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais.



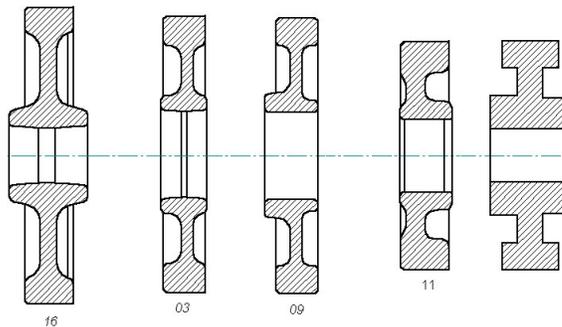
**Figura 6.26** – Família N<sup>o</sup> 02. Engrenagens com alma e espelho. Altura do cubo menor (01) ou igual (02) à total da peça. Cubo com elementos bilaterais.



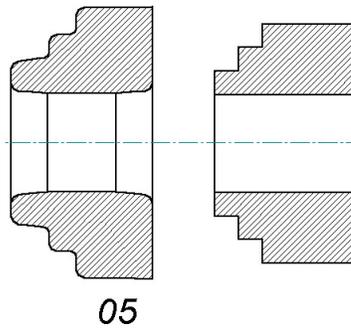
**Figura 6.27** – Família Nº 03. Engrenagens sem alma e com espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elemento unilateral.



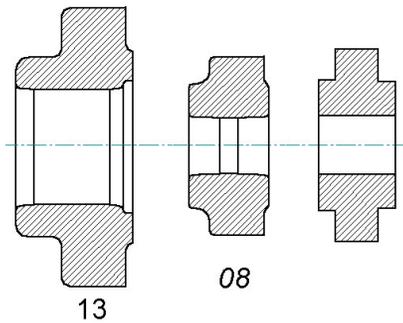
**Figura 6.28** – Família Nº 04. Engrenagem com alma e sem espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Diâmetro externo menor em relação às demais engrenagens com mesmas características.



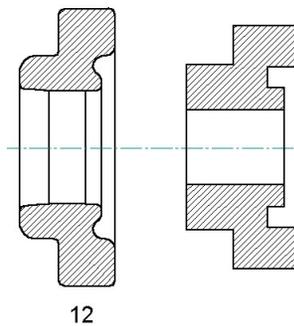
**Figura 6.29** – Família Nº 05. Engrenagens com alma e espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais. Diâmetro externo maior em relação às demais engrenagens da família 01.



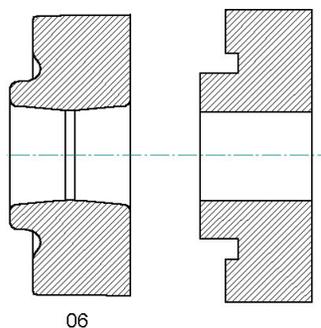
**Figura 6.30** – Família N<sup>o</sup> 06. Engrenagens sem alma e com espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elemento unilateral. Diâmetro externo bem maior em relação às demais engrenagens da família 03.



**Figura 6.31** – Família N<sup>o</sup> 07. Engrenagens sem alma. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elementos bilaterais.



**Figura 6.32** – Família N<sup>o</sup> 08. Engrenagens sem alma e com espelho. Altura do cubo menor que a total da peça. Cubo com elementos bilaterais.



**Figura 6.33** – Família N<sup>o</sup> 09. Engrenagens sem alma e com espelho. Altura do cubo igual à total da peça. Cubo com elemento unilateral.

A formação de famílias de peças que utilizem uma mesma matriz de pré-forma permite a padronização das ferramentas, diminui o número de matrizes necessária para obtenção das pré-formas dos forjados, reduz o inventário de produção, diminui os custos com material para ferramentas e processo de usinagem para obtenção das mesmas, o tempo de troca de matrizes – em relação ao gasto no processo convencional de forjamento -, viabilizando a diversificação da produção de pequenos lotes de peças.

O tempo de troca das matrizes será menor uma vez que somente as matrizes finais – superior e inferior – serão trocadas. Aqui novamente, a matriz inferior a ser colocada deve estar acompanhada de seus calços, previamente definidos, evitando os ajustes posteriores a sua fixação. No processo de forjamento convencional realizado na Indústria Modelo, todas as matrizes superiores e inferiores são trocadas.

Quando os forjados do lote anterior e os que serão conformados exigirem pré-formas do tipo “bolacha” plana será desnecessário a substituição das matrizes de pré-forma – superior e inferior -, uma vez que as mesmas possuem uma mesma geometria - superfície plana. Mesmo assim, é necessário que se solte a matriz inferior para que se façam ajustes entre ela e a superior através da colocação ou retirada de calços debaixo da mesma, pois geralmente a altura  $h_1$  da “bolacha” plana - Figura 5.7(a) – é diferente para cada forjado.

A proposta de formação de família de peças visa não somente a utilização das mesmas matrizes de pré-forma para todas os forjados de uma família, mas também manter os ajustes entre elas.

Caso contrário, voltar-se-ia a trabalhar como no forjamento convencional com pré-forma do

tipo bolacha plana, descrito anteriormente, onde os ajustes se fazem necessários. Mesmo assim, caso as pré-formas fossem do tipo “canoas” simples ou dupla, o fato de não se necessitar trocar as matrizes de pré-forma já representaria uma economia de material para ferramentas.

Cabe ressaltar ainda, que a formação de famílias de peças para a utilização de um mesmo conjunto de matrizes de pré-forma põe de lado a utilização do dispositivo de troca rápida de matrizes, uma vez que este último prevê a troca, simultânea, das quatro matrizes. Não obstante, ele será útil quando da troca de todas as matrizes para iniciar o forjamento de outra família de peças. Assim, é necessário um planejamento da produção de modo que os forjados que utilizem uma mesma pré-forma tenham seus lotes produzidos em seqüência.

Neste trabalho, dentre as famílias de peças propostas, a família 02 composta pelos forjados 01 e 02 foi adotada para os estudos da viabilidade de se utilizar um mesmo conjunto de matrizes de pré-forma com os mesmos ajustes entre elas. Para os forjados 01 e 02 a melhor pré-forma é a do tipo “canoas” simples, como recomendado no Capítulo 5, item 5.2.3.

Uma vez que a matriz de pré-forma superior é uma superfície plana, os estudos se concentraram na definição de uma geometria para a matriz de pré-forma inferior que permitisse o posicionamento adequado dos tarugos sobre ela e das pré-formas geradas dentro da matriz final inferior, sendo utilizado o *software* de modelagem de sólidos SOLID EDGE. Para verificar se a geometria proposta permitiria o preenchimento adequado da matriz de pré-forma inferior, a partir dos tarugos, e das matrizes finais – superior e inferior -, a partir das pré-formas, realizaram-se, para os dois forjados citados, simulações através do *software* DEFORM já apresentadas neste Capítulo.

Como mencionado, as simulações permitiram verificar que as dimensões e geometria da matriz de pré-forma proposta para ser utilizada em comum pelos forjados 01 e 02, bem como o ajuste definido, eram adequados.

Os tarugos utilizados para obtenção destes forjados possuem o mesmo diâmetro - 25,4 mm – e alturas diferentes, uma vez que seus pesos não são iguais. Além das mesmas matrizes de pré-forma, adotou-se os mesmos ajustes entre elas para obtenção das pré-formas dos forjados 01 e 02, ou seja, definiu-se uma mesma distância entre elas – 8,0 mm -, já citada, evitando-se a retirada das mesmas para colocação ou retirada de calços a fim de alterar os ajustes, o que resultaria em um maior tempo para se obter o primeiro forjado bom.

Esta distância foi definida através da análise de várias simulações do forjamento a quente

utilizando-se o *software* DEFORM. O valor de 8,0 mm, além de vários outros, foi o que permitiu, observando-se as simulações, a obtenção de pré-formas adequadas para obtenção dos forjados 01 e 02.

Outra diretiva adotada, para se chegar ao referido valor, é a de que o CDP deve ser deformado o máximo possível nesta primeira fase - Figuras 6.14 e 6.16 - a fim de promover uma maior “quebra” da microestrutura do material de partida, sem contudo inviabilizar a inserção das pré-formas obtidas nas suas respectivas matrizes finais.

A troca das matrizes finais se fez da mesma forma descrita no processo de troca convencional, lembrando que as de pré-forma são mantidas na prensa.

Os tempos medidos para este caso são mostrados na Tabela 6.3 e evidenciam, como se esperava, um menor tempo de troca em relação ao processo convencional, porém maior que o medido utilizando-se o dispositivo de troca rápida. A análise estatística permite afirmar, com 95% de confiança, que o tempo de troca das matrizes utilizando-se o dispositivo de troca rápida é menor em relação àquele em que se troca somente as matrizes finais. Analisando-se somente as médias dos tempos verifica-se que esta redução é de aproximadamente 39%.

Em relação à forma convencional, cujo tempo médio foi de 07 minutos e 23 segundos, a troca de matrizes finais mantendo-se as de pré-forma permite uma redução de aproximadamente 43% no tempo de troca das matrizes.

## **6.8 – ANÁLISE DA OBTENÇÃO DO TARUGO AQUECIDO**

O sistema de corte a quente promove uma alteração significativa da forma convencional de trabalho, vista na Figura 2.3 do Capítulo 2, para obtenção do tarugo aquecido. As Figuras 6.34 e 6.35 representam a obtenção do tarugo aquecido da forma convencional e utilizando-se o corte a quente.

Observando-se a forma com que o corte a quente é realizado na Indústria Modelo e comparando-se com a forma convencional pode-se destacar algumas vantagens daquele primeiro:

- 1) Sendo o processo de corte a quente todo automatizado, desde a colocação da barra no trilho responsável por sua movimentação, transporte da mesma através do forno até o corte a quente na guilhotina para obtenção do tarugo, necessita-se somente de um operário para controlar o processo e de uma empilhadeira (1 operário) para transportar as barras até o sistema

automático de corte. No processo convencional o tarugo é cortado primeiramente em uma guilhotina (1 operário), transportado por empilhadeira (1 operário) até o forno e colocado no sistema de alimentação do forno (1 operário), a fim de ser aquecido. Assim sendo, tem-se neste caso o envolvimento de três operários. Este número diminui para dois operários quando se tem um sistema automático de alimentação do forno com tarugos.

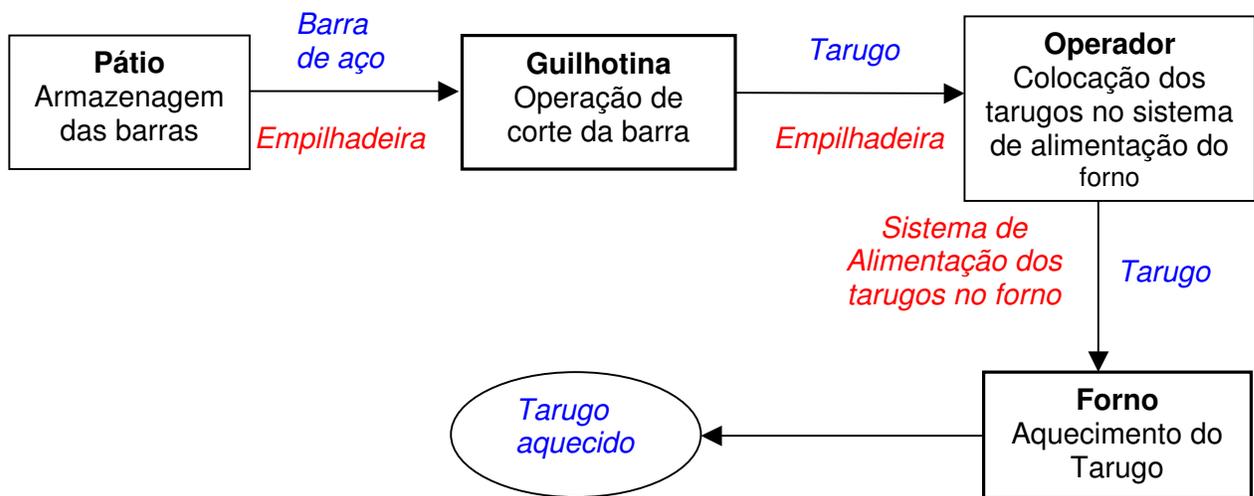
- 2) Elimina-se a movimentação dos tarugos da seção de corte, onde estão as guilhotinas, para o forno, e a formação de estoque quando os mesmos não são imediatamente forjados, sendo necessário um lugar para armazená-los. No corte a quente, as barras são cortados somente quando necessárias para o processo de fabricação
- 3) Os ajustes da guilhotina para o corte a quente podem ser realizados mais rapidamente. O operador pode fazer novos ajustes alterando os valores de alguns parâmetros através do painel de controle. No sistema convencional tem-se os ajustes do ferramental na guilhotina e do sistema de alimentação do forno com os tarugos.

**Tabela 6.3** – Tempo de troca das matrizes finais, mantendo-se as matrizes de pré-forma.

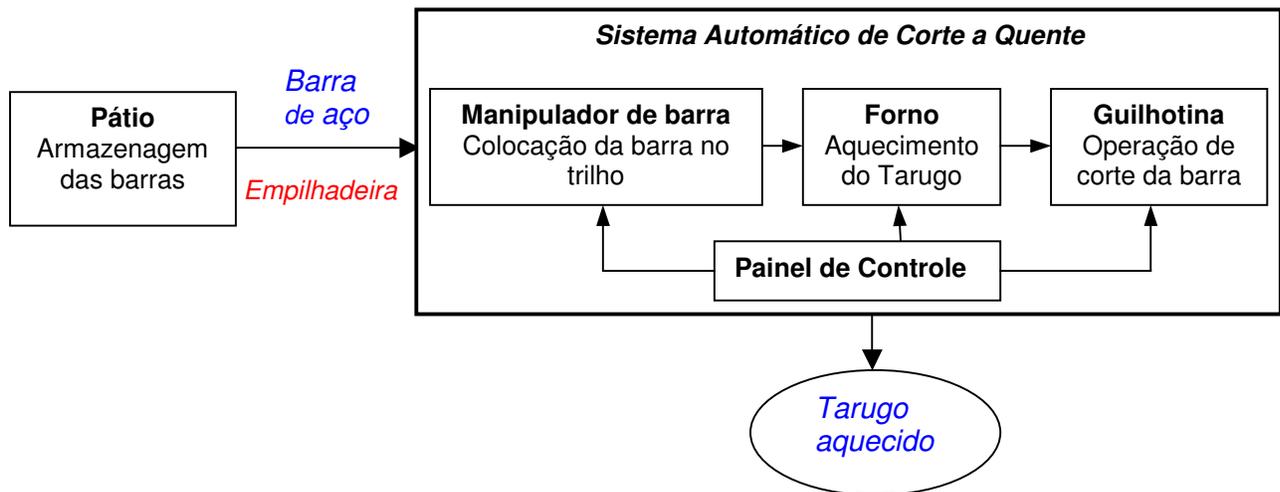
<b>Amostras</b>	<b>Tempo (minutos:segundos)</b>
01	4:10
02	5:02
03	4:03
04	3:51
05	4:10
06	4:36
07	3:54
08	4:34
09	4:13
10	3:36
<b><i>Média</i></b>	<b><i>4:13</i></b>
<b><i>Desvio padrão</i></b>	<b><i>0:25</i></b>

4) Diminui-se o tempo total gasto para obter o tarugo aquecido a partir da barra. No sistema convencional há perdas de tempo com transporte do lote tarugos e sua colocação no sistema de alimentação do forno.

Por outro lado, o fato das etapas do corte a quente - colocação da barra no trilho, transporte da mesma, aquecimento no forno, corte na guilhotina - estarem intimamente ligadas, qualquer problema em uma delas representa a parada do processo. Já no processo convencional este problema não ocorre ou pode ser minimizado, pois as etapas são realizadas mais independentemente, e o número de guilhotinas e fornos são maiores.



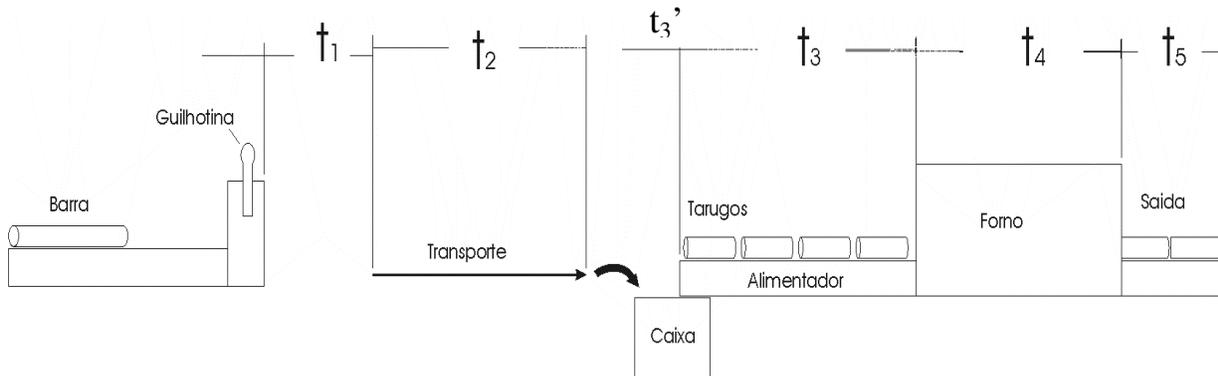
**Figura 6.34** – Etapas para obtenção do tarugo aquecido no processo de corte convencional.



**Figura 6.35** – Etapas para obtenção do tarugo aquecido utilizando sistema de corte a quente.

### 6.8.1 – Determinação do Tempo de Processo no Corte Convencional

Para calcular os tempos do processo convencional, dividiu-se o processo em várias etapas como mostra a Figura 6.36.



**Figura 6.36** – Divisão das etapas do processo convencional para o cálculo do tempo total de obtenção do tarugo aquecido.

O primeiro tempo a ser medido, foi o tempo de corte na guilhotina, representado na Tabela 6.4. Com o tempo medido para o corte de cada tarugo – tempo / tarugo – pode-se calcular o tempo  $t_1$  para um lote de 300 tarugos. Então chamou-se de  $t_1$ , o tempo gasto para se cortar 300 tarugos, que é o tempo de corte a frio na guilhotina multiplicado pelo número de tarugos que se deseja cortar.

Para esta etapa utilizaram-se tempos medidos com outro tarugo, que tem comprimento (L) de 125 mm, diâmetro ( $\varnothing$ ) de 76,1 mm e peso de 4,450 kg, pois não haviam dados disponíveis do tarugo escolhido para comparação.

**Tabela 6.4** - Medidas de tempos do corte de tarugos no processo convencional.

48,08	10 tarugos	4,81
30,29	10 tarugos	3,03
30,27	10 tarugos	3,03
30,33	10 tarugos *	3,03
30,33	10 tarugos	3,03
Média geral para um tarugo (s)		3,33

\* Término de uma barra e início da outra. Necessidade de pesar o primeiro tarugo da barra que se inicia e tirar da caixa a extremidade da barra anterior.

$t_1$  = Operação de corte para 300 tarugos

$$t_1 = 3,33 \cdot 300 = 999 \text{ s}$$

Logo após, mediu-se o tempo  $t_2$  que é o tempo de transporte da caixa de tarugos da guilhotina até o alimentador do forno:

$t_2$  = tempo de transporte da caixa de tarugo desde a guilhotina até o alimentador do forno

$$t_2 = 53 \text{ s}$$

Então, mediu-se o tempo  $t_3$  que é o tempo dispendido para levar o tarugo de sua caixa, próxima ao alimentador, até sua entrada no forno.

$$t_3 = 92 \text{ s}$$

Nesta etapa, mediu-se também o tempo gasto nos ajustes preliminares do alimentador, e chamou-se esse tempo de  $t_3'$ .

$$t_3' = 180 \text{ s (tempo estimado; não medido)}$$

Depois, calculou-se o tempo que um tarugo leva para atravessar o forno. Esse tempo foi chamado de  $t_4$ . Para calculá-lo, determinou-se primeiramente a velocidade de translação da barra, que é o comprimento do tarugo dividido pelo tempo que cada tarugo gasta para sair do forno, ilustrada na Tabela 6.5. O tarugo utilizado para a comparação com o corte a quente foi o que apresenta comprimento (L) de 114,5 mm e diâmetro ( $\varnothing$ ) de 60,3 mm. Este tarugo é 11,5 mm menor que o tarugo utilizado no corte a quente, e seu diâmetro é 16 mm menor em relação ao tarugo do corte a quente.

**Tarugo:** L = 114,5 mm      **Peso** = 2,7 kg       $\varnothing$  = 60,3 mm

**Tabela 6.5** - Tempo para saída dos tarugos do forno

Tempo para 10 tarugos (s)	Tempo para um tarugo (s)
71,4	7,14
118,8	11,88
120	12
<b>Média</b>	<b>10,34</b>

De posse do comprimento do forno -  $L' = 3410 \text{ mm}$  -, calculou-se o  $t_4$ , que é  $L'$  dividido pela velocidade calculada .

## Cálculos

**velocidade** = comprimento do tarugo / tempo que o tarugo gasta para sair do forno

$$\text{velocidade} = 114,5 / 10,34 = 11,07 \text{ mm/s}$$

$t_4$  = tempo que um tarugo leva para atravessar o forno

$$L' = \text{Comprimento do forno} = 3410 \text{ mm}$$

$$t_4 = L' / \text{velocidade}$$

$$t_4 = 3410 / 11,07 = 308 \text{ s}$$

Finalmente, calculou-se  $t_5$  que é o tempo para a saída de todos os tarugos do forno. Esse tempo foi calculado multiplicando-se o tempo para saída de um tarugo do forno pelo número de tarugos do lote – 300.

Como o tarugo utilizado para comparação possui um comprimento –  $L = 114,5 \text{ mm}$  - menor que o utilizado no corte a quente –  $L = 126 \text{ mm}$  -, fez-se uma correção do tempo que o tarugo leva para sair do forno. Mantendo-se a mesma velocidade –  $11,1 \text{ mm/s}$  -, o tarugo com comprimento de  $126 \text{ mm}$  levará um tempo maior para sair do forno, ou seja:

$$T = 126 / 11,1 = 11,4 \text{ s / tarugo}$$

Assim:

$t_5$  = tempo para saída dos tarugos do forno (300 tarugos)

$$t_5 = T * 300$$

$$t_5 = 11,4 * 300 = 3420 \text{ s}$$

**Tabela 6.6** - Tempos para obtenção do tarugo aquecido - Corte convencional  
(Lote de 300 tarugos)

Operação de corte para 300 tarugos (Guilhotina) $t_1$	Tempo para transporte da guilhotina até o pátio $t_2$	Tempo gasto nos ajustes preliminares do alimentador <i>set-up</i> $t_3'$	Tempo que o tarugo leva da caixa até a entrada do forno $t_3$	Tempo para passar pelo forno (início do tarugo na entrada até seu final na saída do forno) $t_4$	Tempo para saída dos tarugos do forno (300 tarugos) $t_5$	Tempo total para obtenção do tarugo aquecido
<b>999</b>	<b>53</b>	<b>180</b>	<b>92</b>	<b>308</b>	<b>3420</b>	<b>5052</b>

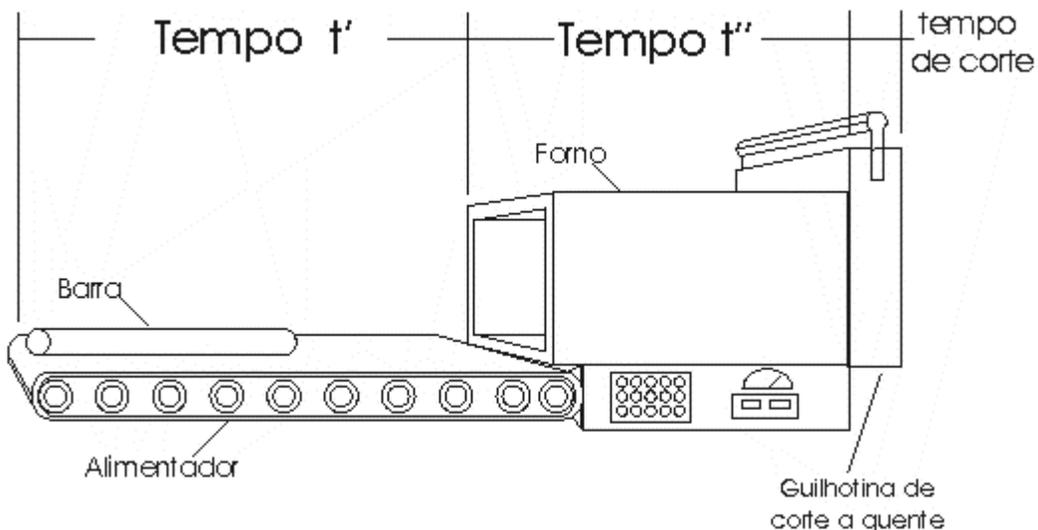
**Tempo Total = 1 h 24 min 12 s**

## 6.8.2 – Determinação do Tempo de Processo no Corte a Quente

O tarugo utilizado no corte a quente para comparação com o corte convencional foi o que apresenta comprimento (L) de 126 mm e diâmetro ( $\varnothing$ ) de 76,2 mm. Este tarugo é 11,5 mm maior que o tarugo utilizado no corte convencional, e seu diâmetro é 15,9 mm maior que aquele.

**Tarugo:** L = 126 mm    **Peso** = 4,25 kg     $\varnothing$  = 76,2 mm

Para calcular os tempos do corte a quente, dividiu-se o processo em várias etapas, como mostra a Figura 6.37.



**Figura 6.37** – Esquema de corte a quente – alimentador, forno e guilhotina.

O primeiro tempo calculado foi aquele que a barra gasta desde o início do trilho alimentador, sobre o qual ela cai, até chegar na entrada do forno ( $t'$ ).

A distância da ponta dianteira da barra no início do trilho alimentador até a entrada do forno é de aproximadamente 1800 mm. Adotando-se o mesmo tempo com que os tarugos, aquecidos depois do corte a frio, saem do forno, para o corte a quente, ou seja, 11,4 s / tarugo, e sendo o comprimento do tarugo de 126 mm, a velocidade da barra sobre o trilho alimentador será:

$$V_{\text{barra}} = 126 / 11,4 = 11,1 \text{ mm /s}$$

O tempo que a ponta dianteira da barra gastará para chegar até a entrada do forno será de:

$$t' = 1800 / 11,1 = 162 \text{ s}$$

Adotou-se o mesmo tempo com que os tarugos saem do forno no processo de corte convencional uma vez que a capacidade do forno para o corte a quente permite que se trabalhe com esta velocidade.

Logo depois, calculou-se o tempo  $t''$  que uma barra leva para atravessar o forno, como mostra a Figura 6.37. Sabendo-se que o comprimento do forno  $L''$  é igual a 3385 mm e que a velocidade de translação da barra foi de 11,1 mm/s, o tempo  $t''$  será:

$$t'' = L'' / V_{\text{barra}}$$

$$t'' = 3385 / 11,1 = 305 \text{ s}$$

Tendo a ponta da barra chegado no final do forno a mesma será cortada pela guilhotina de corte a quente podendo-se calcular o tempo  $t'''$  gasto nesta operação de corte para o lote estudado. Esse tempo foi calculado multiplicando-se o tempo do corte a quente dos tarugos – 11,4 s/tarugo - pelo número de tarugos do lote.

$$t''' = \text{tempo total de corte de um lote (300 tarugos)}$$

$$t''' = 11,4 * 300 = 3420 \text{ s}$$

**Tabela 6.7** - Tempos para obtenção dos tarugos aquecidos - Corte a Quente  
(Lote de 300 tarugos)

Tempo gasto para a barra chegar na entrada do forno. $t'$ (s)	Tempo que a barra gasta para passar pelo forno. $t''$ (s)	Tempo de corte do lote (300 tarugos) $t'''$ (s)	Tempo total do corte a quente. (s)
<b>162 s</b>	<b>305 s</b>	<b>3420 s</b>	<b>3887 s</b>

**Tempo Total = 1h 04 min 47 s**

Analisando-se os valores obtidos para o processo de obtenção dos tarugos aquecidos pelos dois sistemas de corte, verifica-se que o corte a quente permite uma redução no tempo total do

processo de 23,1 %, para um tamanho de lote de 300 tarugos, apesar do menor tempo gasto pela guilhotina no corte a frio do tarugo. A tempo gasto pela guilhotina no corte a frio, 3,33 s/tarugo, é 65,5 % menor que o medido no corte a quente, 11,4 s/tarugo.

A Tabela 6.8 mostra uma comparação dos tempos gastos nos processos de obtenção dos tarugos aquecidos, para diferentes tamanhos de lote. Observa-se que, independentemente do tamanho do lote, a redução que se tem com o corte a quente mantém-se em torno dos 23,0 %.

**Tabela 6.8** - Tempos totais para obtenção dos tarugos aquecidos pelos dois processos de corte.

Lote (tarugos)	Tempo total dos processos (s)		Redução (%)
	Convencional	Corte a Quente	
1	648	478	26,1
50	1370	1037	24,3
100	2106	1607	23,7
200	3579	2747	23,2
300	5052	3887	23,1
400	6525	5027	23,0
500	7998	6167	22,9
600	9524	7307	23,3
700	10997	8447	23,2
800	12470	9587	23,1
900	13943	10727	23,1
1000	15416	11867	23,0
1500	22834	17567	23,1
2000	30252	23267	23,1

Essa redução torna o processo de corte a quente mais vantajoso, vindo ao encontro da tendência de diminuição dos lotes e diversificação dos produtos e para a flexibilidade do processo.

De acordo com os valores apresentados, com o tempo para se produzir quatro lotes pelo processo convencional pode-se produzir cinco pelo corte a quente, sobrando um tempo que poderia ser utilizado na produção de outro lote menor. Salienta-se que número máximo de tarugos a serem transportados dentro de uma caixa é 500, sendo necessário somar o tempo de transporte de cada caixa transportada a mais, quando se deseja forjar uma quantidade de tarugos superior à referida capacidade.

Pode-se apontar outras vantagens do corte a quente em relação ao processo convencional, tais como:

- Sendo o processo de corte a quente todo automatizado, desde a colocação da barra no trilho responsável por sua movimentação, transporte da mesma através do forno até corte a quente na guilhotina para obtenção do tarugo, necessita-se somente de um operador para controlar o processo. No processo convencional o tarugo é cortado primeiramente em uma guilhotina – 1 operador -, transportado por empilhadeira – 1 operador - até o forno e colocado no sistema de alimentação do forno por um operário, a fim de ser aquecido. Assim sendo, tem-se neste caso o envolvimento de três operários. Este número diminui para dois operários quando se utiliza o sistema automático de alimentação do forno com tarugos.

- Elimina-se a movimentação dos tarugos da seção de corte, onde estão as guilhotinas, para o forno, tornando o processo mais independente com relação à necessidade de uma empilhadeira com um operador. Não há formação de estoque de tarugos como ocorre no corte a frio quando os mesmos não são imediatamente forjados, sendo necessário um lugar para armazená-los. No corte a quente, as barras são cortadas somente quando necessárias para o processo de fabricação.

- Os ajustes da guilhotina para o corte a quente podem ser realizados mais rapidamente. O operador pode fazer novos ajustes alterando os valores de alguns parâmetros através do painel de controle. No sistema convencional são necessários ajustes do ferramental na guilhotina e do sistema de alimentação do forno com os tarugos.

Por outro lado, o fato das etapas do corte a quente - colocação da barra no trilho, transporte da mesma até o forno, aquecimento, corte na guilhotina - estarem intimamente ligadas, qualquer problema em uma delas representa a parada do processo. Já no processo convencional este problema não ocorre ou pode ser minimizado, pois as etapas são realizadas mais independentemente, e o número de guilhotinas e fornos são maiores.

## 6.9 – ANÁLISE DO SISTEMA AUTOMÁTICO DE ALIMENTAÇÃO DA PRENSA

O sistema automático de alimentação da prensa como descrito no Capítulo 2, visa melhorar a forma convencional com que os tarugos saem do forno e são colocados na primeira matriz – pré-forma – para realização do processo de forjamento.

A discussão que se apresenta é baseada nas observações da forma convencional de alimentação do tarugo e daquela utilizando o sistema automático empregado na Indústria Modelo. As vantagens obtidas com esse sistema são:

1) Controle da velocidade de alimentação dos tarugos na prensa: o sistema permite que se ajuste a frequência de retirada dos tarugos do forno de modo a agilizar o processo de forjamento. Essa frequência deve estar em consonância com aquela em que os tarugos saem do forno e de acordo com a velocidade de trabalho do operador da prensa.

Em casos de forjados leves – forjamento em prensa de 10 MN -, o aquecimento dos tarugos e o processo de forjamento realizado pelo operador são mais rápidos e requer que a velocidade de alimentação seja maior também. Quando o forjado é relativamente pesado – forjamento em prensas de 20 MN – as etapas são mais lentas exigindo que o sistema trabalhe com uma velocidade menor.

2) Controle da temperatura do tarugo: na forma convencional de forjamento, o tarugo quente desliza por um canaleta inclinado que vai da saída do forno até próximo a lateral da prensa.

Um operador auxiliar pega o tarugo com uma tenaz e o coloca sobre a primeira matriz para que o operador da prensa possa forjar a peça.

Desta forma é possível ocorrer do tarugo ficar parado no meio do canaleta e necessitar ser puxado pelo operador auxiliar; além disso, esse operário pode deixar cair o tarugo ao levá-lo para a prensa com ajuda da tenaz. Esses atrasos comprometem a temperatura do tarugo tornando-o impróprio para o forjamento, sendo necessário o seu descarte para um posterior reaquecimento. Caso contrário, o forjamento de tarugos com temperatura abaixo da especificada para o processo pode levar a formação de peças com defeito, aumentar a carga necessária para conformar o material e gerar maior desgaste das ferramentas.

3) Minimização dos erros: o sistema de alimentação automática permite evitar falhas do operador nesta etapa de alimentação dos tarugos, uniformizar o tempo de alimentação e evitar que tarugos com temperatura abaixo da especificada sejam forjados. Como descrito no Capítulo 2, o sistema quando informado, por um sensor, da temperatura do tarugo descarta aqueles inadequados para o forjamento.

Os tarugos também são descartados quando por algum motivo – troca de operador da prensa, necessidade de novos ajustes ou quebra das matrizes, travamento do forjado na matriz superior - ocorre um atraso ou parada do processo, visto que continuam saindo do forno para evitar seu superaquecimento.

Deve-se lembrar que o sistema coloca o tarugo sobre a primeira matriz somente após o operador acionar, com a tenaz, uma alavanca situada a sua frente. Após pegar o tarugo aquecido e posicionar-se com o mesmo ao lado da prensa, o sistema espera aproximadamente dois segundos para que o operador acione a alavanca antes de descartar o tarugo e se posicionar para pegar outro.

4) Eliminação do operador auxiliar, responsável pela colocação do tarugo aquecido na prensa: este operador é necessário quando não se tem o sistema de alimentação automática. Isto permite eliminar os erros provocados por descuidos, cansaço e falta de prática deste operador, além do aspecto econômico de se diminuir um operário nesta etapa de forjamento ou poder colocá-lo em outra atividade.

Por outro lado, existem alguns problemas de ajustes detectados nesta nova forma de alimentação que podem comprometer os benefícios abordados acima, sendo necessário eliminá-los.

Quando se começa a produzir outro lote de peças, pode haver a necessidade de se fazer ajustes no sistema – por exemplo nas garras – de modo a permitir que os próximos tarugos, que possuem dimensões diferentes dos anteriores, possam ser transferidos do forno para a prensa sem maiores problemas.

Esses problemas são maiores quando essas diferenças ocorrem nos diâmetros dos tarugos, pois a garra não está apta a trabalhar com grandes variações dimensionais, sendo necessário trocá-la por outra. Este ajuste da garra demanda um tempo que poderia ser eliminado com a

utilização de uma garra mais flexível, ou seja, que permitisse a manipulação de diferentes tamanhos de tarugos.

A formação de famílias de peças que utilizem tarugos de mesmo diâmetro, deve diminuir esses tempos de ajustes das garras, uma vez que durante a produção de um determinada família não haveria mudança dessa dimensão.

A precisão do corte do tarugo pode atrapalhar sua retirada do forno pelo sistema de alimentação.

Como os tarugos saem um atrás do outro, a superfície irregular do tarugo que está sendo retirado pode alterar a posição do tarugo que vem em seguida, ou mesmo jogar este último para fora da área de atuação do sistema. A precisão do corte pode ser melhorada com a utilização de uma serra ao invés da guilhotina. É necessário definir-se uma serra que tenha uma produtividade compatível com a da guilhotina, ou caso seja essa produtividade menor, planejar o corte dos tarugos de forma a evitar atrasos na etapa de forjamento.

Caso o sistema de alimentação do forno não esteja bem ajustado, o mesmo poderá empurrar os tarugos, deslocando-os de uma distância acima da recomendada, fazendo com que o sistema de alimentação automático da prensa pegue, simultaneamente, dois tarugos na saída do forno, podendo deixar cair aquele retirado indevidamente. Isto leva a uma paralisação, feita pelo operador da prensa, do sistema de alimentação da prensa e conseqüentemente do forjamento para se corrigir a falha. É necessário que o sistema de alimentação do forno seja ajustado de forma a evitar este problema, principalmente quando os tarugos são curtos.

Assim, a adoção de um sistema automático de alimentação da prensa implica em um controle maior no sistema de alimentação do forno e na melhoria da qualidade do corte do tarugo, o que poderá representar um investimento na aquisição de novos equipamentos, além de um melhor planejamento da produção de modo que os forjados que utilizem uma mesma pré-forma tenham seus lotes produzidos em seqüência.

## **6.10 – ANÁLISE DA PROPOSTA PARA DIMINUIR O TEMPO DE TRATAMENTO TÉRMICO APÓS FORJAMENTO A QUENTE**

Para analisar a viabilidade de se eliminar o tratamento térmico de normalização após o forjamento a quente, realizaram-se alguns ensaios preliminares com espelho de forjados, resfriando-se os mesmos em diferentes meios: água, ar e areia, imediatamente após o forjamento, de forma a verificar as possíveis mudanças microestruturais à medida que se altera a taxa de resfriamento com os meios empregados.

### **6.10.1 – Ensaios de Resfriamento de Espelhos Forjados em Diferentes Meios**

#### *a) Taxas de Resfriamento*

O resfriamento do espelho da engrenagem a partir de uma faixa de temperaturas - 950 a 1050 °C – em diferentes meios possibilitou a obtenção de microestruturas e durezas diferenciadas para o Material 02.

Como o espelho possui uma geometria semelhante a uma “bolacha” na qual a espessura é bem menor em relação ao diâmetro, a extração de calor durante o resfriamento se dá preferencialmente na direção da espessura.

Pode-se ter uma noção do tempo de resfriamento do material em água e ao ar pelas tabelas fornecidas por Atkins (Atkins, 1980) nas quais para cada diâmetro de barra de aço tem-se o tempo gasto para se atingir uma temperatura a partir de outra mais elevada.

Tomando-se a média dos extremos da faixa de temperatura a partir da qual o espelho é resfriado, ou seja, 1000 °C, o resfriamento em água e ao ar até a temperatura de 216 °C – valor apresentado na tabela fornecida por Atkins (Atkins - 1980) - levará um tempo de 0,71 e 73 segundos - taxa de resfriamento média de 1104 e 10,7 °C/s -, respectivamente, para um diâmetro de barra de 10 mm que corresponde, aproximadamente, à espessura do espelho.

Quando se atinge a temperatura de 216 °C, resfriando-se em água, praticamente todas as transformações microestruturais já ocorreram, enquanto que se resfriando ao ar, as transformações microestruturais cessam a uma temperatura superior à referida acima para um diâmetro de barra de 10 mm.

Isto pode ser visto na Figura 5.27 que apresenta o diagrama de transformação para

resfriamento contínuo de um aço similar ao Material 02.

### *b) Análise Metalográfica*

As microestruturas do Material 02 resfriado em diferentes meios e na condição normalizada apresentaram-se diferenciadas, como mostram as Figuras 6.38 a 6.41.

O espelho da engrenagem é a região mais deformada durante o forjamento como pode ser visto nas Figuras 6.15 e 6.17 – obtidas da simulação do processo de forjamento utilizando o *software* DEFORM.

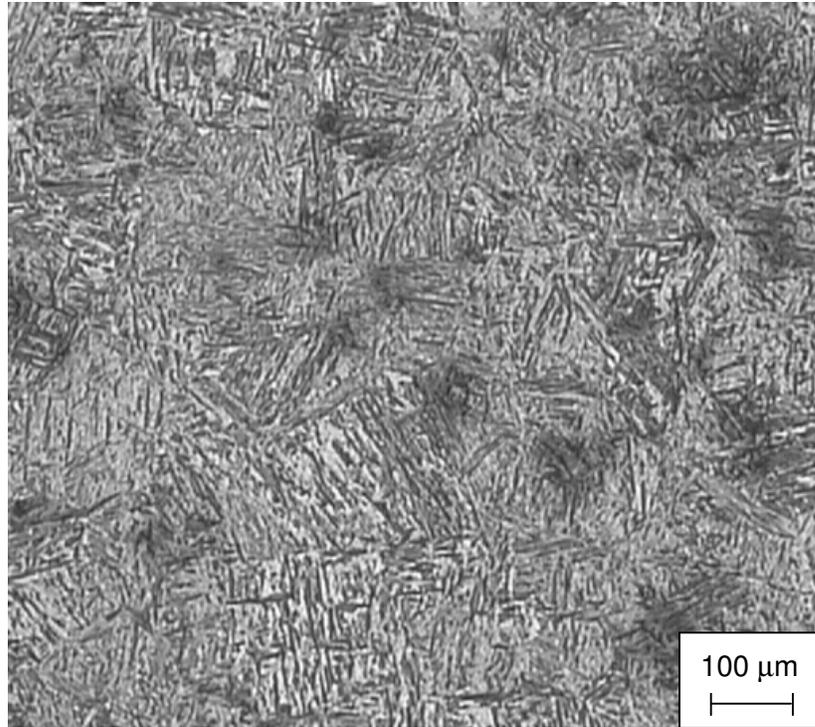
Observa-se que o resfriamento em água promove a formação de uma microestrutura semelhante à martensita - Figura 6.38.

Pois, como a Figura 5.27 prevê a formação da martensita e bainita para um diâmetro de 10 mm, fica difícil diferenciá-las apenas pela análise metalográfica. Porém, a alta dureza medida para esta condição evidencia uma microestrutura martensítica.

Para o resfriamento ao ar, devida sua menor taxa de resfriamento em relação ao resfriamento em água, observa-se ferrita em forma de agulhas (acicular), e a perlita por estar entre elas apresenta-se da mesma forma – Figura 6.39. Além dessas duas microestruturas o diagrama de transformação em resfriamento contínuo – Figura 5.27 - prevê a formação também de bainita, para um diâmetro de 10 mm, mas que aparentemente não se observa.

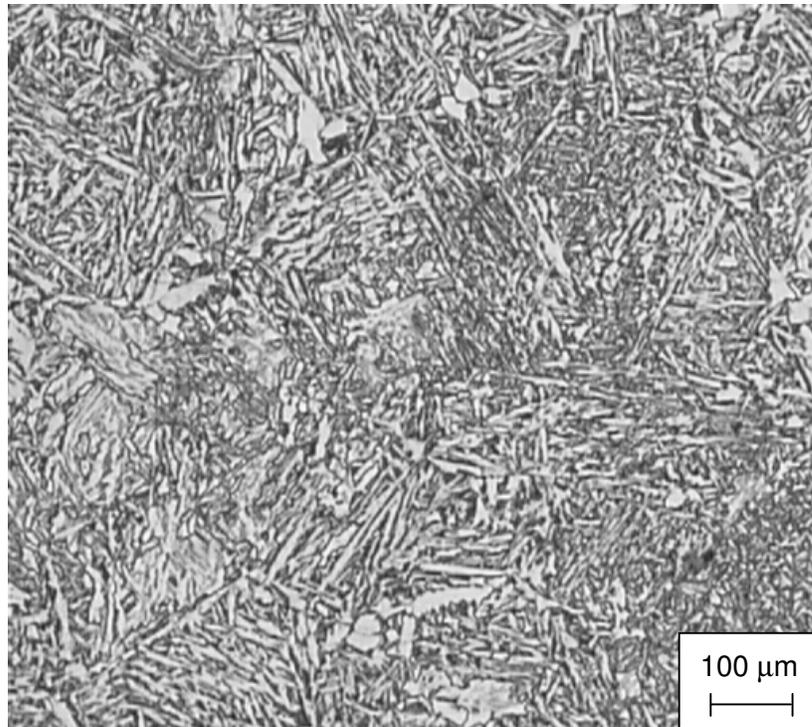
Ferrita e perlita em forma de agulha, colônias de ferrita primária e perlita são vistas na Figura 6.40 para resfriamento em areia cuja extração de calor é menor se comparada com o resfriamento ao ar.

Na Figura 6.41 observa-se uma microestrutura formada por grãos de perlita e ferrita distribuídos uniformemente como esperado para tratamento de normalização após o forjamento.

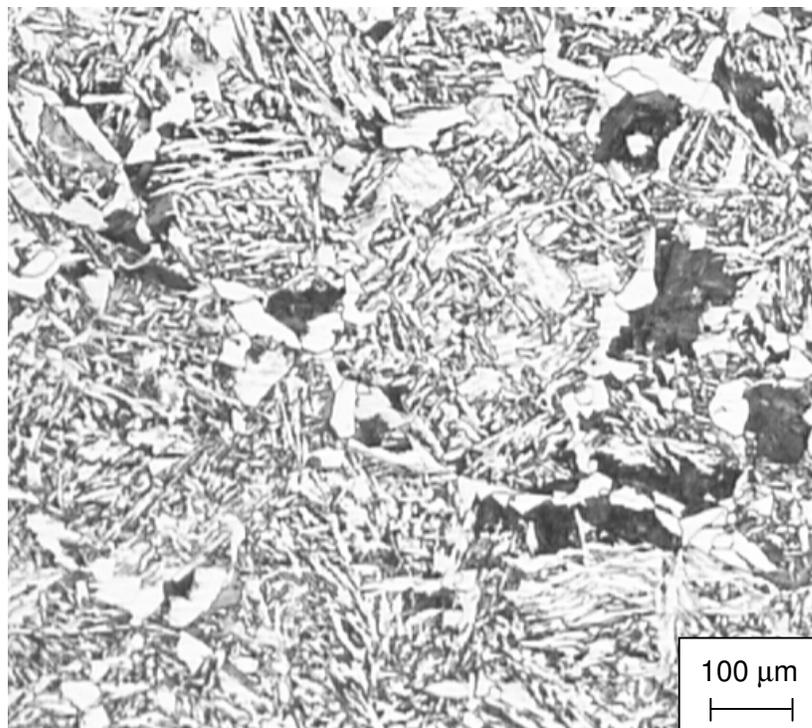


**Figura 6.38** – Micrografia do Material 02 resfriado em água.

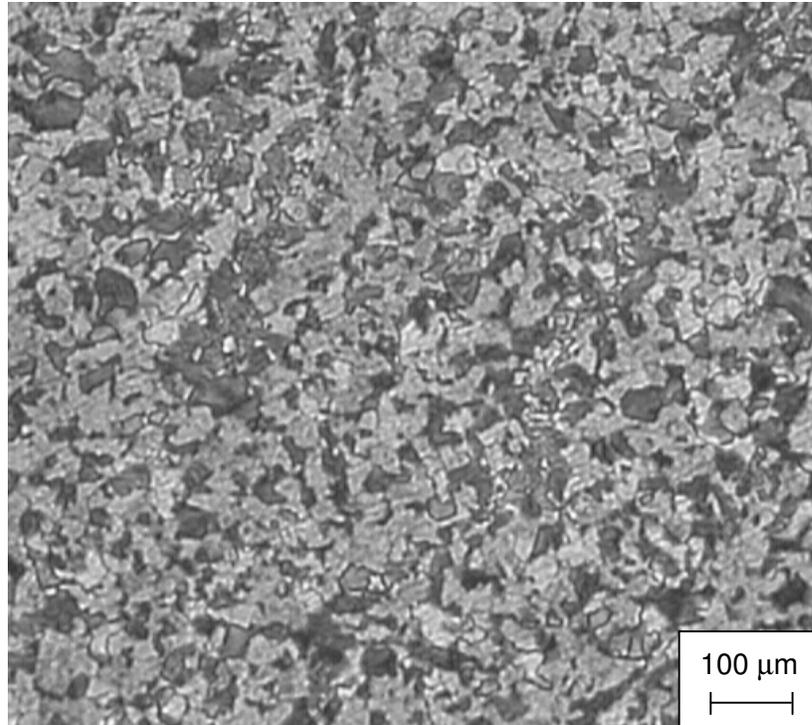
Assim, verifica-se que nenhum dos meios de resfriamento propostos permite a formação de uma microestrutura perlítica e ferrítica distribuída uniformemente, como a obtida pela normalização. Observa-se que o resfriamento em areia, por ter uma menor taxa de resfriamento, permite a formação de uma microestrutura mais próxima daquela obtida pela normalização, com fases similares e homogêneas.



**Figura 6.39** – Micrografia do Material 02 resfriado ao ar.



**Figura 6.40** – Micrografia do Material 02 resfriado em areia.



**Figura 6.41** – Micrografia do Material 02 resfriado ao ar e normalizado.

Presume-se que a utilização de um meio que promova taxas de resfriamento menores permita a obtenção de uma microestrutura composta de perlita e ferrita distribuída uniformemente, como foi obtida nos ensaios de compressão a quente e forjamento a quente seguidos de resfriamento em forno a 600 °C, e que serão descritos neste Capítulo.

### *c) Ensaios de Dureza*

Assim como a microestrutura, a dureza do Material resfriado nos referidos meios foi diferente, sendo menor na condição de resfriamento em areia na qual houve menor taxa de extração de calor.

No entanto, essa menor dureza está muito acima daquela medida no Material normalizado e bem próxima da condição resfriada ao ar, como mostra a Tabela 6.9.

O Material 02 apresentou uma maior dureza na condição resfriado em água, evidenciando que foi formada uma microestrutura martensítica.

Verifica-se que quanto menor a taxa de resfriamento menor é a dureza do Material que, por sua vez, está associada à sua microestrutura.

**Tabela 6.9** – Dureza do Material 02 em diferentes condições de resfriamento e normalizado.

CONDIÇÃO	MATERIAL 02	
	Média	Desvio padrão
Resfriado em água	47 HRC	5 HRC
Resfriado ao ar	234 HB	5 HB
Resfriado em areia	226 HB	4 HB
Resfriado ao ar e normalizado	174 HB	3 HB

### 6.10.2 – Definição e Cálculo das Taxas de Resfriamento

Em vista dos resultados dos ensaios preliminares com espelhos de peças forjadas foi proposto o resfriamento controlado dos CDPs, após ensaios de compressão a quente na MTS e de forjamento a quente na prensa hidráulica, em forno previamente aquecido a diferentes temperaturas.

A definição dessas temperaturas foi baseada nos estudos sobre convecção forçada e livre para se estimar os tempos e as taxas de resfriamento dos CDPs, quando transferidos do forno da MTS para o forno de resfriamento - convecção forçada (troca de calor com o ar ambiente) - e durante a permanência dos mesmos para resfriamento neste último forno - convecção livre (troca de calor com o ar à temperatura do forno).

Os cálculos de transferência de calor para estimar os tempos e as taxas de resfriamento dos CDPs são importantes para se avaliar a viabilidade de obtenção de uma microestrutura, com distribuição homogênea, formada por perlita e ferrita e de baixa dureza.

Tomou-se como referência, para analisar essa viabilidade, as temperaturas e taxas de resfriamento dos diagramas de transformação em resfriamento contínuo (Atkins, 1980) dos Materiais 01, 02 e 03 que permitam a formação desta microestrutura.

Observando-se esses diagramas, verifica-se que para a obtenção de uma microestrutura ferrítica (F)-perlítica (P) é necessário que a taxa de resfriamento esteja abaixo de 137,5, 6,8 e 27,5 °C/min para os Materiais 01, 02 e 03, respectivamente.

Acima destas taxas os diagramas de transformação em resfriamento contínuo mostram a formação de uma microestrutura bainítica (B) e, para taxas de resfriamento elevadas, martensita

(M) pode ser obtida.

A formação de uma microestrutura perlítica-ferrítica está vinculada não somente à taxa de resfriamento, mas também à temperatura inicial do material, antes do resfriamento, que deve estar acima da linha de início de formação da ferrita, ou seja, o material deve estar totalmente austenitizado. Desta forma, ao se resfriar o material austenitizado a uma determinada taxa de resfriamento – menor que a definida para cada material – é possível obter-se uma microestrutura perlítica (P)-ferrítica (F).

Os valores dos tempos e taxas de resfriamento após a retirada do corpo de prova – CDP -, submetido ao ensaio de compressão a 1000 °C, da máquina de ensaio - MTS - são divididos em duas partes:

***1ª) Tempos e taxas de resfriamento do CDP desde sua retirada da MTS até atingir uma determinada temperatura – 900 e 800 °C:*** O CDP comprimido ao ser retirado da MTS, à temperatura de 1000 °C, resfriará até ser colocado dentro do forno EDG.

Como mencionado no Capítulo 5, a temperatura do CDP, imediatamente após sua introdução no referido forno, não pode estar abaixo dos 800 °C a fim de que sua microestrutura esteja totalmente austenitizada evitando-se as transformações previstas nas curvas de resfriamento contínuo.

Deseja-se que estas transformações ocorram no material quando estiver resfriando dentro do forno a uma determinada temperatura.

Assim, é importante verificar se o tempo, estimado pelos cálculos de resfriamento, para atingir 800 ou 900 °C, a partir de um temperatura de 1000 °C - temperatura do forno MTS -, está acima do gasto durante os ensaios com resfriamento controlado, uma vez que o CDP perderá calor para o meio ambiente - sala a 23 °C - durante sua movimentação da MTS até o forno EDG.

Os valores de tempo e taxa de resfriamento obtidos das expressões para convecção forçada ao redor de uma esfera são mostrados na Tabela 6.10, supondo-se diferentes velocidades de movimentação do ar: 1; 1,5; 2; 2,5; 3 e 3,5 m/s.

Considerou-se o fenômeno de convecção forçada visto que o CDP é movimentado da MTS para o forno de resfriamento, disposto ao lado da mesma, o mais rápido possível. A geometria do CDP comprimido foi aproximada para uma esfera com mesma área superficial a fim de possibilitar a utilização das equações de troca de calor já definidas para este tipo de geometria. A

definição de uma esfera com a mesma área do CDP, ao invés do volume, deve-se ao fato da primeira influir mais na troca de calor que este último.

Observa-se que os tempos que o CDP demora para resfriar de 1000 até 800 °C, obtidos dos cálculos, estão acima do tempo médio, gasto na sua movimentação da MTS até o forno EDG, medido durante os experimentos cujos valores não ultrapassaram os 20 segundos.

Isto garante que os CDPs estão chegando dentro do forno com uma microestrutura totalmente austenitizada e temperatura acima da máxima, observada na curva de resfriamento contínuo, a partir da qual se prevê uma transformação da austenita em ferrita.

Além disso, o CDP é manipulado com uma tenaz aquecida com maçarico, até atingir uma coloração amarela – temperatura acima de 800 °C -, de modo a diminuir as perdas de calor do CDP para o ambiente.

A curva de resfriamento de um CDP – 6,35 mm de diâmetro e 9.5 mm de comprimento -, não submetido ao ensaio de compressão, aquecido a 1000 °C e resfriado ao ar normal é mostrada na Figura 6.42.

Observa-se que o tempo para atingir determinada temperatura é bem menor que o estimado pelos cálculos de transferência de calor mostrados na Tabela 6.10, evidenciando que a taxa de resfriamento do material em condições normais é superior às calculadas.

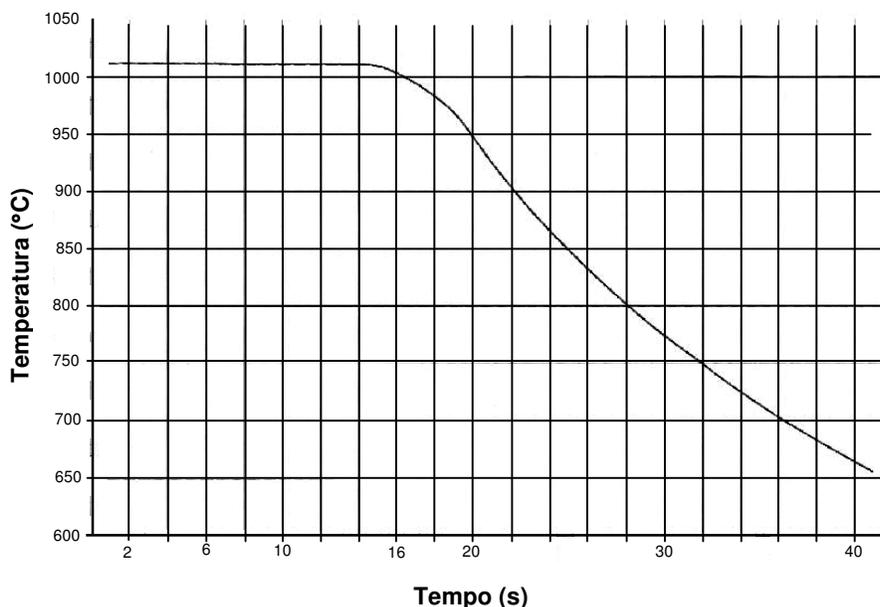
Os tempos para resfriar o CDP de 1013 até 900 e 800 °C são, respectivamente, 7 (22 – 15) e 13 (28 – 15) segundos, como se observa na Figura 6.42, correspondendo a taxas de 968,6 e 983,1 °C/minuto.

Estes valores estão bem abaixo dos 25 e 53 s obtidos para o resfriamento de 1000 até 900 e 800 °C, respectivamente, e velocidade do ar de 3,5 m/s – maior velocidade adotada nos cálculos.

Deve-se atentar para o fato de que a geometria do CDP adotado para os cálculos foi aproximada para uma esfera de diâmetro 9,32 mm, diferente da geometria do CDP utilizado para obtenção da curva vista na Figura 6.42.

Além disso, o valor obtido para  $\mu/\mu_s$  foi de aproximadamente 0,4, sendo que a expressão 5.3 empregada é limitada a valores de  $\mu/\mu_s$  maiores que um, comprometendo a exatidão dos valores obtidos. Obedecendo o intervalo para cada parâmetro, a expressão citada é exata com aproximação de  $\pm 30\%$ .

A obtenção do tempo de resfriamento ao ar pode ser feita utilizando-se a Tabela 3/2 de Atkins (Atkins, 1980).



**Figura 6.42** – Curva de resfriamento de um CDP de 6,35 mm de diâmetro e 9,5 mm de comprimento aquecido a 1000 °C e resfriado ao ar.

Como nessa tabela não existem valores de tempo definido para um diâmetro de 6,35 mm, é necessário fazer-se uma interpolação entre os diâmetros de 5 e 7,5 mm para o diâmetro de 6,35 mm, com o qual obtém-se valores de 8,02 e 13,03 segundos para os resfriamentos de 1000 °C até 900 e 800 °C, respectivamente.

Apesar da diferença entre os tempos medidos – 7 e 13 s - e os obtidos pela interpolação – 8.02 e 13.03 s – ser pequena, esperava-se que os valores medidos fossem maiores – menor extração de calor - uma vez que a temperatura do laboratório (25 °C) é maior que a utilizada no ambiente (20 °C) onde foram feitas as medidas empregadas na interpolação.

Por outro lado, isto pode ter sido compensado pelo termopar, introduzido no CDP, o qual funciona como uma aleta – maior extração de calor do CDP.

Outros fatores que contribuem para diferenças entre os valores medidos e os da tabela são: a metodologia, instrumentos, geometria dos CDPs, material – propriedades físicas do aço adotado – utilizados para se medir os tempos. A barra utilizada na Tabela 3/2 (Atkins, 1980) tem um comprimento longo para garantir que a extração de calor ocorra somente no sentido radial, enquanto que o CDP possui um comprimento de 9,5 mm não sendo possível garantir a extração de calor em um único sentido. O tempo de resposta do termopar introduzido no CDP também

**Tabela 6.10** - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção forçada.

<i>Velocidade ar</i> (m/s)	<i>tempo</i> (s) *	<i>taxa de resfriamento</i> (°C / min.)	<i>Velocidade ar</i> (m/s)	<i>tempo</i> (s) *	<i>taxa de resfriamento</i> (°C / min.)
1	97	124	1	46	131
1,5	80	150	1,5	38	158
2	70	172	2	33	181
2,5	63	192	2,5	30	202
3	57	210	3	27	222
3,5	53	227	3,5	25	239
<i>Temperatura Final (T)</i>	800 °C		<i>Temperatura Final (T)</i>	900 °C	

Temperatura Inicial do CDP:  $T_I = 1000$  °C

\* Determinado através da expressão 5.1 (Incropera, 1992).

Temperatura ambiente:  $T_\infty = 23$  °C.

pode contribuir para estas diferenças.

**2ª) Tempos e taxas de resfriamento do CDP dentro do forno a uma determinada temperatura - 500, 600 ou 700 °C:** Após ser colocado dentro do forno de resfriamento, que está a uma determinada temperatura - 500, 600 ou 700°C -, o CDP que, provavelmente, está acima de 800 °C resfriará até a temperatura do forno, permanecendo nela até a sua retirada. Neste momento é importante determinar a taxa de resfriamento do CDP até o mesmo atingir a temperatura do forno, visto que a formação de determinadas microestruturas está associada à taxa de resfriamento, como se observa nas curvas de resfriamento contínuo mostradas no Capítulo 5.

Os cálculos de transferência de calor foram baseados nas equações propostas para o fenômeno de convecção livre ao redor de uma esfera.

Novamente, a geometria do CDP comprimido foi aproximada para uma esfera com mesma área superficial a fim de possibilitar a utilização das expressões de troca de calor já definidas para este tipo de geometria.

A definição de uma esfera com a mesma área do CDP, ao invés do volume, deve-se ao fato

da primeira influir mais na troca de calor que este último.

Os valores de tempo e taxa de resfriamento obtidos das expressões do Capítulo 5 para convecção livre ao redor de uma esfera são mostrados na Tabela 6.11 para temperaturas do forno iguais a 200, 300, 400, 500, 600, 700 e 800 °C.

**Tabela 6.11** - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.

<b>Temperatura do forno (<math>T_{\infty}</math>) (°C)</b>	<b>Temperatura CDP (T) (°C)*</b>	<b>Tempo (s) +</b>	<b>Taxa de resfriamento (°C / min.)</b>	<b>Temperatura CDP (T) (°C) **</b>	<b>Tempo (s) +</b>	<b>Taxa de resfriamento (°C / min.)</b>
<b>800</b>	850	401	7,5	810	1331	4,1
<b>700</b>	750	765	11,8	710	1654	6,9
<b>600</b>	650	964	15,6	610	1830	9,5
<b>500</b>	550	1098	19,1	510	1948	12,0
<b>400</b>	450	1198	22,5	410	2035	14,4
<b>300</b>	350	1277	25,8	310	2105	16,8
<b>200</b>	250	1340	29,1	210	2157	19,2

Temperatura adotada para a superfície do CDP ao entrar no forno:  $T_s = 900$  °C

+ Estimado através da expressão 5.5 (Incropera, 1992).

\* Temperatura final adotada para o CDP: 50 °C acima da Temperatura do forno

\*\* Temperatura final adotada para o CDP: 10 °C acima da Temperatura do forno

Observa-se que, para o caso do Material 01, as taxas de resfriamento média, estimadas para as diferentes temperaturas do forno, estão abaixo do valor limite de 137,5 °C/min, definido pelo diagrama de transformação em resfriamento contínuo, acima do qual não é possível obter-se uma microestrutura formada apenas por perlita e ferrita.

Num primeiro momento, as taxas de resfriamento foram estimadas supondo-se uma temperatura inicial do CDP imediatamente após sua colocação dentro do forno de 900 °C e a temperatura final cerca de 50 °C acima da temperatura do forno, uma vez que não é possível adotar um valor para a temperatura final igual à do forno.

Além disso, a taxa de resfriamento média estimada diminui à medida que se adota uma temperatura final mais próxima daquela do forno, como se observa na Tabela 6.11 para uma diferença de temperatura de 10 °C (valores indicados por \*\*).

Para o Material 03 existe uma restrição quanto a temperatura mínima do forno de 300 °C que permita a obtenção de uma taxa de resfriamento menor que a definida através da curva de resfriamento contínuo (27,5 °C/min.) em que se prevê a formação de uma microestrutura composta somente por perlita e ferrita.

Abaixo desta temperatura a taxa de resfriamento estimada ultrapassa o valor obtido do diagrama de resfriamento contínuo.

Como se observa na Figura 5.28 (curva CCT do Material 03), à medida que a taxa de resfriamento aumenta, o diagrama de transformação em resfriamento contínuo prevê a formação de diferentes microestruturas composta por uma combinação de ferrita, perlita, bainita e martensita. Para taxas de resfriamento bem elevadas observa-se a formação de uma microestrutura totalmente martensítica.

Essas mesmas observações feitas para o Material 03 podem ser aplicadas ao Material 02 tomando-se agora como taxa de resfriamento máxima o valor de 6,75 °C/min, abaixo do qual se prevê a formação de uma microestrutura composta somente por perlita e ferrita.

Nesse caso, nenhuma das temperaturas (500, 600, 700 e 800 °C) adotadas para o forno de resfriamento permite obter uma taxa de resfriamento, estimada pelos cálculos de troca de calor, inferior a 6,75 °C/min, inviabilizando a formação de uma microestrutura composta somente por perlita e ferrita a partir do material totalmente austenitizado, conforme se observa no diagrama de transformação em resfriamento contínuo da Figura 5.27 (curva CCT do Material 02).

Como se observa, dentre os três Materiais, o Material 01 é o que permite obter uma microestrutura composta somente por perlita e ferrita, utilizando-se uma menor temperatura do forno de resfriamento, ou seja, impondo uma maior taxa de resfriamento. Em seguida, tem-se o Material 03, para o qual a taxa de resfriamento para obtenção da referida microestrutura deve ser relativamente menor e, por último, o Material 02 para o qual o resfriamento deve ser mais lento ainda para se obter a microestrutura desejada.

É necessário ainda analisar as taxas de resfriamento do CDP a 900 °C, estimadas para algumas temperaturas do forno vistas na Tabela 6.11, até temperaturas finais maiores que as adotadas na referida tabela, de forma a verificar se estas taxas se encontram dentro da região de

formação da microestrutura ferrítica / perlítica do diagrama de transformação em resfriamento contínuo.

Isto é necessário visto que a taxa de resfriamento não é constante, sendo maior no início do resfriamento - temperatura do CDP próxima de 900 °C - e menor no final do resfriamento - temperatura do CDP próxima da temperatura do forno.

Assim, serão analisados os diagramas de transformação em resfriamento contínuo dos Materiais 01 e 03, uma vez que o 02 não permite a formação de uma microestrutura perlítica / ferrítica com as taxas mostradas na Tabela 6.11.

Como a 800 °C não se observam transformações microestruturais nos diagramas e a 200°C a taxa de resfriamento está acima da máxima definida para o Material 03, as estimativas apresentadas a seguir foram feitas para temperaturas do forno de resfriamento a 700, 600, 500, 400 e 300 °C.

As Tabelas 6.12 a 6.15 mostram as taxas de resfriamento a partir de 900 até 800, 700, 600 e 500 °C, respectivamente.

**Tabela 6.12** - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.

<b>Temperatura do forno (<math>T_{\infty}</math>) (°C)</b>	<b>Temperatura CDP (T) (°C) *</b>	<b>Tempo (s) +</b>	<b>Taxa de resfriamento (°C / min.)</b>
<b>700</b>	800	383	15,7
<b>600</b>	800	218	27,5
<b>500</b>	800	152	39,5
<b>400</b>	800	116	51,7
<b>300</b>	800	94	64,0

Temperatura adotada para a superfície do CDP ao entrar no forno:  $T_s = 900$  °C

+ Estimado através da expressão 5.5

\* Temperatura final adotada para o CDP: 800 °C

Observa-se nessas tabelas que todas as taxas de resfriamento estimadas estão abaixo e acima, respectivamente, dos valores máximos definidos para os Materiais 01 (137,5 °C/min) e 02 (6,8 °C/min).

Desta forma, analisando-se os diagramas de transformação em resfriamento contínuo desses Materiais, é possível obter-se uma microestrutura ferrítica / perlítica para o Material 01, ao contrário do Material 02 para o qual prevê-se a formação de outras microestruturas não desejadas.

Para o Material 03 existe uma limitação da menor temperatura adotada para o forno que permita uma taxa de resfriamento menor que a máxima definida pelo diagrama de transformação em resfriamento contínuo, 27,5 °C/min. Essa temperatura mínima, definida pela Tabela 6.11, foi de 300 °C.

**Tabela 6.13** - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.

<b>Temperatura do forno (<math>T_{\infty}</math>) (°C)</b>	<b>Temperatura CDP (T) (°C) *</b>	<b>Tempo (s) +</b>	<b>Taxa de resfriamento (°C / min.)</b>
<b>600</b>	700	591	20,3
<b>500</b>	700	366	32,8
<b>400</b>	700	266	45,2
<b>300</b>	700	208	57,6

Temperatura adotada para a superfície do CDP ao entrar no forno:  $T_s = 900$  °C

+ Estimado através da expressão 5.5

\* Temperatura final adotada para o CDP: 700 °C

**Tabela 6.14** - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre.

<b>Temperatura do forno (<math>T_{\infty}</math>) (°C)</b>	<b>Temperatura CDP (T) (°C) *</b>	<b>Tempo (s) +</b>	<b>Taxa de resfriamento (°C / min.)</b>
<b>500</b>	600	732	24,6
<b>400</b>	600	477	37,8
<b>300</b>	600	356	50,5

Temperatura adotada para a superfície do CDP ao entrar no forno:  $T_s = 900$  °C

+ Estimado através da expressão 5.5

\* Temperatura final adotada para o CDP: 600 °C

**Tabela 6.15** - Estimativa do tempo e taxa de resfriamento do CDP sob convecção livre

<b>Temperatura do forno (<math>T_{\infty}</math>) (°C)</b>	<b>Temperatura CDP (T) (°C) *</b>	<b>Tempo (s) +</b>	<b>Taxa de resfriamento (°C / min.)</b>
<b>400</b>	500	837	28,7
<b>300</b>	500	565	42,5

Temperatura adotada para a superfície do CDP ao entrar no forno:  $T_s = 900$  °C

+ Estimado através da expressão 5.5

\* Temperatura final adotada para o CDP: 500 °C

Mas, como se observa nas Tabelas 6.12 a 6.15, essa temperatura mínima adotada para o forno deverá ser de 600 °C para o resfriamento do Material 03.

Com o forno a essa temperatura, as taxas de resfriamento a partir de 900 °C até 800 e 700 °C (temperaturas finais dos CDPs) são de 27,5 e 20,3 °C/min, respectivamente (Tabelas 6.12 e 6.13).

Analisando-se o diagrama de resfriamento contínuo do Material 03, observa-se que a 600 °C as transformações ferrita / perlita já finalizaram. Esta análise da temperatura na qual ocorre a finalização das transformações ferrita / perlita é importante para garantir a obtenção da microestrutura desejada para o forjado.

Supondo-se que a temperatura mínima do forno, para obtenção de uma taxa estimada menor que a obtida do diagrama de transformação em resfriamento contínuo, fosse de 700 °C, não haveria possibilidade de obtenção da microestrutura desejada uma vez que a esta temperatura as transformações microestruturais ainda não teriam finalizado, ou seja, ainda existiria um percentual de austenita no material.

Esta austenita, dependendo do tempo que o material é mantido a 700 °C, provavelmente sofreria transformações isotérmicas não sendo mais possível utilizar o diagrama de transformação em resfriamento contínuo para prever quais microestruturas serão formadas a partir de então.

Por outro lado, se o material for retirado do forno ao atingir os 700 °C e deixado resfriar ao ar, provavelmente, a austenita que ainda estiver presente no material irá transformar-se em uma microestrutura prevista no diagrama de resfriamento contínuo, para um diâmetro de 9,32 mm.

Para o Material 03, com o diâmetro citado, o diagrama de resfriamento contínuo prevê a formação de uma microestrutura composta por ferrita, perlita, bainita e martensita, após resfriado ao ar.

Deve-se atentar que essas análises estão baseadas nos diagramas de resfriamento contínuo e nas estimativas das taxas de resfriamento pelas equações de troca de calor por convecção livre.

Quanto aos diagramas de transformação em resfriamento contínuo, os componentes químicos dos aços a quê se referem não são exatamente iguais às dos Materiais analisados neste trabalho, com exceção do Material 03.

Os diagramas adotados para os Materiais 01 e 02 foram escolhidos pelo fato de apresentarem composições químicas bem próximas daquelas encontradas nos Materiais estudados.

Isto foi feito visto que não existem diagramas de resfriamento contínuo específicos para estes Materiais.

Assim, é possível que as taxas de resfriamento, temperaturas de transformação e microestruturas previstas nestes diagramas sejam diferentes das obtidas neste trabalho.

É interessante fazer-se uma análise da influência na formação das microestruturas da maior ou menor percentagem dos elementos químicos, presentes nos materiais, em relação ao apresentado nos diagramas de forma a verificar se esta influência é significativa. Porém, isto não fez parte dos objetivos deste trabalho e muito menos inviabilizou as análises realizadas. Pelo contrário, as análises microestruturais evidenciaram uma boa coerência com as microestruturas previstas nos diagramas de transformação em resfriamento contínuo.

Com relação às estimativas feitas pelas equações para convecção livre, deve-se salientar que elas não são exatas, havendo provavelmente variações dos resultados em relação ao real, como mencionado para as expressões de convecção forçada.

Além disso, foram feitas algumas aproximações para a geometria do CDP e algumas propriedades - densidade “ $\rho$ ” e calor específico  $C_p$  - foram tomadas a temperaturas mais baixas e para aços com composição química - aços C-Mn-Si - diferente dos analisados, por não se ter valores dessas propriedades específicos para as temperaturas e materiais utilizados nos experimentos.

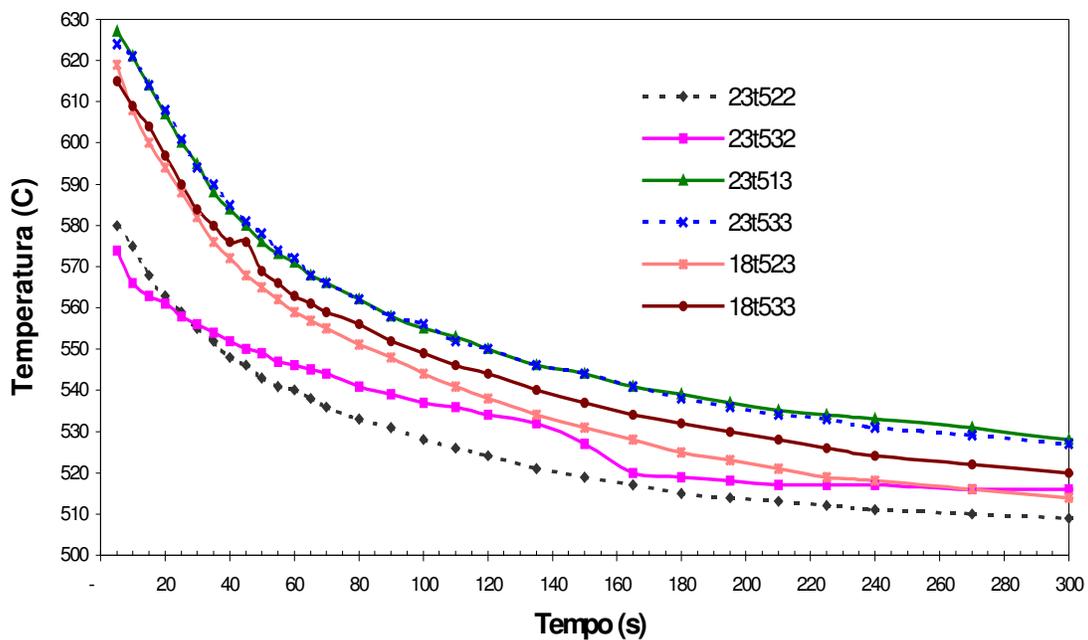
É necessário medir-se, dentro do forno a uma determinada temperatura, a variação da temperatura do CDP em função do tempo com instrumentos – termopares, sistema de aquisição

de dados – para se obterem valores das taxas de resfriamento mais próximos dos reais.

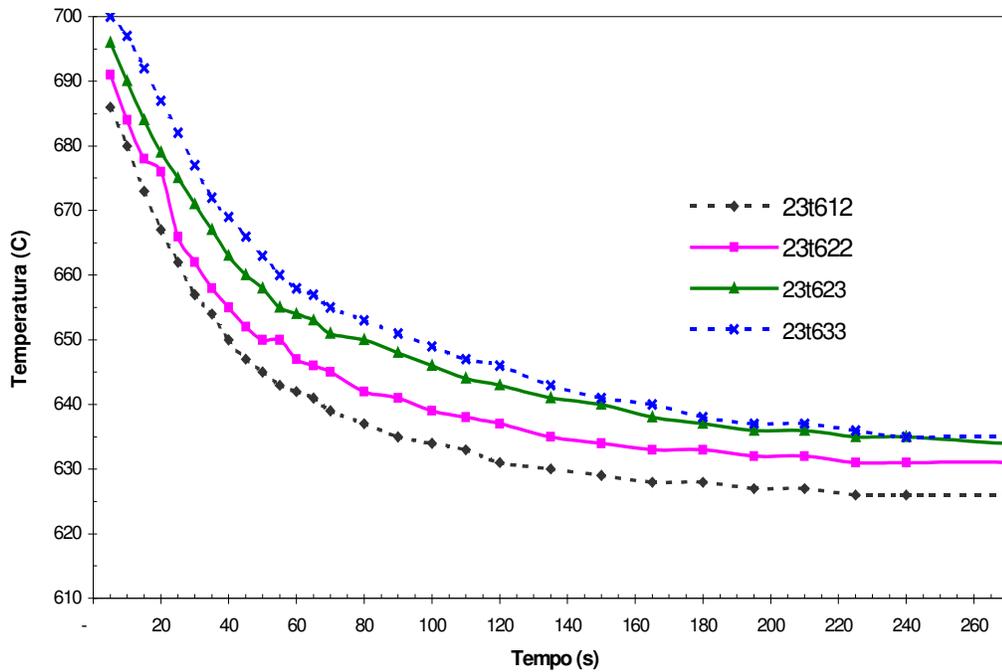
As Figuras 6.43 a 6.45 mostram as curvas para alguns CDPs feitos com os Materiais 01 e 02 comprimidos a 1000 °C na MTS e resfriados no forno a 500, 600 e 700 °C.

As taxas de resfriamento observadas nas Figuras são maiores que as calculadas pelas equações de transferência de calor, porém não existe diferença no comportamento das curvas dos Materiais 01 e 02, com exceção da curva obtida com termopar embutido no CDP – Figura 6.45.

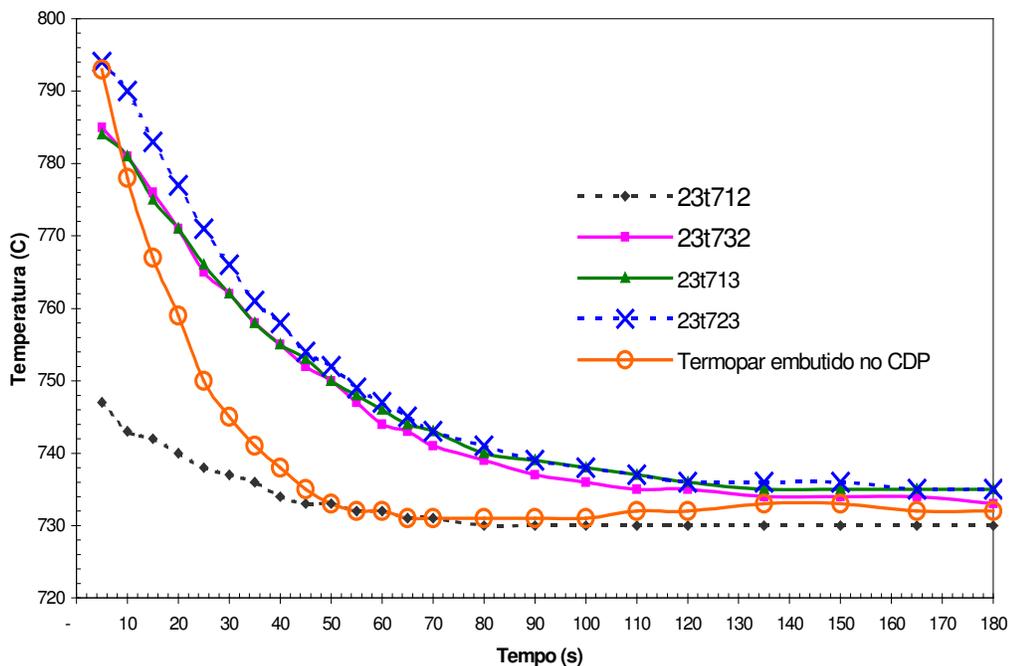
Neste caso, observa-se que as taxas de resfriamento são maiores ainda, em vista do efeito de aleta que o termopar causa ao ser introduzido no CDP. Como as dimensões do CDP são pequenas, o termopar influi significativamente na extração de calor daquele primeiro.



**Figura 6.43** – Curvas de resfriamento dos CDPs (18t5\*\*) - Material 01 - e (23t5\*\*) - Material 02 - comprimidos a quente na MTS e resfriados no forno EDG a 500 °C. Termopar encostado nos CDPs.



**Figura 6.44** – Curvas de resfriamento dos CDPs (23t5\*\*) - Material 02 - comprimidos a quente na MTS e resfriados no forno EDG a 600 °C. Termopar encostado nos CDPs.



**Figura 6.45** – Curvas de resfriamento dos CDPs (23t7\*\*) - Material 02 - comprimidos a quente na MTS e resfriados no forno EDG a 700 °C. Termopar encostado nos CDPs. Uma curva com termopar embutido no CDP.

Em vista das limitações dos materiais 02 e 03 para se obter a microestrutura desejada, baseado nas estimativas das taxas de resfriamento, nas curvas de resfriamento mostradas e nos diagramas de transformação em resfriamento contínuo, aliados às demais condições de resfriamento após os ensaios de compressão a quente, a serem analisadas, este trabalho concentrou os ensaios de compressão a quente na MTS e os de forjamento a quente na prensa hidráulica bem como as análises microestruturais e as medidas de dureza no material 01.

As temperaturas definidas para o forno de resfriamento controlado dos CDPs após os ensaios de compressão a quente na MTS foram de 500, 600 e 700 °C

Após a análise das microestruturas, as amostras foram submetidas ao ensaio de dureza Brinell a fim de se determinar qual das condições de resfriamento permitiu a obtenção de uma microestrutura de menor dureza.

Das amostras resfriadas em forno a 500, 600, 700 °C, a condição que forneceu uma menor dureza foi a de resfriamento a 600 °C para ambos os tempos, 25 e 35 minutos, estando os valores médios dentro da faixa desejada para as operações de usinagem, 163 a 187 HB, como discutido doravante.

Verifica-se que o resfriamento em forno a 600 °C é a condição que permite conciliar uma microestrutura e dureza adequadas para a usinagem realizada posteriormente e, similares às condições industriais após a normalização da engrenagem forjada.

Esses resultados evidenciam a possibilidade de se substituir a normalização pelo resfriamento em um forno a uma temperatura menor (600 °C) que a utilizada no tratamento térmico de normalização feito a 950 °C, diminuindo-se os custos com tratamento térmico.

Neste trabalho, o forjamento a quente está sendo substituído pelo ensaio de compressão a quente a uma taxa de deformação bem próxima daquelas empregadas no forjamento.

A substituição do tratamento térmico de normalização pelo resfriamento da peça, imediatamente após o forjamento, em forno a uma temperatura menor que a usada neste tratamento vem de encontro ao proposto por Foray (1993) visto que o calor residual da peça forjada é aproveitado para promover modificações microestruturais que são desejadas após este processo.

No processo de forjamento a quente convencional a peça é resfriada (perda de calor) antes de ser submetida à normalização que requer o fornecimento de energia para elevar a temperatura da peça até os 950 °C. Além da energia, há também uma economia de tempo visto que é

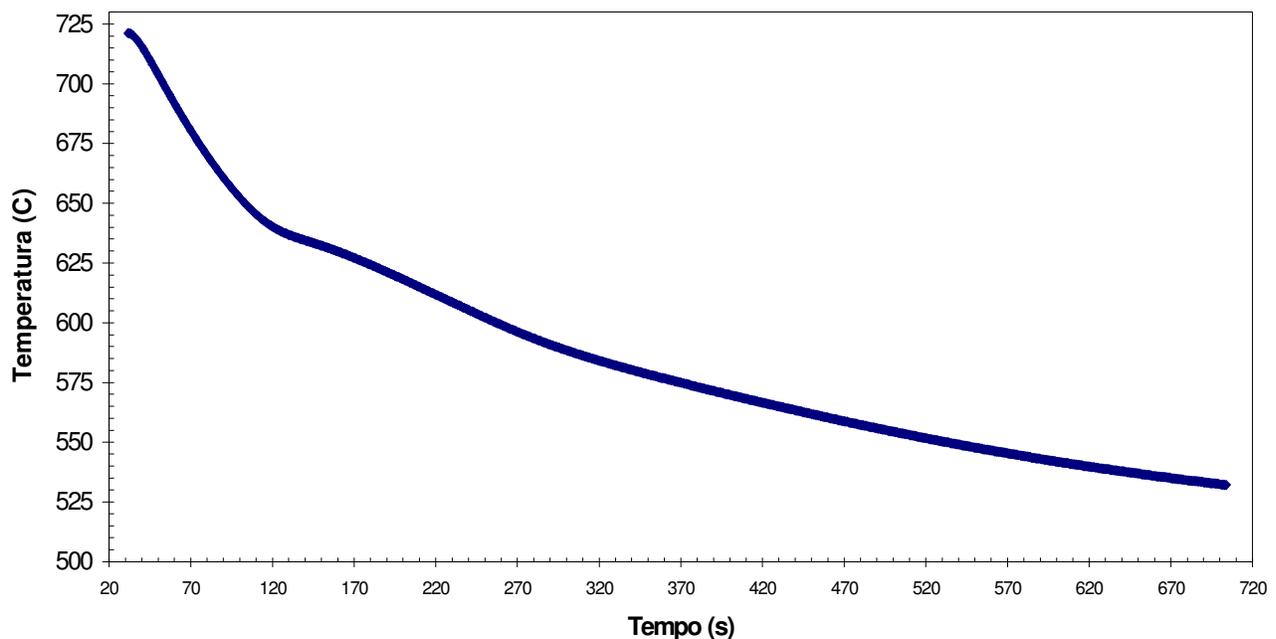
necessário esperar-se algumas horas para que a peça esfrie antes de ser normalizada.

O tempo para a normalização das peças forjadas na Indústria Modelo é de duas horas. Uma vez que, no resfriamento controlado os tempos de permanência no forno propostos foram de 25 e 35 minutos, isso representaria, tomando o maior valor, uma redução de 71% no tempo total de processo das peças forjadas.

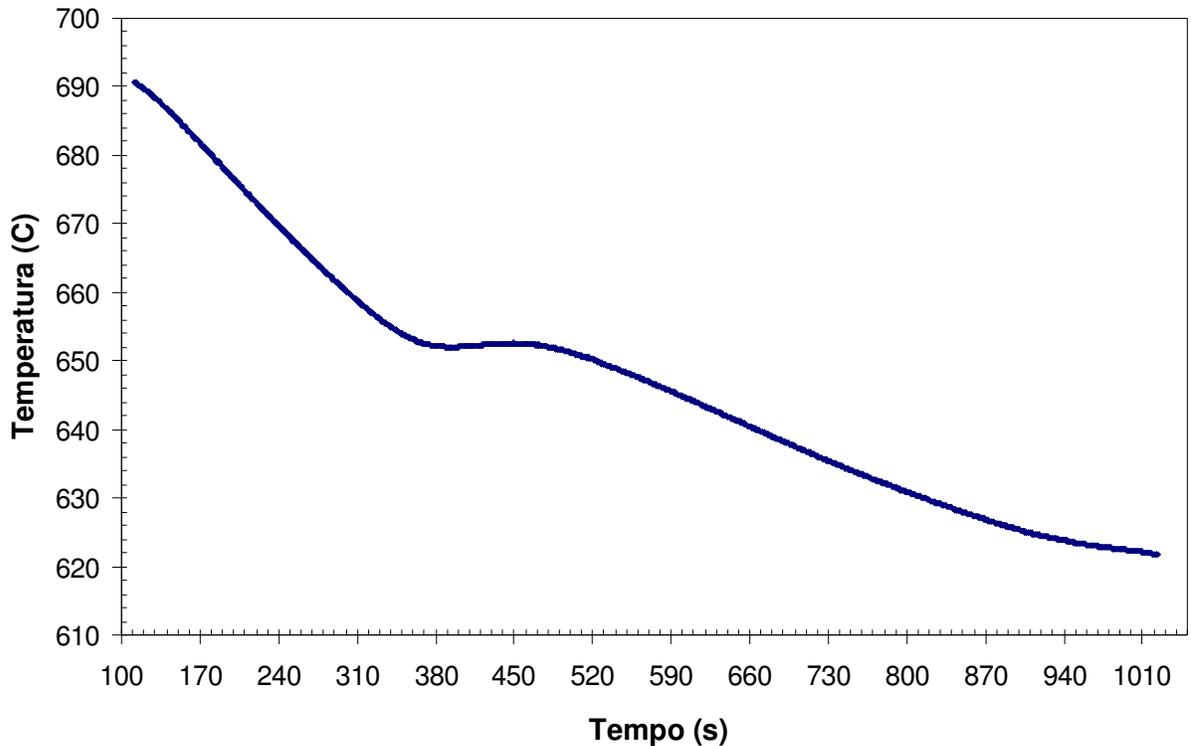
Diante dos resultados obtidos para o resfriamento após ensaio de compressão a quente, a condição de resfriamento em forno a 700 °C após o forjamento a quente na prensa hidráulica foi descartada, sendo os resfriamentos realizados apenas a 500 e 600 °C, além do resfriamento ao ar proposto para os dois ensaios.

As Figuras 6.46 e 6.47 mostram as curvas de resfriamento dos CDPs - Material 01 - comprimidos a quente na MTS - 1000 °C - e resfriados no forno a 500 e 600 °C, com termopar embutido e apoiado nos CDPs, respectivamente.

Observa-se na Figura 6.47 um patamar na curva de resfriamento em torno de 650 °C, indicando que ocorre uma transformação microestrutural como previsto no diagrama de transformação em resfriamento contínuo para o Material 01.



**Figura 6.46** – Curva de resfriamento do CDP - Material 01 - forjado a quente na prensa hidráulica e resfriado no forno a 500 °C. Termopar embutido no CDP.

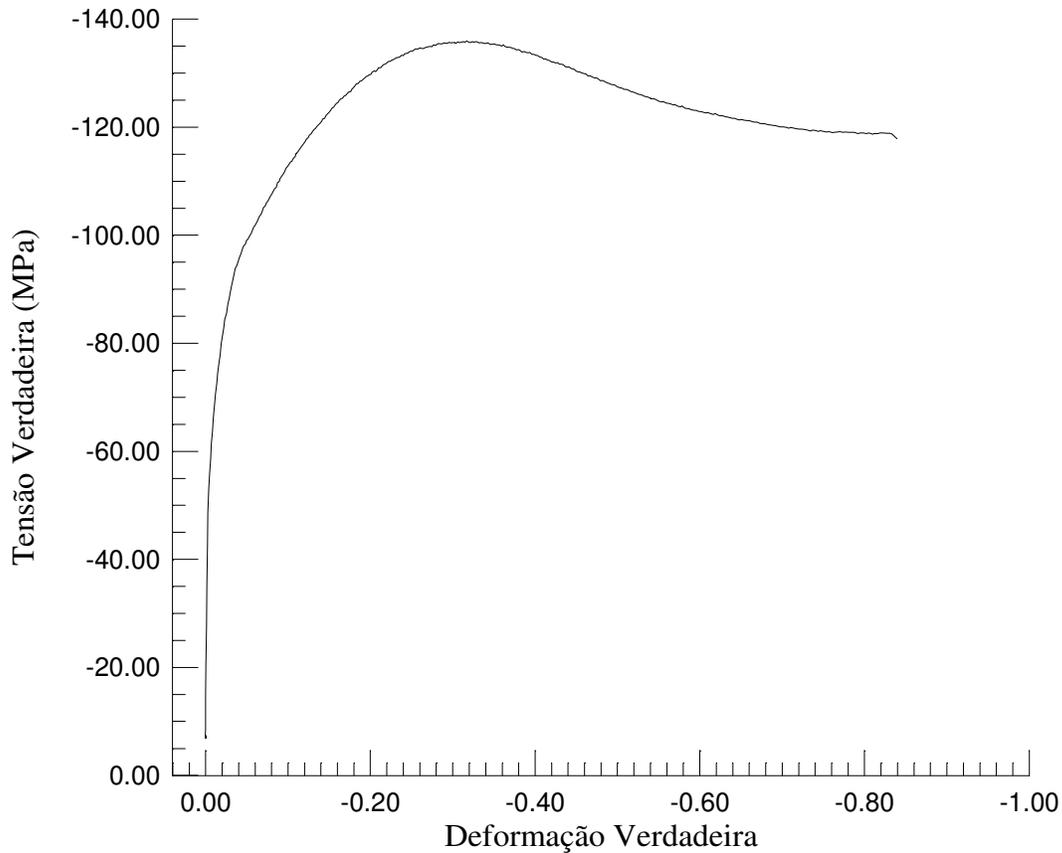


**Figura 6.47** – Curva de resfriamento do CDP - Material 01 - forjado a quente na prensa hidráulica e resfriado no forno a 600 °C. Termopar encostado no CDP.

### 6.11 – ENSAIOS DE COMPRESSÃO A QUENTE NA MTS

Foram ensaiados corpos de prova – CDPs – do Material 01 nas condições descritas no item 5.3.5.3 – Ensaios de compressão a quente.

A curva tensão versus deformação característica do ensaio de compressão a quente pode ser vista na Figura 6.48. O amolecimento do material verificado na figura provavelmente está associado a uma recristalização dinâmica, caracterizada por um pico de tensão e posterior diminuição com a deformação, ocorrida durante a compressão do CDP.



**Figura 6.48** – Curva  $\sigma \times \epsilon$  característica do ensaio de compressão a quente do Material 01.

### **6.11.1 - Análise das Condições de Resfriamento, das Microestruturas e das Medidas de Dureza**

Em função das análises feitas sobre as estimativas das taxas de resfriamento e diagramas de resfriamento contínuo dos Materiais 01, 02 e 03, os experimentos com resfriamento controlado dos CDPs, após os ensaios de compressão a quente, foram realizados somente para o Material 01.

As temperaturas definidas para o forno de resfriamento foram 500, 600 e 700 °C com tempos de permanência dos CDPs a estas temperaturas por 25 e 35 minutos.

Outra condição de resfriamento, após alguns ensaios de compressão, foi a manutenção do CDP no próprio forno da MTS a 950 °C por diferentes tempos - 15, 30, 45 e 60 minutos – seguido de resfriamento ao ar.

As microestruturas obtidas nessa última condição foi comparada com as dos CDPs compridos na MTS a 1000 °C, resfriados ao ar e normalizados por diferentes tempos (20, 30, 45 e

60 minutos).

Uma última condição foi o resfriamento ao ar, após ensaio de compressão, sem nenhum tratamento posterior.

As microestruturas obtidas para cada condição de resfriamento são apresentadas a seguir.

**1ª Condição - Resfriamento após ensaio de compressão na MTS, em forno a 500 °C:** a microestrutura obtida, mostrada na Figura 6.49 (18t532), é composta, provavelmente, por ferrita e perlita distribuída de forma heterogênea, sendo que a ferrita apresenta-se em formas de agulha, colônias primárias e grãos poligonais.

A perlita apresenta-se de forma alongada e em colônias isoladas e, aparentemente, em menor percentagem, como mostram as Figuras 6.49 (18t532) e 6.50 (18t542a).

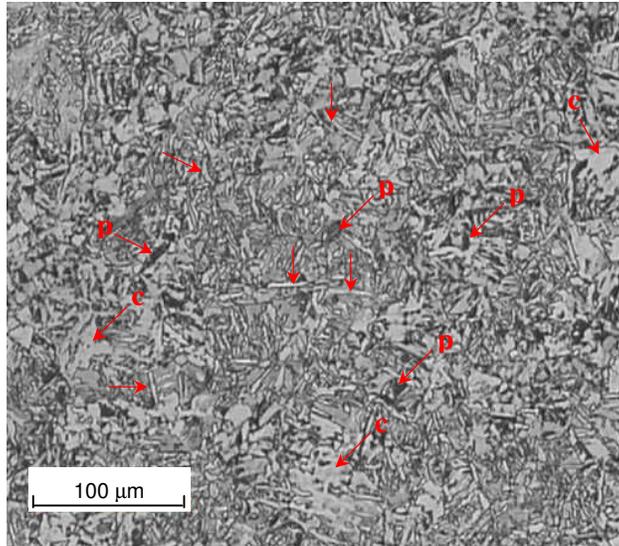
Observa-se também uma microestrutura de coloração diferente que provavelmente seja uma perlita mais fina ou bainita, como mostram as Figuras 6.51 (18t513-2000), 6.52 (18t532-800) e 6.53 (18t542-500).

Como se observam nas Figuras, as microestruturas não aparecem de forma homogênea ao longo do CDP, tendo regiões onde a ferrita é predominante em relação a outras, e o tamanho dos grãos não é uniforme, como pode ser visto na Figura 6.54 (18t542).

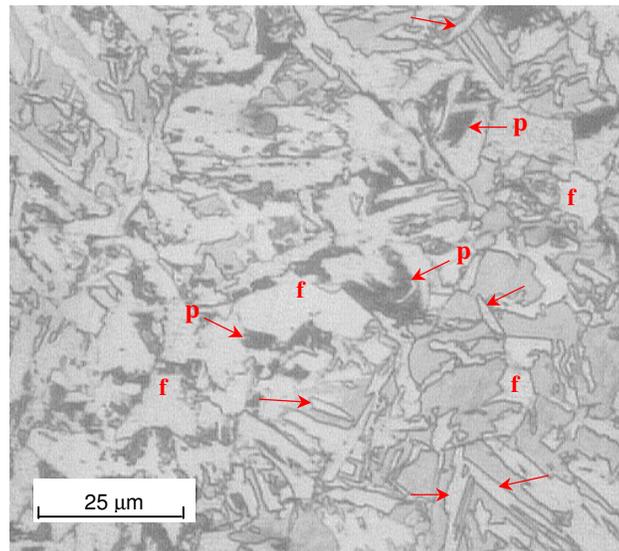
Com relação ao tempo de permanência à temperatura de 500 °C, não há uma influência deste parâmetro, dentro dos valores propostos, na variação microestrutural do material.

Isto pode ser constatado observando-se as Figuras 6.55 (18t513-125) e 6.56 (18t513-500), que mostram uma microestrutura, obtida para um tempo 35 min, semelhante àquela mostrada nas Figuras 6.54 (18t542) e 6.53 (18t542-500).

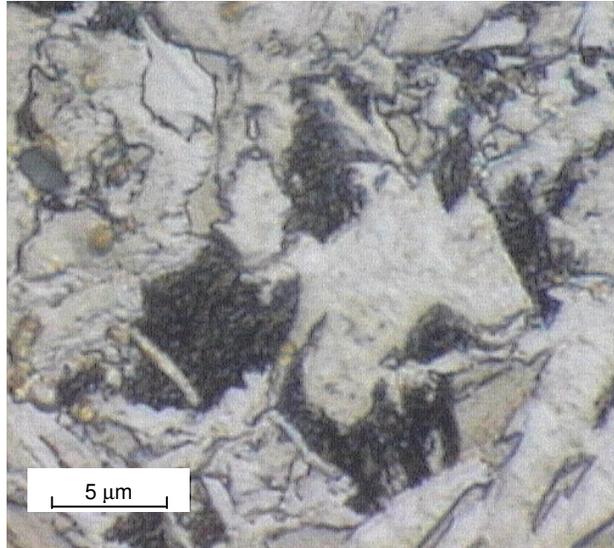
Observando-se o diagrama de transformação em resfriamento contínuo mostrado na Figura 6.57, provavelmente o material tenha resfriado seguindo a linha L2, que prevê a formação de perlita e ferrita a uma taxa de resfriamento maior que as da linha L1, indicada para ilustrar o resfriamento do material em forno a 600 °C.



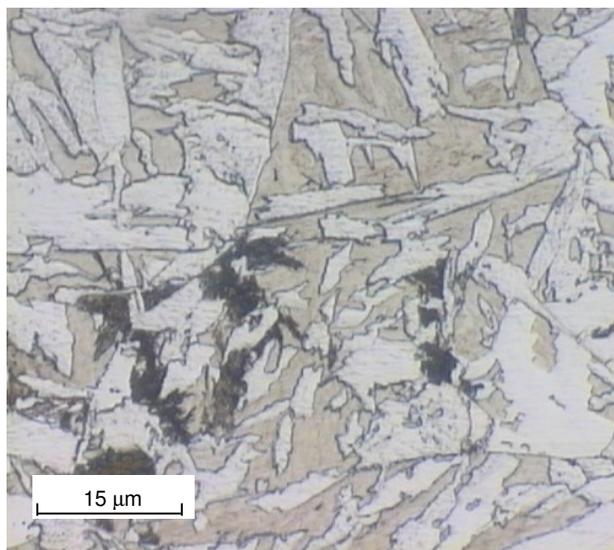
**Figura 6.49** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Microestrutura: provável ferrita e perlita (p→) distribuídas de forma heterogênea. Observa-se ferrita de forma acicular (→) e colônia primária (c→). Perlita fina ou bainita (região acinzentada) (18t532).



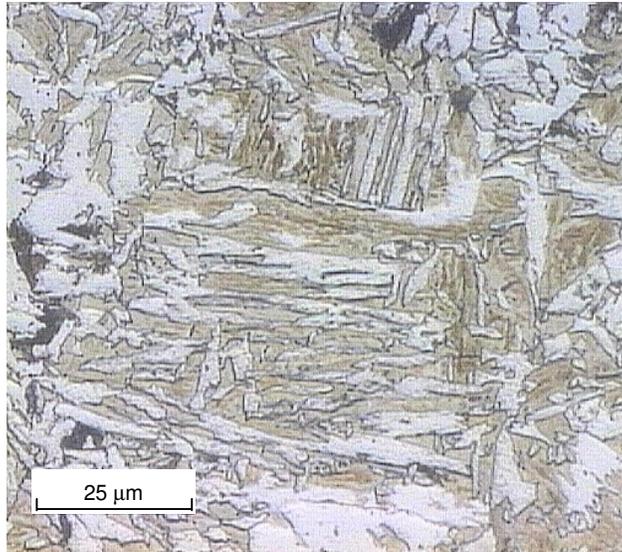
**Figura 6.50** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Microestrutura formada por perlita (p→), ferrita poligonal (f) e acicular (→) (região clara), perlita fina ou bainita (região acinzentada) (18t542a).



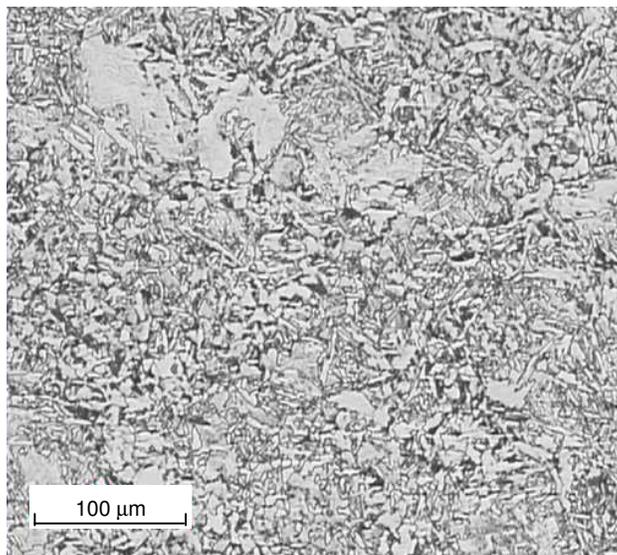
**Figura 6.51** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 35 min. Microestrutura: perlita (região escura) e ferrita (região clara). Provável perlita fina ou bainita (região amarelada) (18t513-2000).



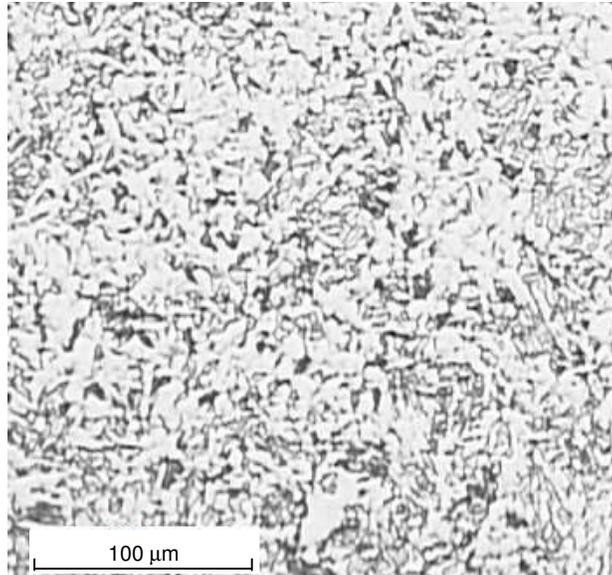
**Figura 6.52** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Microestrutura amarelada: provável perlita fina ou bainita. Observa-se ferrita – branca – dentro de grãos amarelados (18t532-800).



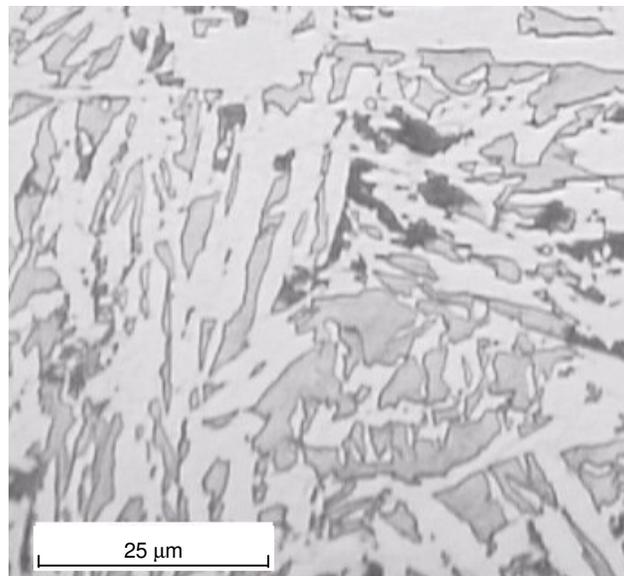
**Figura 6.53** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Microestrutura amarelada: provável perlita fina ou bainita. Observa-se ferrita acicular – branca – intercalada com fase amarelada (18t542-500).



**Figura 6.54**- Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 25 min. Observa-se regiões predominantemente ferríticas. O tamanho dos grãos não é uniforme (18t542).



**Figura 6.55** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 35 min. Microestrutura semelhante à mostrada na Figura 6.54 (18t513-125).



**Figura 6.56** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 500 °C por 35 min. Microestrutura semelhante à mostrada na Figura 6.50 (18t513-500).

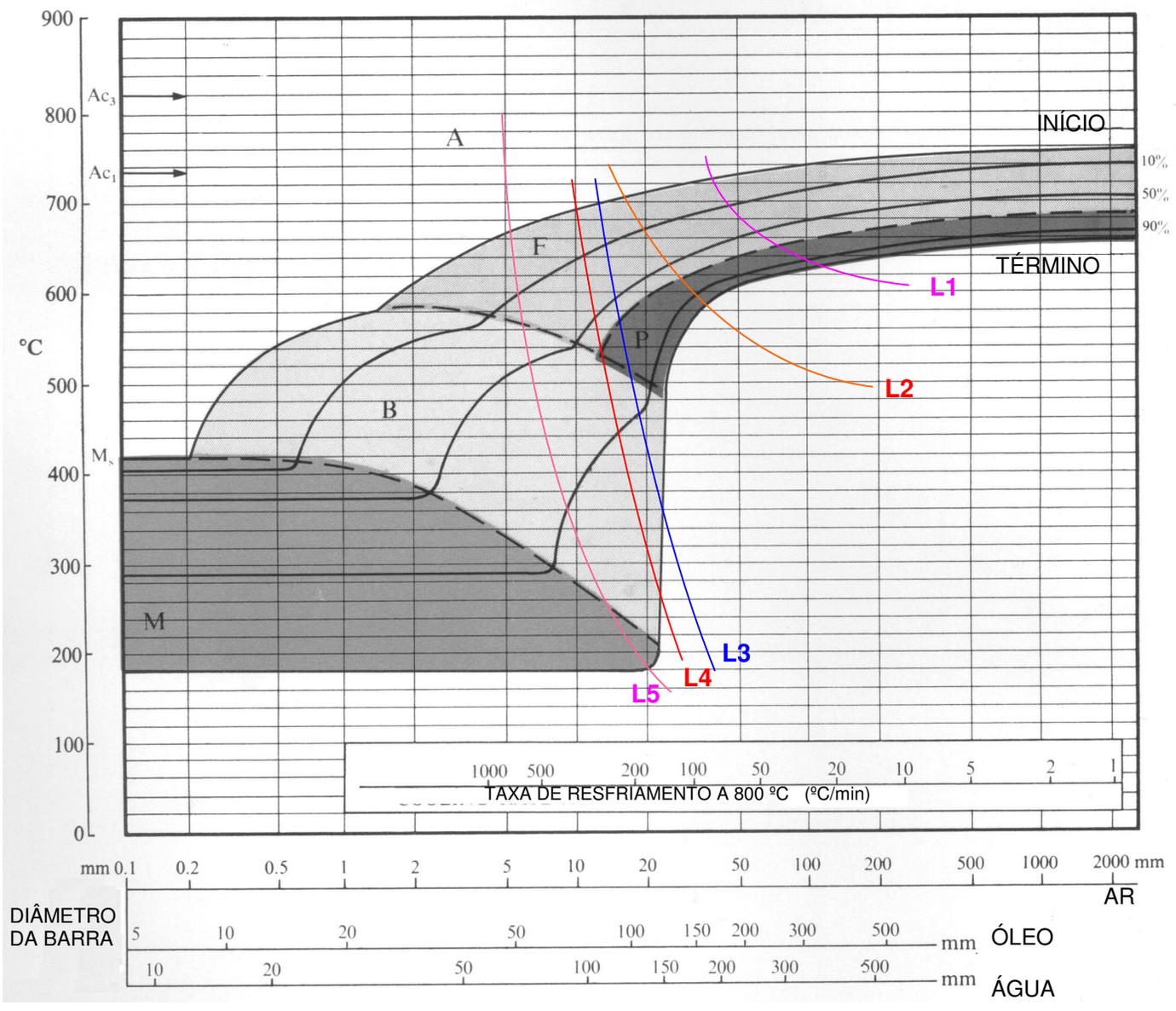


Figura 6.57 - Diagrama de transformação em resfriamento contínuo para o Material 01.

Os valores de dureza Brinell ao longo do CDP comprimido – sentido radial – e seu desvio padrão, nas três condições de resfriamento – temperatura do forno de resfriamento a 500, 600 e 700 °C – para os tempos de 25 e 35 minutos de permanência nesse forno, podem ser vistas na Tabela 6.16.

Apesar de qualitativamente não se observar diferenças microestruturais significativas, os CDPs mantidos por 35 min. apresentaram uma menor dureza, indicando provavelmente que a quantidade de ferrita nesta condição é maior em relação à apresentada pelos CDPs mantido por 25 min.

Para efeito de comparação a dureza desejável para o material é a definida para o material após o tratamento de normalização, que varia de 163 a 187 Brinell, permitindo que o processo de usinagem possa ser realizado sem afetar as ferramentas de aço rápido empregadas em determinadas etapas de obtenção da engrenagem.

**Tabela 6.16** – Medidas de dureza dos CDPs comprimidos a 1000 °C na MTS e resfriados imediatamente em um forno a diferentes temperaturas – Material 01.

Condição de Resfriamento	Dureza Brinell (HB) média / ( <i>desvio padrão</i> ) para os tempos de permanência no forno	
	25 minutos	35 minutos
Forno a 500 °C	237 / (5)	217 / (2)
Forno a 600 °C	178 / (4)	179 / (5)
Forno a 700 °C	240 / (3)	239 / (3)
Resfriado ao ar	266 / (18)	

**2ª Condição - Resfriamento após ensaio de compressão na MTS, em forno a 600 °C:** observa-se, tanto para os tempos de 25 e 35 minutos, uma microestrutura composta por perlita e ferrita distribuídas uniformemente ao longo do CDP como mostram as Figuras 6.58 (18t632-125) e 6.59 (18t643-125).

Observa-se também nessas Figuras uma certa orientação da microestrutura ao longo das linhas de escoamento geradas no processo de compressão do material.

Qualitativamente, os grãos perlíticos e ferríticos apresentam-se com tamanhos variados

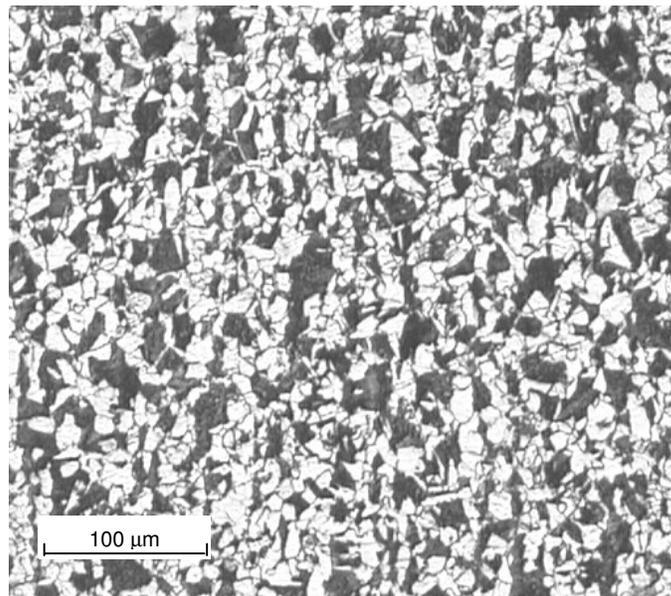
como mostra a Figura 6.60 (18t643-250).

Nas figuras apresentadas para esta condição, é possível verificar-se ferrita dentro de alguns grãos perlíticos – ferrita intragranular - como visto também nas Figuras 6.60 e 6.61.

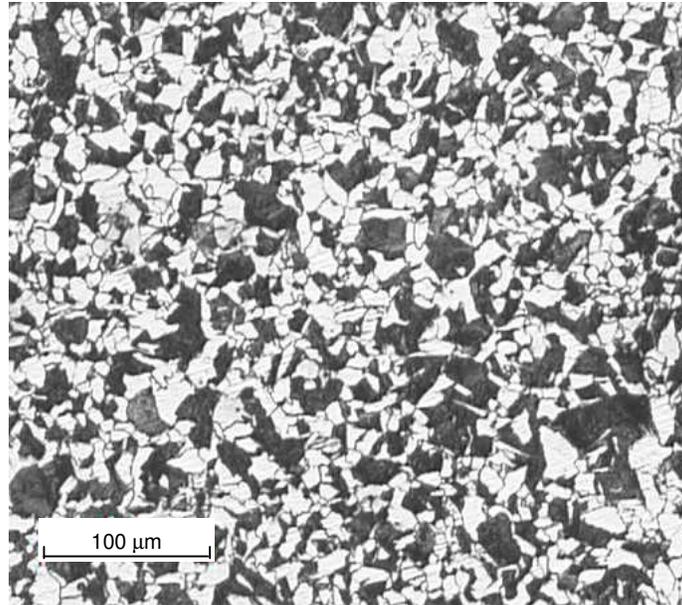
A microestrutura observada indica que o resfriamento se deu a taxas menores que as sofridas pelo material na condição de resfriamento em forno a 500 °C.

A indicação de que a taxa de resfriamento foi menor está coerente com as condições de ensaio. Uma vez que o procedimento de transferência dos CDPs da MTS para o forno de resfriamento foi o mesmo, independente da temperatura deste, pode-se intuir que as temperaturas iniciais dos mesmos, imediatamente após serem colocados no forno, foram mais ou menos próximas umas das outras.

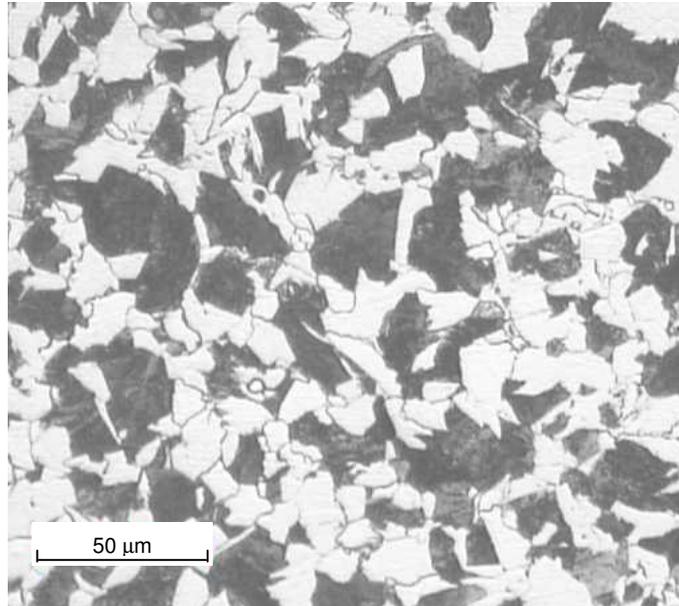
Desta forma, partindo-se de temperaturas iniciais mais ou menos próximas, quanto maior for a temperatura do forno menor será a taxa de resfriamento dos CDPs. Assim, conclui-se que os CDPs resfriados no forno a 500, 600 e 700 °C terão, nesta ordem, taxas de resfriamento decrescentes. Para esta condição de resfriamento a linha L1 da Figura 6.57 ilustra o provável resfriamento do material no forno a 600 °C a taxas menores que as da linha L2.



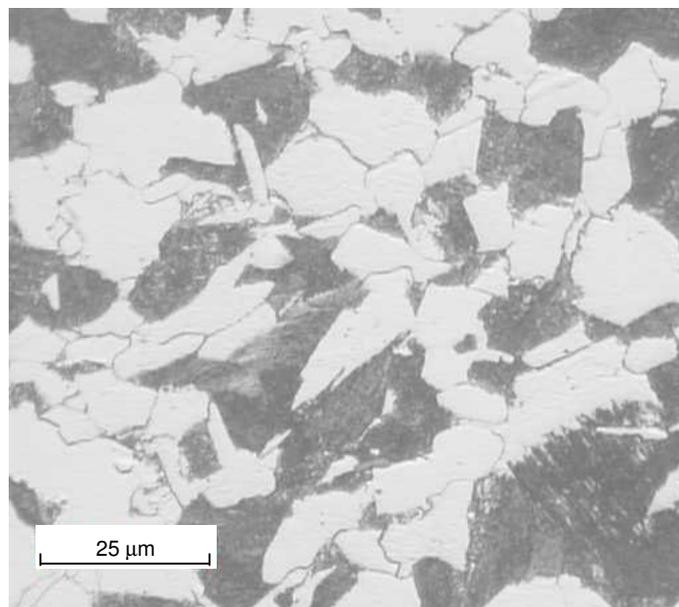
**Figura 6.58** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 600 °C por 25 min. Microestrutura composta por perlita e ferrita distribuídas uniformemente (18t632-125).



**Figura 6.59** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 600 °C por 35 min. Microestrutura composta por perlita e ferrita distribuídas uniformemente (18t643-125).



**Figura 6.60** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 600 °C por 35 min. Grãos perlíticos e ferríticos com tamanhos variados. Ferrita dentro de alguns grãos perlíticos – ferrita intragranular - (18t643-250).



**Figura 6.61** - Resfriamento, após compressão na MTS, em forno a 600 °C por 25 min. Ferrita dentro de alguns grãos perlíticos – ferrita intragranular - (18t632-500).

Com relação à dureza, esta condição possibilitou a formação de uma microestrutura de dureza menor em relação às demais condições, como se verifica na Tabela 6.16 para ambos os tempos de permanência do CDP no forno.

Os valores obtidos encontram-se dentro da faixa - 163 a 187 HB - definida para o material após a normalização. Esta menor dureza está associada provavelmente a um amolecimento – recristalização - do material durante o resfriamento nesta condição.

**3ª Condição - Resfriamento, após ensaio de compressão na MTS, em forno a 700 °C:** Observa-se uma microestrutura composta de ferrita (região clara), perlita (região escura) e, provavelmente, bainita ou perlita fina (região amarelada) distribuídas em forma de bandas – textura alinhada -, como mostram as Figuras 6.62 (18t722-125) e 6.63 (18t723-125) para resfriamento por 25 e 35 minutos, respectivamente.

A perlita (região escura) se encontra dentro desta área acinzentada ou amarelada, sendo observada em maior percentagem na amostra resfriada por 35 min. dentro do forno – Figura 6.63.

Para os dois tempos de permanência no forno, observa-se nas amostras que a ferrita apresenta-se de forma poligonal alinhada com as linhas de escoamento do material, sendo a perlita, aparentemente, mais grosseira para o CDP mantido por 35 min no forno - Figuras 6.64

(18t723-500) e 6.66 (18t723-800) – em relação àquela mantida por 25 min – Figuras 6.65 (18t722-500) e 6.67 (18t722-800).

É possível observar-se a presença de ferrita idiomorfa – equiaxial no interior no grão - em alguns grãos acinzentados cuja microestrutura provavelmente seja bainita ou ainda perlita degenerada (Mei e Silva, 1988).

A Figura 6.68 mostra uma microestrutura que se assemelha à bainita e que é observada para as dois tempos de permanência do CDP no forno.

A explicação para a formação das microestruturas com algumas características diferenciadas está no tempo de permanência do CDP no forno e na taxa de resfriamento do mesmo ao ar, após sua retirada do forno a 700 °C. Uma vez que o procedimento de retirada do CDP do forno da MTS (1000 °C) e movimentação até o forno a 700 °C foram os mesmos adotados para as outras condições já citadas, é provável que as taxas de resfriamento do CDP a partir de 1000 °C (forno MTS) até a temperatura de 700 °C (forno) tenham sido menores que as ocorridas nas condições de resfriamento em forno a 500 e 600, em vista da menor diferença entre as temperaturas dos fornos, como explicado anteriormente – resfriamento em forno a 600 °C.

Independentemente da taxa de resfriamento até os 700 °C, observa-se no diagrama de transformação em resfriamento contínuo para o Material 01 – Figura 5.26 – que a única microestrutura prevista até esta temperatura é a ferrítica.

Observando-se as curvas de resfriamento registradas e os cálculos das taxas de resfriamento, taxas menores que o valor limite abaixo do qual se prevê a formação ferrita à temperatura de 700 °C, pode-se supor que houve a formação de um percentual de ferrita até se atingir os 700 °C.

Analisando-se as curvas de resfriamento isotérmico verifica-se que a 700 °C a transformação prevista é de austenita em ferrita, não havendo formação de perlita.

Desta forma, pode-se explicar as modificações microestruturais considerando-se as taxas de resfriamento ao ar, após a retirada do CDP do forno a 700 °C, bem como o tempo de permanência no forno.

O resfriamento do material até os 700 °C leva à formação da ferrita cuja percentagem aumenta com o tempo de permanência do material dentro forno à referida temperatura, não havendo a formação de perlita.

O CDP que permaneceu por 35 minutos no forno apresentará, no momento de sua retirada, um percentual menor de austenita não transformada em relação àquele mantido por 25 minutos.

As diferenças microestruturais apresentadas podem ser justificadas por uma possível e provável diferença nas taxas de resfriamento ao ar, uma vez que os CDPs são pequenos, aliada a uma maior diversidade de microestruturas – ferrita, perlita, bainita e martensita - previstas pelo diagrama de transformação em resfriamento contínuo para CDPs com dimensões próximas do obtido no ensaio de compressão a quente na MTS.

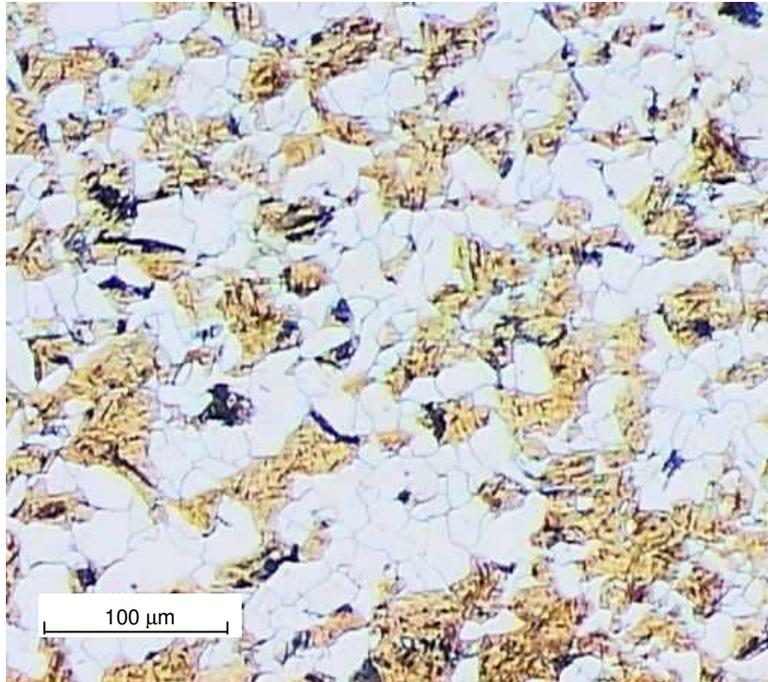
Supõe-se que o CDP que permaneceu por 35 minutos no forno resfriou mais lentamente ao ar fazendo com que o menor percentual de austenita seja transformada em ferrita, perlita mais grosseira e bainita cuja morfologia é provavelmente a do tipo Superior, como se observa na Figura 6.66.

A perlita apresenta-se grosseira e em maior percentagem em função da menor taxa de resfriamento a qual faz com que material passe por uma extensão maior da região perlítica.

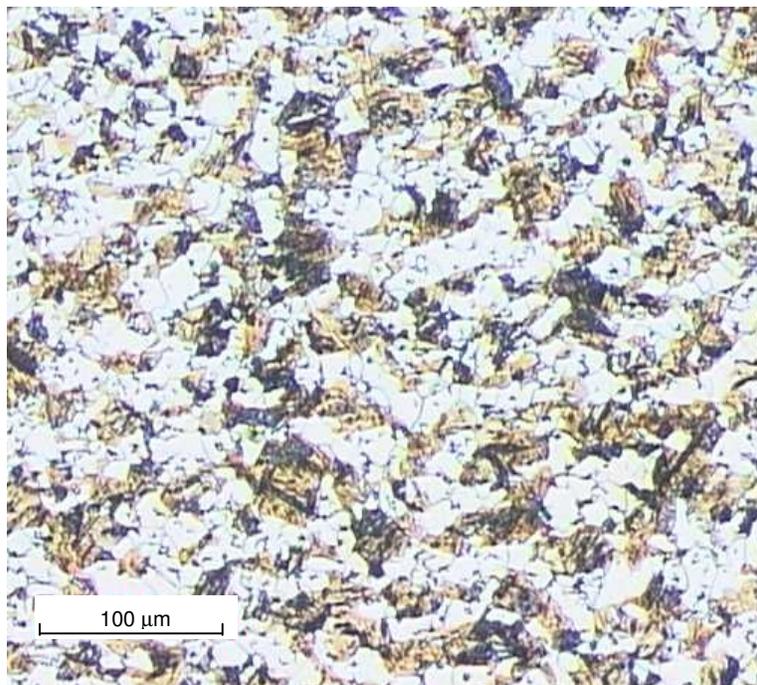
O CDP que permaneceu por 25 minutos no forno provavelmente resfriou ao ar a uma taxa maior de modo que o maior percentual de austenita seja transformado em ferrita, perlita relativamente mais fina e bainita, com morfologia semelhante à bainita inferior, como mostrado na Figura 6.68.

A perlita mais fina e em menor percentagem é decorrente da maior taxa de resfriamento que induz a passagem do material por uma área mais restrita da região perlítica.

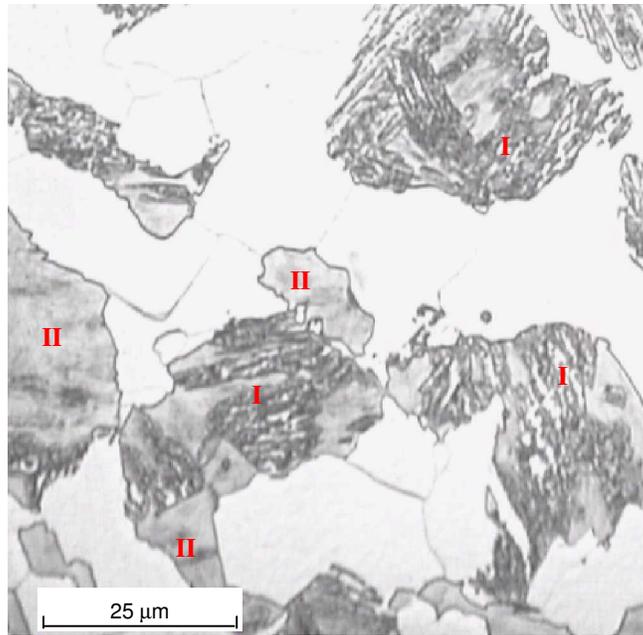
As linhas L3 e L4, vistas na Figura 6.57, ilustram a maior e menor taxa de resfriamento, respectivamente, sofrida pelo material de acordo com as explicações dadas acima. Quanto à ferrita, é necessária uma análise quantitativa para se avaliar qual amostra possui maior percentagem.



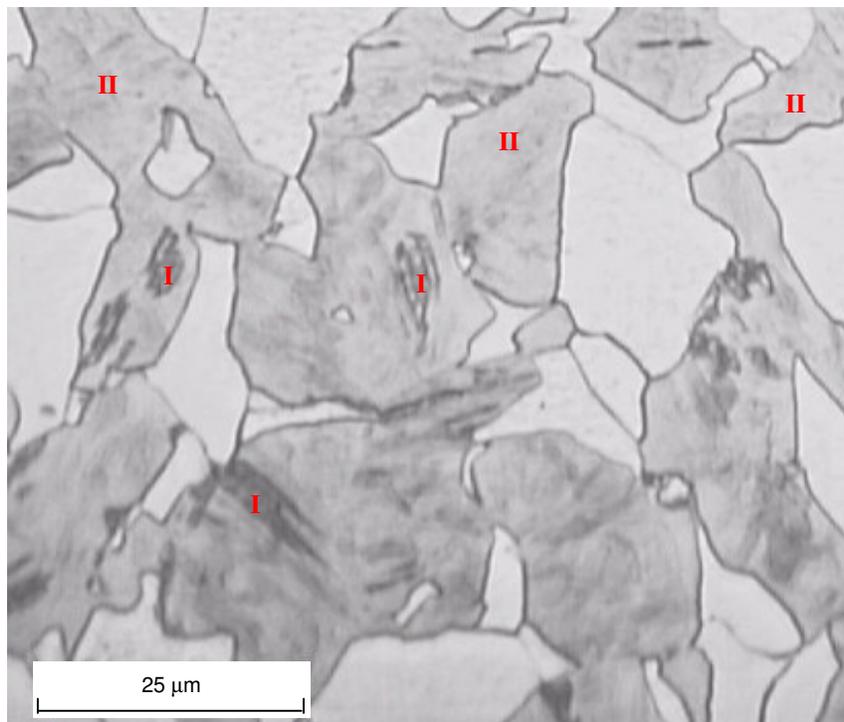
**Figura 6.62** - Perlita e ferrita distribuídas em forma de bandas (18t722-125).



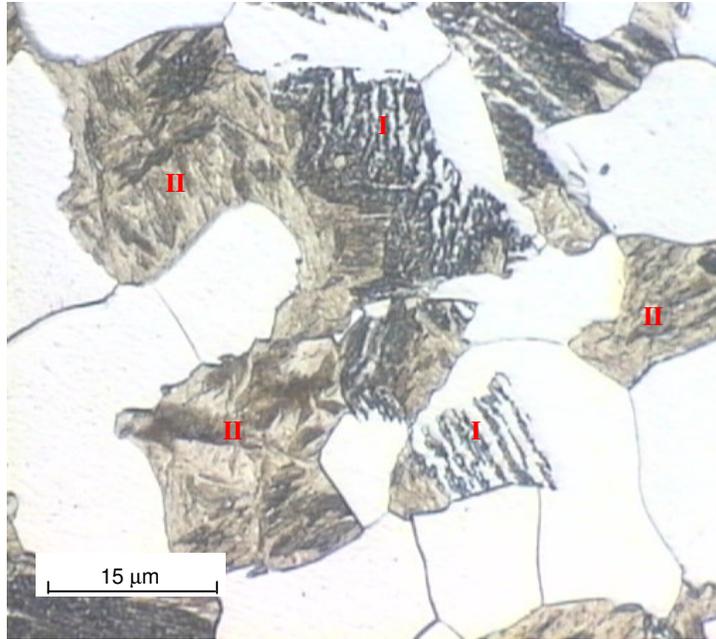
**Figura 6.63** - Perlita e ferrita distribuídas em forma de bandas (18t723-125).



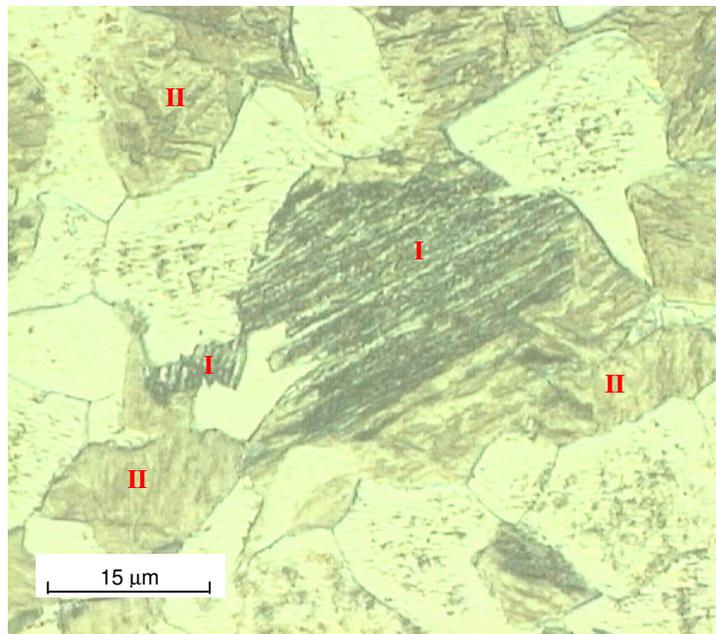
**Figura 6.64** - Perlita relativamente grossa (I) e perlita fina (II) ou Perlita (I) e bainita (II) (18t723-500).



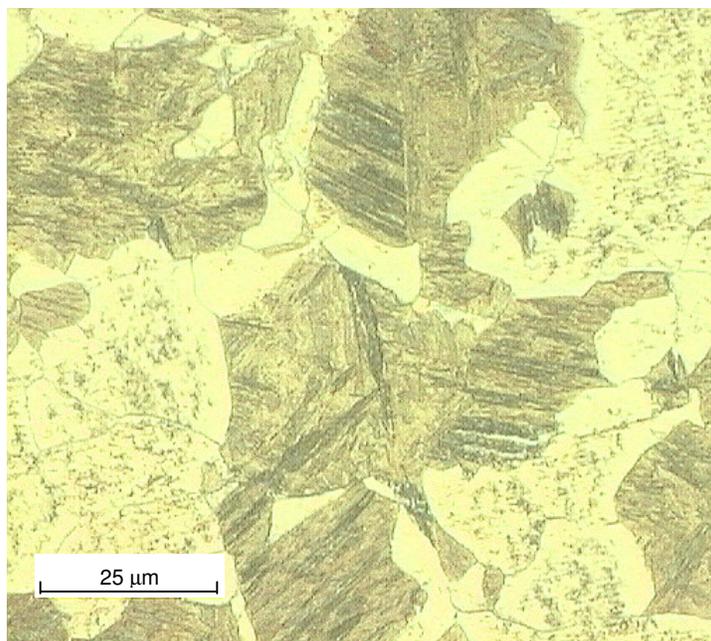
**Figura 6.65** – Perlita (I) e perlita fina (II) ou Perlita relativamente fina (I) e bainita (II) (18t722-500).



**Figura 6.66** – Perlita relativamente grossa e perlita fina ou Perlita e bainita (18t723-800).



**Figura 6.67** – Perlita (I) e perlita fina (II) ou Perlita relativamente fina (I) e bainita (II) (18t722-800).



**Figura 6.68** – Provável microestrutura bainítica observada para os dois tempos de permanência do CDP no forno (18t722-500bain).

Qualitativamente, a microestrutura obtida nessa temperatura, para ambos os tempos de permanência do CDP no forno, mostrou-se mais complexa em vista de sua diversidade e morfologias apresentadas, além de uma distribuição não uniforme dos microconstituintes ao longo do material - Figuras 6.62 (18t722-125) e 6.63 (18t723-125) - quando comparada com a obtida a 600 °C - Figura 6.58 (18t632-125).

Esta diversidade de microestrutura, morfologia, tamanho de grão e distribuição não uniforme apresenta-se mais intensa para o resfriamento a 500 °C. Desta forma, a condição de resfriamento a 600 °C é a que possibilita a formação de uma microestrutura com características bem semelhantes às de um material normalizado.

Os valores de dureza obtidos para os tempos de permanência no forno de 25 e 35 min a 700 °C e 25 min a 500 °C mostram ser estatisticamente iguais, enquanto o resfriamento por 35 min a 500 °C apresentou valores menores, porém todos acima da faixa especificada para o material normalizado.

A menor dureza observada para esta última condição se deve, provavelmente, a um maior percentual de ferrita formada durante o resfriamento.

Como se observa, somente a temperatura de 600 °C permite a obtenção de uma

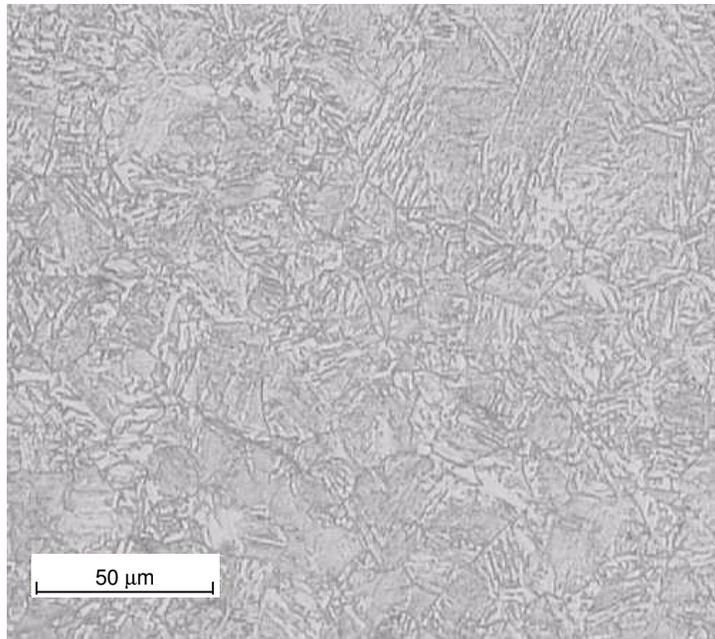
microestrutura com distribuição homogênea aliada a uma menor dureza, dentro dos valores definidos para o material normalizado. Estas características são desejadas a fim de propiciar condições de usinagem melhores, evitando um maior desgaste das ferramentas de aço rápido, geração de cavacos longos, formação gume postiço, e melhorando o acabamento superficial da peça.

**4ª Condição – Resfriamento ao ar, após ensaio de compressão na MTS:** nessa condição a microestrutura apresentada em toda amostra é basicamente bainítica, sendo observados em menor percentagem alguns pontos com perlita e ferrita distribuídos ao longo do material, como se observa nas Figuras 6.69 e 6.70.

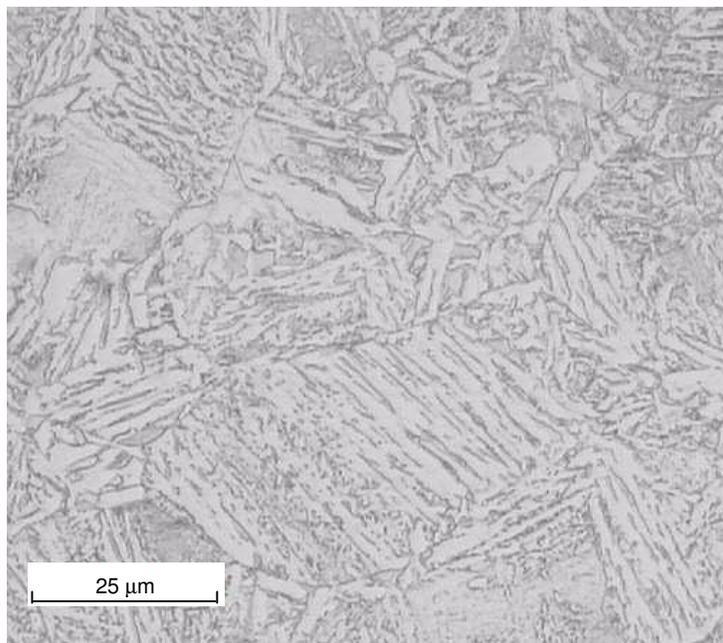
Analisando-se a curva de resfriamento ao ar para um CDP a 1000 °C mostrada na Figura 6.42 (Curva de resfriamento de um CDP de 6,35 mm de diâmetro e 9,5 mm de comprimento aquecido a 1000 °C e resfriado ao ar) os tempos para resfriar o CDP de 1013 até 800 °C e de 800 até 663°C são, respectivamente, 13 (28 – 15) e 12 (40 – 28) segundos, correspondendo a taxas médias de resfriamento de 983,1 e 685 °C/minuto.

Plotando-se as temperaturas de 800 e 663 °C com as respectivas taxas no diagrama de transformação em resfriamento contínuo, observa-se que provavelmente o CDP irá passar pela região de ferrita e bainita, podendo haver formação de perlita uma vez que os valores de temperatura e taxa se aproximam desta região e que há, como se observa, uma diminuição das taxas de resfriamento à medida que o CDP resfria.

A linha L5 da Figura 6.57 ilustra o provável resfriamento do material ao ar passando pelas regiões de formação das microestruturas citadas.



**Figura 6.69** - Microestrutura bainítica. Observação em menor percentagem de perlita e ferrita distribuídos ao longo do material. (18n4-250).



**Figura 6.70** - Microestrutura bainítica. Observação em menor percentagem de perlita e ferrita distribuídos ao longo do material (18n4-500).

A Tabela 6.16 mostra que a média dos valores de dureza para esta condição foi maior em relação às demais condições, de acordo com o esperado para taxas de resfriamento maiores impostas pelo ar ambiente – aproximadamente 23 °C - quando da retirada do CDP comprimido a 1000 °C, pois uma maior taxa de resfriamento tende a produzir uma microestrutura mais refinada como ferrita acicular, perlita fina e bainita, cuja dureza é superior às observadas para resfriamentos mais lentos.

**5ª Condição - Resfriamento, após ensaio de compressão na MTS, no próprio forno da MTS a 950 °C:** Nessas condições, observa-se que a microestrutura, obtida para os diferentes tempos – 20, 30, 45 e 60 minutos -, é provavelmente bainítica com algumas regiões apresentando ferrita idiomorfa.

Não se observa uma influência do tempo sobre a microestrutura formada. Isto provavelmente se deve ao fato de que o material a 950 °C está austenitizado e, independentemente do tempo que ele permaneça a essa temperatura, não haverá mudança de fase.

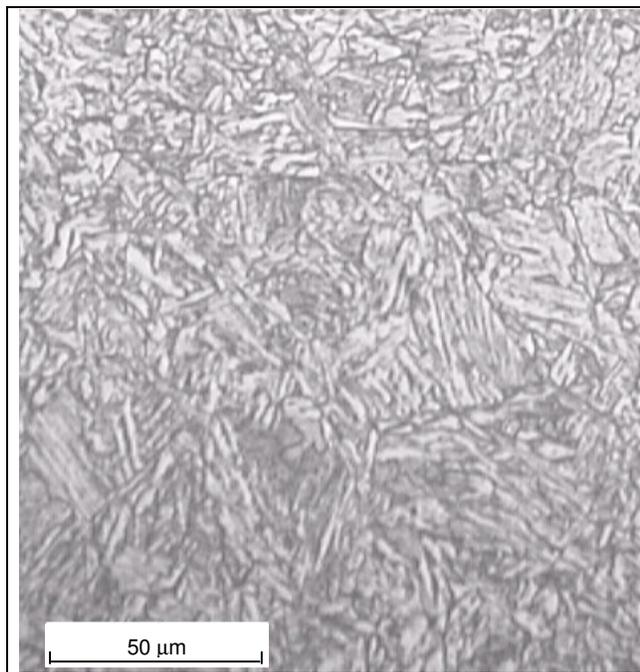
Quando os CDPs são retirados do forno da MTS para serem resfriados ao ar, as taxas de resfriamento impostas, devido às suas pequenas dimensões, serão altas o suficiente para formar a microestrutura bainítica.

Por outro lado, em um processo real as peças são maiores e estão agrupadas formando uma massa aquecida significativa, de modo que quando resfriadas ao ar, terão uma taxa de resfriamento baixa o suficiente para formar uma microestrutura perlítica / ferrítica distribuída uniformemente, como se deseja com a normalização. Observa-se em todos CDPs, mantidos por tempos diferentes a 950 °C, que a microestrutura não apresenta uma distribuição uniforme da ferrita e cementita, sendo a dureza Brinell, medida ao longo dos mesmos, estatisticamente igual. As microestruturas, obtidas para os diferentes tempos de permanência no forno, são mostradas nas Figuras 6.71 a 6.74.

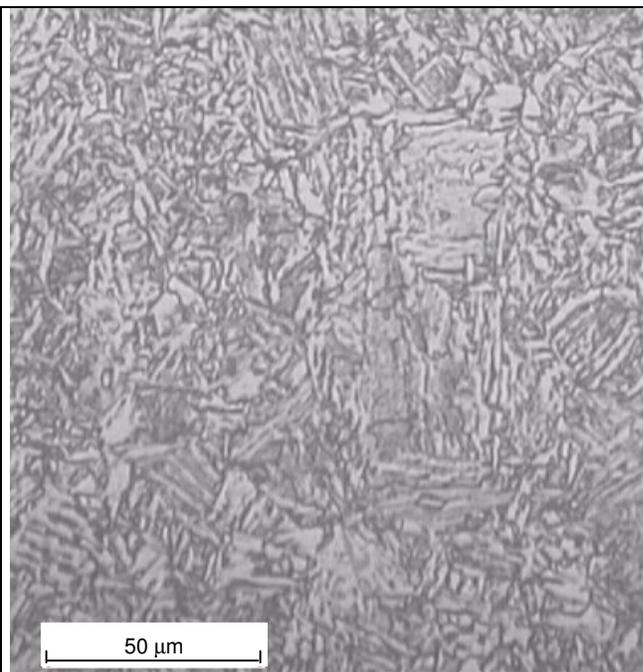
Os valores da dureza Brinell, para cada CDP mantido por determinado tempo dentro do forno da MTS, são mostrados na Tabela 6.17.

**Tabela 6.17** – Medidas de dureza dos CDPs resfriados , imediatamente após ensaio de compressão, no próprio forno da MTS a 950 °C por diferentes tempos de permanência – Material 01.

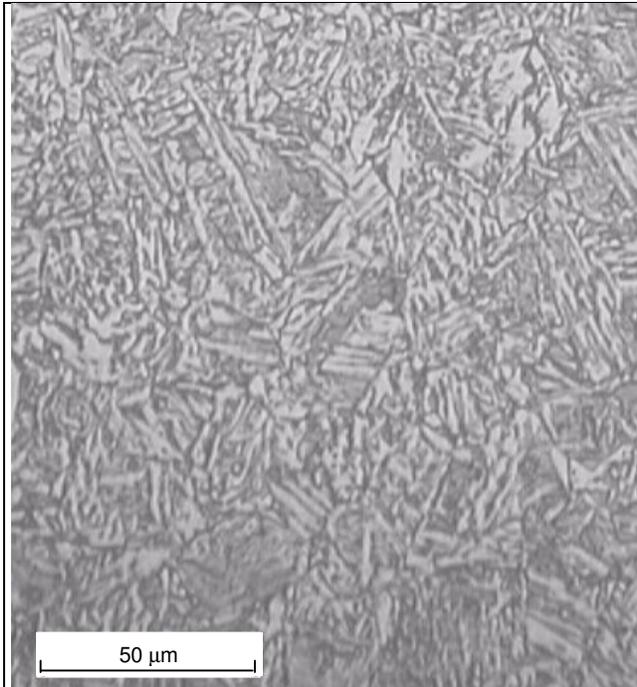
<b>Tempos de permanência no forno da MTS a 950 °C (minutos)</b>	<b>Dureza Brinell média / (<i>desvio padrão</i>) para os diferentes tempos (HB)</b>
20	233 / (0)
30	236 / (5)
45	229 / (7)
60	223 / (9)



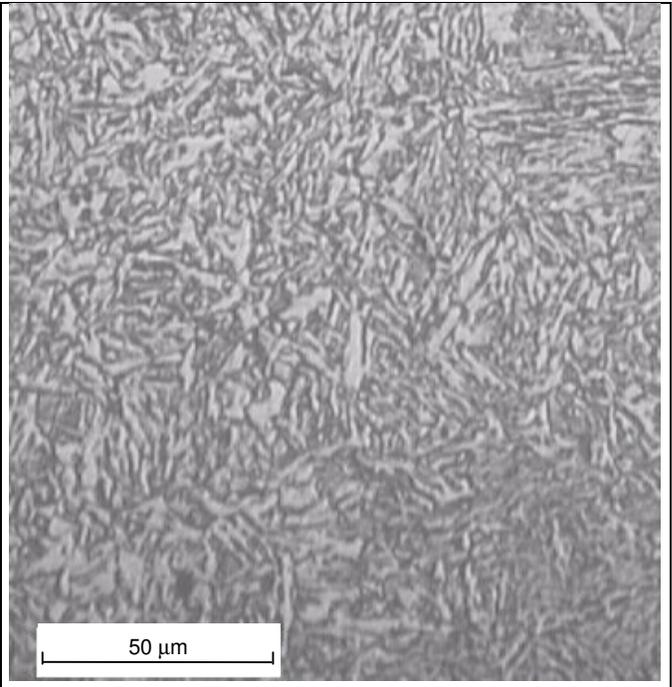
**Figura 6.71** - Microestrutura bainítica. Tempo de permanência no forno de 20 min. (18t912-250).



**Figura 6.72** - Microestrutura bainítica. Tempo de permanência no forno de 30 min. (18t913-250).



**Figura 6.73** - Microestrutura bainítica. Tempo de permanência no forno de 45 min. (18t914-250).



**Figura 6.74** - Microestrutura bainítica. Tempo de permanência no forno de 60 min. (18t916-250).

**6ª Condição – Resfriamento ao ar após ensaio de compressão seguido de aquecimento a 950 °C:** Nessas condições, observa-se que as microestruturas, obtidas para os diferentes tempos – 15, 30, 45 e 60 minutos -, apresentam duas morfologias básicas, não havendo um padrão comum entre todas elas, como visto para a condição anterior - Resfriamento, após ensaio de compressão na MTS, no próprio forno da MTS a 950 °C.

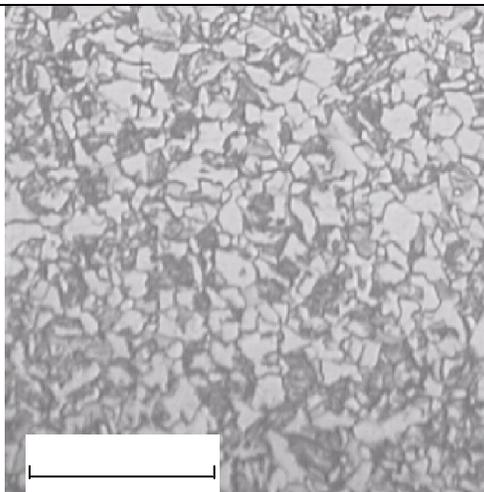
Para os tempos de 15 e 45 minutos de permanência dos CDPs no forno, e posterior resfriamento ao ar, observa-se uma microestrutura composta por grãos de perlita e ferrita distribuídos de forma mais ou menos uniforme, como mostra as Figuras 6.75 e 6.76.

Isso indica que o material resfriou a uma taxa menor que aquela sofrida nas outras duas condições - 30 e 60 min -, nas quais se observa uma microestrutura composta, provavelmente, por ferrita acicular e poligonal, perlita e bainita (Figuras 6.77 e 6.78).

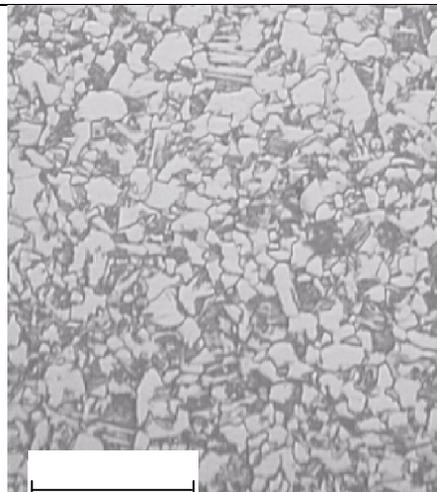
Este tipo de microestrutura indica que, provavelmente, a taxa de resfriamento foi relativamente maior que a ocorrida para as condições de 15 e 45 min de permanência.

Não se observa, num primeiro momento, para as condições de ensaio, uma correlação entre o tempo de permanência dos CDPs no forno e as microestruturas obtidas.

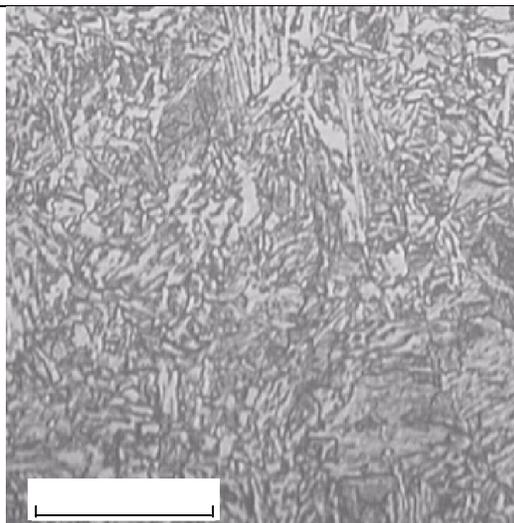
Ou seja, a manutenção do CDP por um tempo maior dentro do forno EDG a 950 °C não implica em uma microestrutura composta por grãos de perlita e ferrita, com tamanho e distribuição uniformes, visto que a obtenção desta foi possível com tempos relativamente menores - 15 e 45 min.



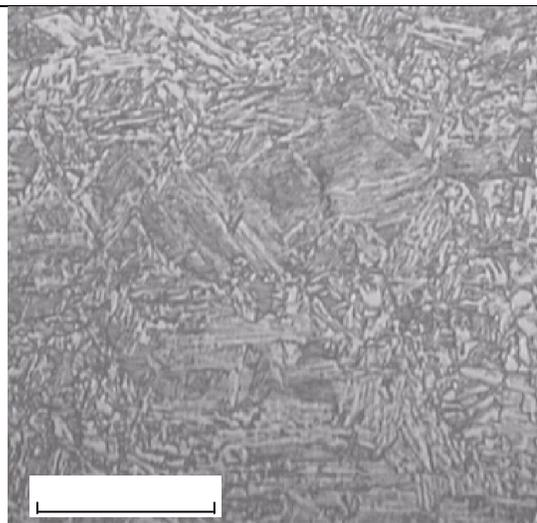
**Figura 6.75** - Grãos de perlita e ferrita distribuídos de forma mais ou menos uniforme. Resfriamento ao ar após ensaio de compressão na MTS. Aquecimento em forno EDG a 950 °C por 15 minutos e posterior resfriamento ao ar (c18t15n8-250).



**Figura 6.76** - Grãos de perlita e ferrita distribuídos de forma mais ou menos uniforme. Resfriamento ao ar após ensaio de compressão na MTS. Aquecimento em forno EDG a 950 °C por 45 minutos e posterior resfriamento ao ar (c18t15n6-250).



**Figura 6.77** - Microestrutura composta por ferrita acicular, perlita e bainita. Resfriamento ao ar após ensaio de compressão na MTS. Aquecimento em forno EDG a 950 °C por 30 minutos e posterior resfriamento ao ar (c18t15n5-250).



**Figura 6.78** - Microestrutura composta por ferrita acicular, perlita e bainita. Resfriamento ao ar após ensaio de compressão na MTS. Aquecimento em forno EDG a 950 °C por 60 minutos e posterior resfriamento ao ar (c18t15n7-250).

A taxa de resfriamento, para os tempos de 30 e 60 min, não foi suficientemente baixa para promover a formação de uma microestrutura normalizada.

Esta afirmação está baseada no fato de que o tratamento de normalização requer um resfriamento, do material austenitizado, a uma taxa que permita o cruzamento das regiões de formação da ferrita e perlita, no diagrama de transformação em resfriamento contínuo. É necessário também que estas fases tenham tamanho e distribuição uniformes característicos de um material normalizado.

As diferenças nas taxas de resfriamento estão relacionadas, provavelmente, às pequenas dimensões dos CDPs que dificultam a repetibilidade das condições de resfriamento, apesar de manter-se o mesmo procedimento de retirada dos mesmos de dentro do forno e colocá-los sobre um lugar comum – tijolo cerâmico.

Uma vez que a retirada dos CDPs de dentro do forno EDG – 950 °C - é realizada com o auxílio de um alicate à temperatura ambiente – entre 23 a 25 °C -, a variação, em poucos segundos, no tempo de transferência dos mesmos até o tijolo cerâmico acarreta alterações na quantidade de calor extraído dos CDPs, visto que os mesmos ficarão em contato com o alicate por mais ou menos tempo, levando a uma maior ou menor perda de calor, respectivamente.

Quando se têm peças com dimensões maiores – maior massa – a taxa de resfriamento é menor – menor variação da temperatura para um intervalo de tempo - em relação àquela observada para peças pequenas – menor massa. Desta forma, CDPs com massa relativamente maiores apresentarão menor variação da temperatura para intervalos de tempos pequenos, ao contrário dos CDPs mais leves.

Observa-se na Tabela 6.18 que os valores de dureza Brinell são relativamente maiores nos CDPs que permaneceram 30 e 60 min no forno EDG, em relação à condição de 15 e 45 min, o que é coerente com a afirmativa de que uma maior taxa de resfriamento ocorreu nas duas primeiras condições, levando a formação de ferrita acicular, perlita e bainita.

Uma taxa de resfriamento maior faz com que as lamelas de ferrita e cementita que compõem a perlita tornem-se mais finas levando a um aumento da dureza.

O contrário ocorre quando se tem uma taxa de resfriamento relativamente menor, como observado para as condições onde os CDPs permaneceram no forno por 15 e 45 min, ou seja, as lamelas de ferrita e perlita são relativamente mais espessas e a dureza menor. Além disso, os

grãos de perlita e ferrita observados são equiaxiais, indicando que a taxa de resfriamento foi relativamente menor à que ocorreu nos CDPs mantidos por 30 e 60 min.

**Tabela 6.18** – Medidas de dureza dos CDPs resfriados ao ar, após ensaio de compressão, e posteriormente aquecidos a 950 °C em forno EDG por diferentes tempos - Material 01.

<b>Tempos de permanência no forno EDG a 950 °C (minutos)</b>	<b>Dureza Brinell média / (<i>desvio padrão</i>) para os diferentes tempos (HB)</b>
15	207 / (6)
30	232 / (6)
45	198 / (3)
60	243 / (2)

Observa-se também que a microestrutura obtida para os CDPs comprimidos a 1000 °C, resfriados ao ar e posteriormente mantidos por 30 e 60 minutos a 950 °C seguido de resfriamento ao ar é semelhante àquela obtida nos CDPs comprimidos a 1000 °C e resfriado ao ar, sem aquecimento posterior a 950 °C, que apresentam uma microestrutura composta por ferrita acicular, perlita fina e bainita, como mostrado nas Figuras 6.69 e 6.70.

## **6.12 – ENSAIOS DE FORJAMENTO A QUENTE NA PRENSA HIDRÁULICA**

### **6.12.1 -Análise das Condições de Resfriamento, das Microestruturas e das Medidas de Dureza**

Os CDPs com diâmetro de 25,4 mm e comprimento de 29,94 mm forjados a 1000 °C na prensa hidráulica para obtenção da pré-forma do forjado 02 foram resfriados imediatamente em forno previamente aquecido a 600 e 500 °C, sendo mantidos nestas temperaturas por 20 minutos e posteriormente retirados para resfriamento ao ar.

Uma última condição empregada foi o resfriamento ao ar após o forjamento da pré-forma, sem nenhum tratamento posterior.

As microestruturas obtidas nesses ensaios e as respectivas durezas medidas são apresentadas a seguir.

**a) Forjamento a 1000 °C e resfriamento a em forno a 600 °C:** Em vista das dimensões da pré-forma do forjado 02 obtida pelo forjamento, um esquema da metade de sua seção transversal com indicação das regiões analisadas e fotografadas é mostrado na Figura 6.79.

A microestrutura observada assemelha-se àquela observada nos CDPs comprimidos a 1000 °C na MTS e resfriados no forno a 600 °C, ou seja, perlita e ferrita distribuídas de forma homogênea.

Porém, os tamanhos dos grãos de ferrita e perlita variaram de acordo com a região analisada, como mostram as Figuras 6.80 a 6.83.

As regiões I e III apresentam grãos relativamente menores, a região II grão maiores e a IV apresenta grãos com tamanho intermediário.

Observa-se ainda, em decorrência da variação do grau de deformação sofrida pelo material, que os grãos de perlita e ferrita da região III estão, aparentemente, mais alongados que aqueles da região I.

Analisando-se o diagrama de transformação em resfriamento contínuo pode-se supor provavelmente a taxa de resfriamento foi baixa o suficiente para cruzar os campos de formação da ferrita e perlita.

O cálculo para esta condição de resfriamento para os CDPs (diâmetro de 6,35 mm e

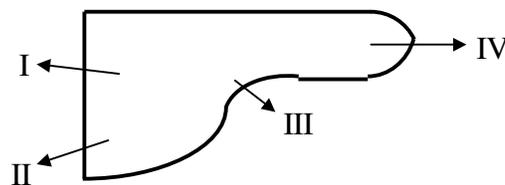
comprimento de 9,5 mm) utilizados nos ensaios de compressão a quente na MTS, que apresentam dimensões bem menores que aquelas do forjamento na prensa hidráulica, e as curvas de resfriamento, registradas para os dois tipos de ensaio com o mesmo tipo de resfriamento, mostram que as máximas taxas de resfriamento estão abaixo da máxima, 137,5 °C/min, definida pelo diagrama de transformação em resfriamento contínuo para o Material 01.

É possível observar-se na curva de resfriamento – Figura 6.47: Curva de resfriamento do CDP do Material 01 que foi forjado a quente na prensa hidráulica e resfriado no forno a 600 °C – que existe um patamar no qual a temperatura se mantém praticamente constante em torno dos 650 °C ao longo de um determinado tempo, indicando a ocorrência de uma reação invariante a qual se infere que seja a eutetóide, como prevista no diagrama de transformação em resfriamento contínuo.

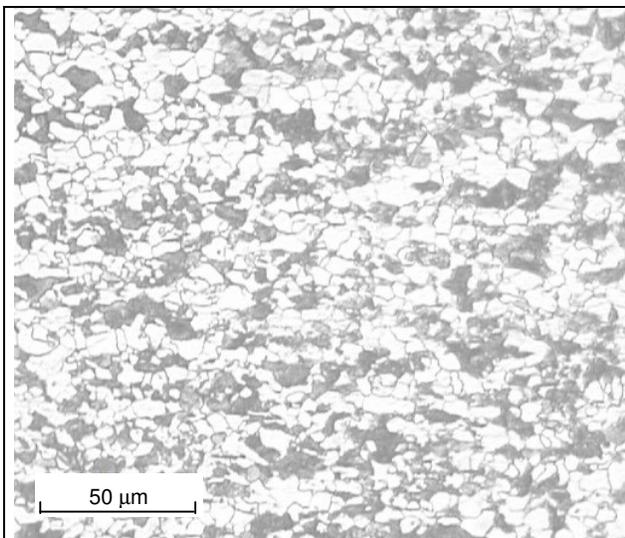
A microestrutura observada para esta condição assemelha-se à obtida no tratamento térmico de normalização, realizado após o forjamento a quente convencional na Indústria Modelo, que é a microestrutura pretendida neste trabalho.

A dureza medida para esta condição também apresentou valores baixos, como aqueles das amostras ensaiadas na MTS e resfriados nesta condição, e que estão dentro da faixa especificada para a microestrutura normalizada, como mostrado na Tabela 6.19.

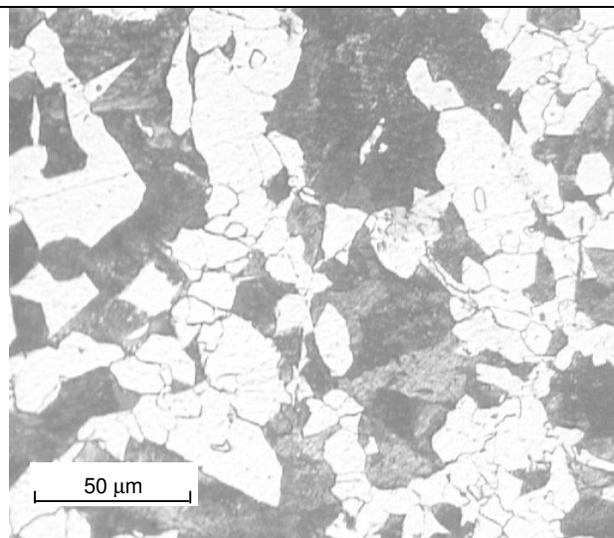
Como se observa, o aproveitamento do calor do processo de forjamento fazendo-se o resfriamento controlado, proposto anteriormente, permite obter-se características microestruturais e dureza semelhantes àquelas da condição normalizada, favorecendo uma melhor usinabilidade do material sem a necessidade de uma etapa de normalização. Isto representa uma economia de tempo e energia em relação ao processo de forjamento a quente convencional, onde o forjado a quente é resfriado ao ar, normalizado, limpo e enviado para usinagem.



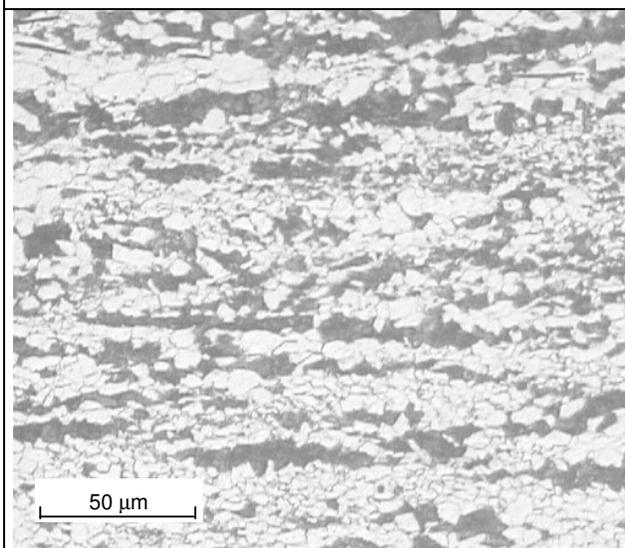
**Figura 6.79** - Esquema da metade da seção transversal da pré-forma do forjado 02. Regiões analisadas e fotografadas: I, II, III e IV.



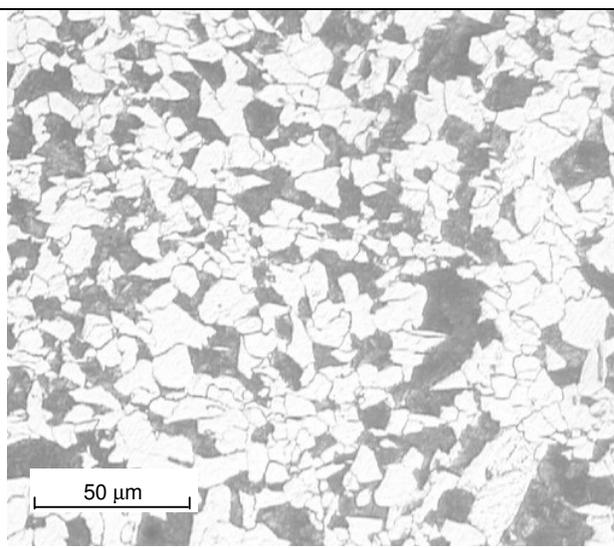
**Figura 6.80** – Grãos pequenos de perlita e ferrita alongadas distribuídas de forma homogênea. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 600 °C. Região I. CDP c18-14-6-1.



**Figura 6.81** – Grãos maiores de perlita e ferrita distribuídas de forma homogênea. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 600 °C. Região II. CDP c18-14-6-1.



**Figura 6.82** - Grãos pequenos de perlita e ferrita, mais alongados que os da região I, distribuídas de forma homogênea. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 600 °C. Região III. CDP c18-14-6-1.



**Figura 6.83** – Grãos de perlita e ferrita de tamanho intermediário distribuídos de forma homogênea. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 600 °C. Região IV. CDP c18-14-6-1.

**Tabela 6.19** – Valores de dureza medidos nos CDPs forjados a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriados no forno EDG a 600 °C

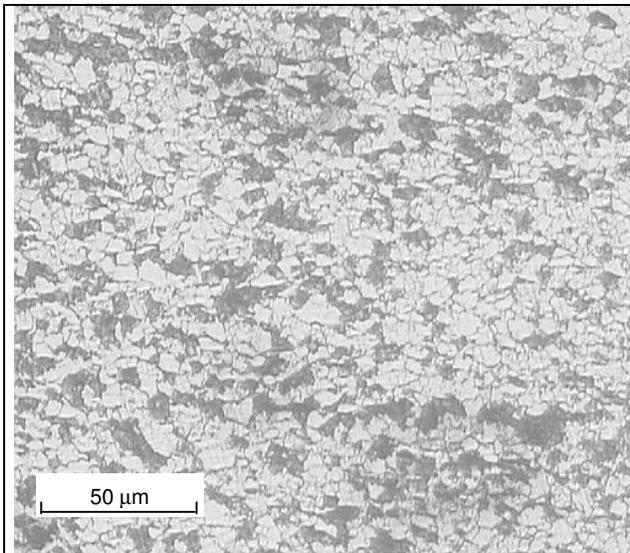
<b>Condição de Resfriamento</b>	<b>CDP</b>	<b>Dureza Brinell (HB) média / (desvio padrão)</b>
<i>Forno a 600 °C</i>	C18-14-6-1, 2, 3	158 / (4)
<i>Forno a 500 °C</i>	C18-14-5-3	155 / (7)
	C18-14-5-4	183 / (7)
<i>Resfriado ao ar</i>	C18-14-RA-1	160 / (3)
	C18-14-RA-2	194 / (12)

**b) Forjamento a 1000 °C e resfriamento a em forno a 500 °C:** Pelas taxas de resfriamento observadas nas curvas de resfriamento registradas para esta condição – Figura 6.46 – esperava-se uma microestrutura composta de perlita e ferrita, porém mais finas em relação às observadas para o resfriamento a 600 °C, uma vez que a temperatura do forno está mais baixa (500 °C).

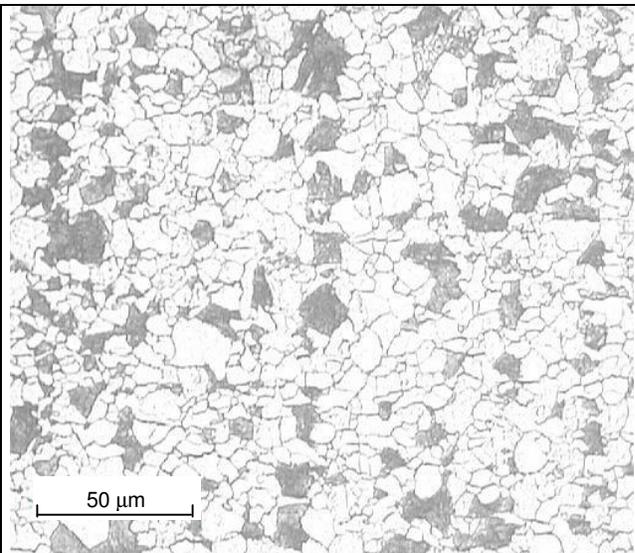
Isto está evidenciado nas Figuras 6.84 a 6.87 (CDP C18-14-5-3) que mostram as regiões I, II, III e IV, respectivamente, nas quais se verifica a formação de microestruturas com características semelhantes às obtidas para o resfriamento a 600 °C, porém com tamanhos de grãos relativamente menores.

O alinhamento da microestrutura com as linhas de escoamento do material deformado também manteve o mesmo padrão para as quatro regiões.

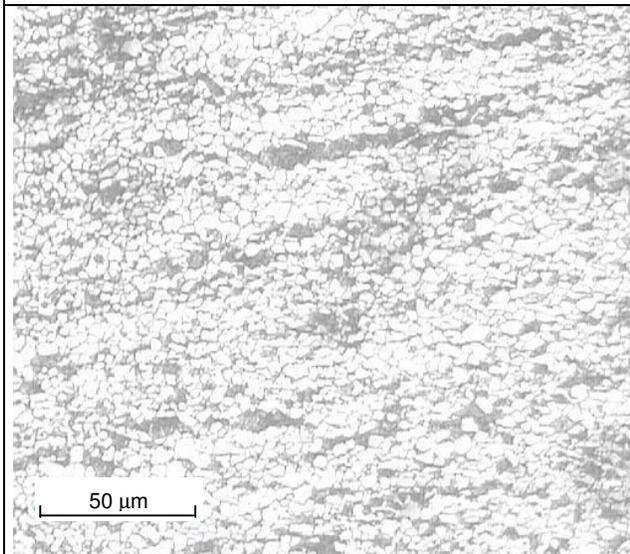
Porém, observaram-se em outra amostra obtida nessa mesma condição (CDP C18-14-5-4) regiões nas quais se formou uma microestrutura composta por ferrita acicular, perlita fina e, aparentemente, bainita, evidenciando que as taxas de resfriamento nestas regiões foram ainda maiores que as registradas nas curvas de resfriamento.



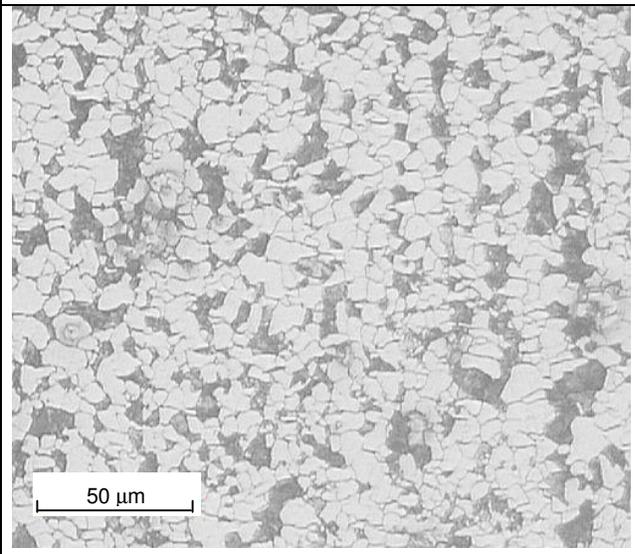
**Figura 6.84** – Grãos pequenos de perlita e ferrita alongadas distribuídas de forma homogênea. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região I. CDP c18-14-5-3.



**Figura 6.85** – Grãos maiores de perlita e ferrita distribuídas de forma homogênea. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região II. CDP c18-14-5-3.



**Figura 6.86** – Grãos pequenos de perlita e ferrita, mais alongados que os da região I, distribuídas de forma homogênea. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região III. CDP c18-14-5-3.



**Figura 6.87** – Grãos de perlita e ferrita de tamanho intermediário distribuídos de forma homogênea. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região IV. CDP c18-14-5-3.

As Figuras 6.88 a 6.91 (CDP C18-14-5-4) mostram, respectivamente, a região II com dois aumentos, e as regiões III e IV.

A Figura 6.88 mostra uma microestrutura composta de ferrita acicular, ferrita poligonal, perlita fina e, provavelmente, bainita, indicando que a taxa de resfriamento foi maior em relação àquela que produziu, nesta mesma região, a microestrutura mostrada na Figura 6.85, na qual se observa grãos equiaxiais de perlita e ferrita.

Na Figura 6.90 observa-se uma microestrutura alinhada com as linhas de escoamento do material, composta por ferrita acicular e perlita fina.

Essa maior taxa de resfriamento nas regiões II e III pode ser explicada pelo fato delas estarem próximas à superfície da pré-forma onde se tem uma maior extração de calor quando ela entra em contato com outra superfície a uma temperatura mais baixa.

Na Figura 6.91 a microestrutura também alinhada com as linhas de escoamento apresenta uma maior quantidade de grãos equiaxiais de perlita e ferrita, além da ferrita acicular.

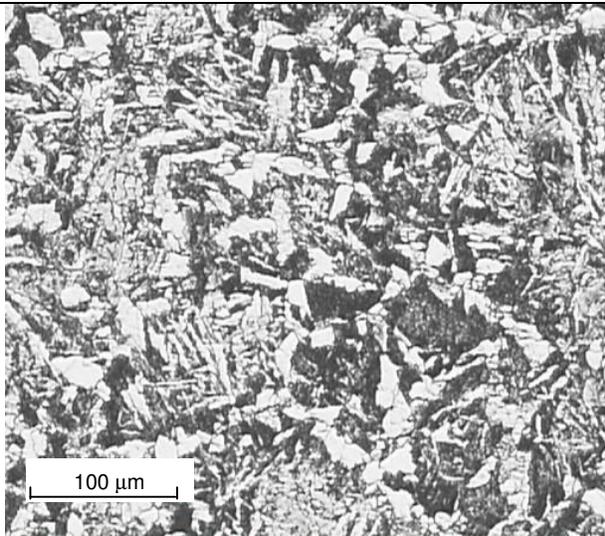
A Tabela 6.19 mostra um valor de dureza maior para a amostra cujas microestruturas são observadas nas Figuras 6.88 a 6.91 em relação à outra amostra resfriada na mesma condição – Figuras 6.84 a 6.87 (CDP C18-14-5-3), o que está de acordo com as microestruturas observadas e também com o fato de que as taxas de resfriamento foram maiores para a amostra com maior dureza.

No entanto a dureza da amostra do CDP C18-14-5-3 é estatisticamente igual àquela resfriada a 600 °C, cujas taxas de resfriamento obtidas das curvas registradas foram menores.

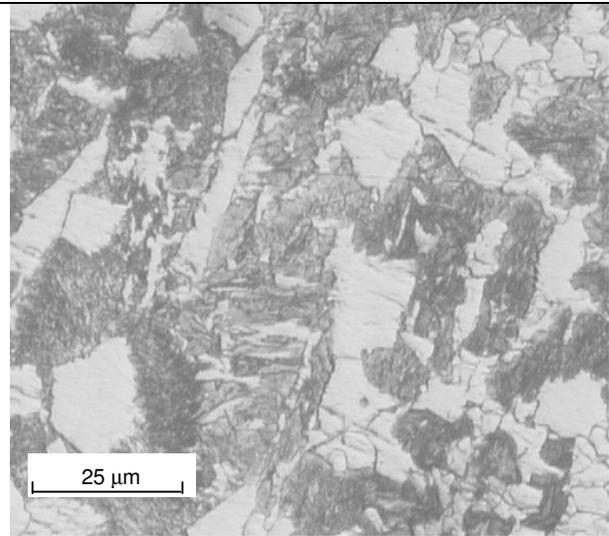
Isto pode ser explicado observando-se a microestrutura mais refinada – Figuras 6.84 a 6.87 (CDP C18-14-5-3) -, resultante de um resfriamento relativamente rápido (forno a 500 °C), que apresenta uma grande área de ferrita cuja dureza é relativamente baixa.

Por outro lado, o resfriamento mais lento a 600 °C levou à formação de grãos maiores – Figuras 6.80 a 6.83 -, porém com um percentual maior de perlita cuja dureza é superior à da ferrita, resultando na referida igualdade de durezas.

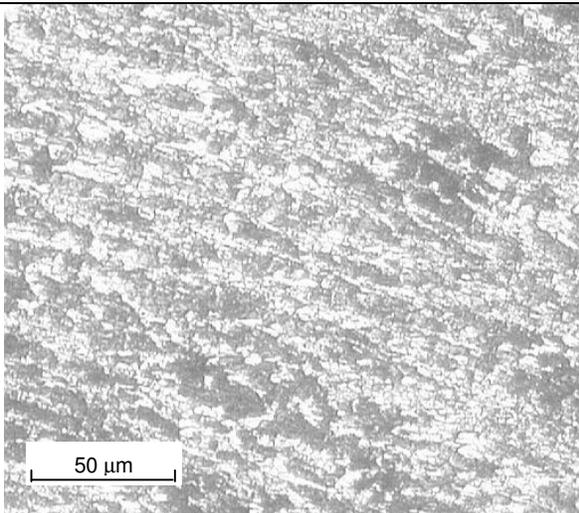
O diagrama de transformação em resfriamento contínuo adotado para o material 01 permite confirmar esta explicação.



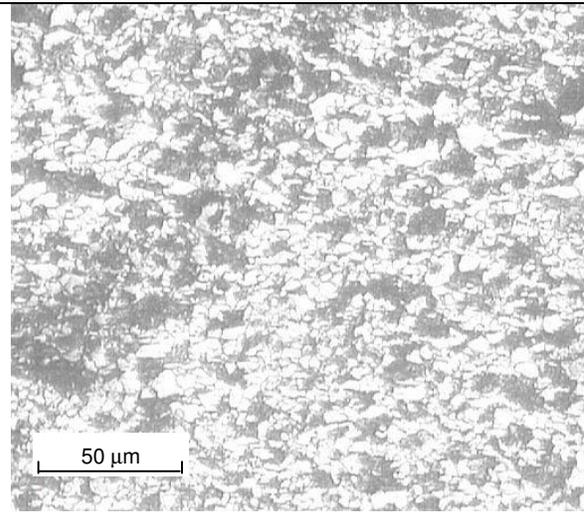
**Figura 6.88** – Grãos de perlita com ferrita em seu contorno, ferrita acicular e, provavelmente bainita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região II. CDP c18-14-5-4.



**Figura 6.89** – Grãos de perlita com ferrita em seu contorno, ferrita acicular e, provavelmente bainita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região II. CDP c18-14-5-4.



**Figura 6.90** – Grãos de perlita e ferrita alinhados com as linhas de escoamento e ferrita acicular. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região III. CDP c18-14-5-4.



**Figura 6.91** - Maior quantidade de grãos equiaxiais de perlita e ferrita em relação à região III. Presença de ferrita acicular em menor percentagem. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento no forno a 500 °C. Região IV. CDP c18-14-5-4.

**c) Forjamento a 1000 °C e resfriamento ao ar:** as amostras analisadas nesta condição de ensaio não apresentaram um mesmo padrão de microestrutura, como será mostrado a seguir.

Observou-se para determinada amostra nessa condição, uma microestrutura composta por perlita e ferrita, com grãos equiaxiais e alongados na direção das linhas de escoamento, sendo encontrado em algumas regiões ferrita acicular e provável bainita, como mostram as Figuras 6.92 a 6.96. Qualitativamente, a ferrita apresenta-se em maior percentagem em relação à perlita.

As características microestruturais de cada região são semelhantes às aquelas observadas nas Figuras de 6.84 a 6.87, porém com algumas alterações.

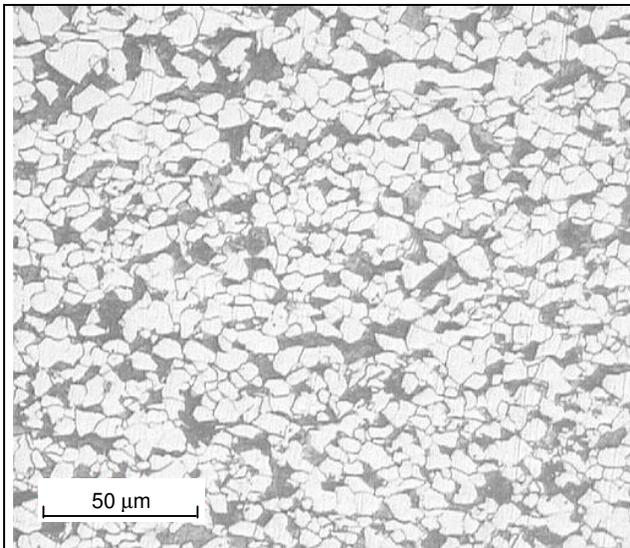
Na região II, além dos grãos de perlita e ferrita poligonal – Figura 6.93 -, observaram-se áreas, delimitadas por estes grãos, compostas por ferrita acicular e, provavelmente, bainita, como mostra a Figura 6.94, características de taxas de resfriamento maiores.

A região III, Figura 6.95, mostra uma microestrutura composta por grãos de perlita e ferrita, menores e mais alongados que os da região I, distribuídos de forma homogênea como observado na Figura 6.86.

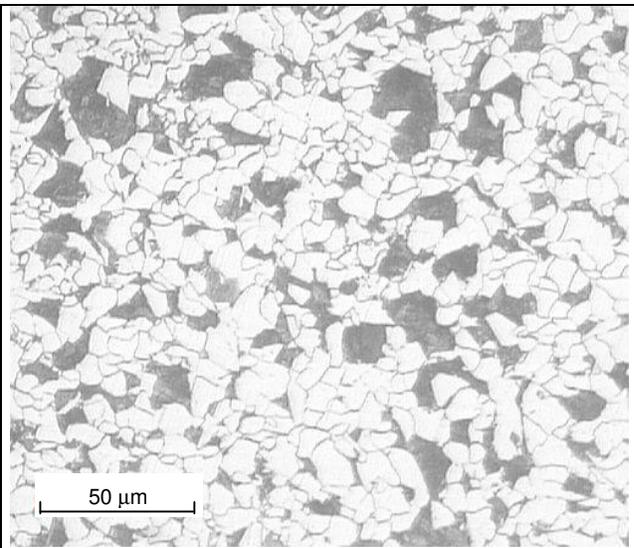
A região IV, Figura 6.96, mostra uma transição de grãos pequenos de perlita e ferrita – parte inferior da figura - para maiores – parte superior – indicando que as taxas de resfriamento nesta última região foram menores.

Pode-se dizer que esta taxa foi menor observando-se a perlita mais grosseira na parte superior em contraste com a perlita mais fina na parte inferior.

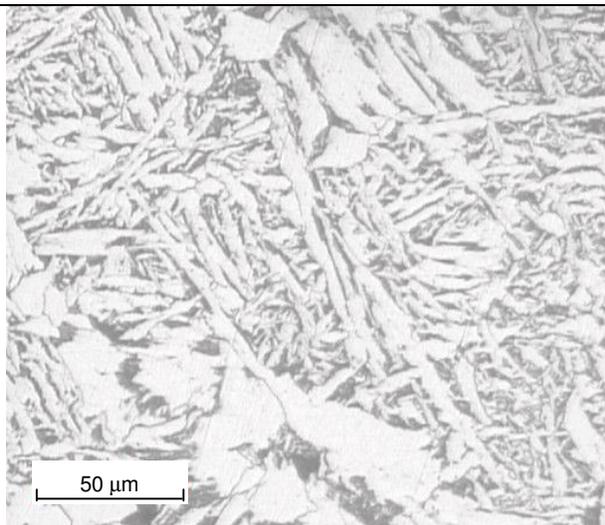
Para as dimensões da pré-forma pode-se prever, baseado no diagrama de transformação em resfriamento contínuo, que o resfriamento ao ar a partir da temperatura de forjamento de 1000 °C formará uma microestrutura composta por ferrita, bainita e um percentual menor de perlita.



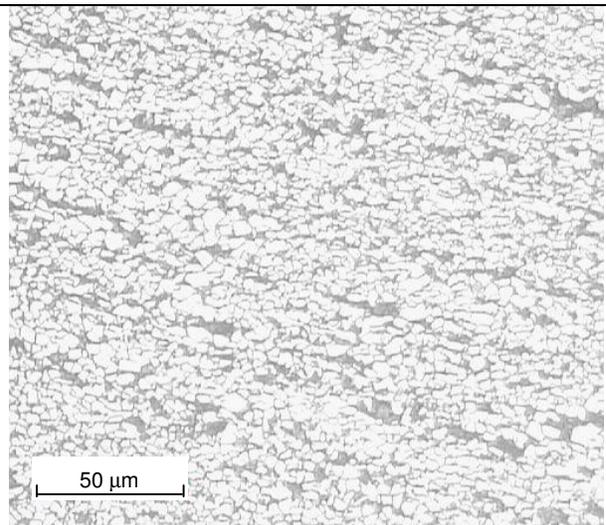
**Figura 6.92** – Grãos pequenos de perlita e ferrita alongadas distribuídas de forma homogênea. Maior percentagem de ferrita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região I. CDP c18-14-RA-1.



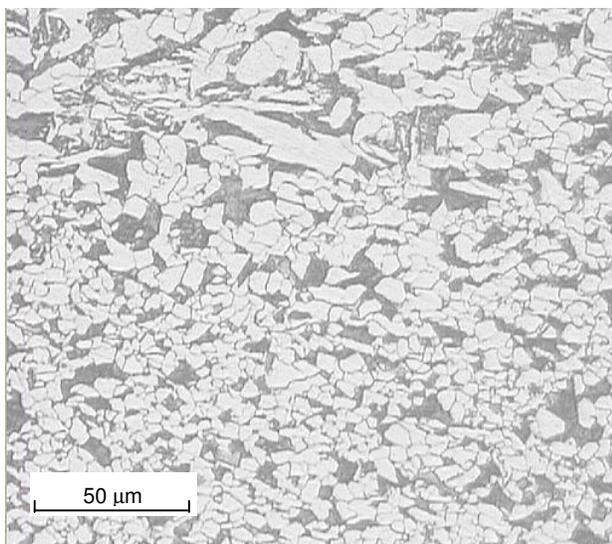
**Figura 6.93** - Grãos maiores de perlita e ferrita distribuídas de forma homogênea. Maior percentagem de ferrita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região II. CDP c18-14-RA-1.



**Figura 6.94** – Região com microestrutura formada por perlita fina, ferrita acicular e provável Bainita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região II. CDP c18-14-RA-1.



**Figura 6.95** - Grãos de perlita e ferrita, menores e mais alongados que os da região I, distribuídos de forma homogênea. Maior percentagem de ferrita. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região III. CDP c18-14-RA-1.



**Figura 6.96** - Parte inferior: grãos pequenos de perlita e ferrita. Perlita mais fina. Parte superior: grãos maiores e perlita mais grosseira. Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. Região IV. CDP c18-14-RA-1.

Outra amostra (CDP c18-14-RA-2), forjada a 1000 °C e resfriada ao ar, apresentou uma microestrutura com características de um resfriamento um pouco mais rápido em relação à amostra anterior.

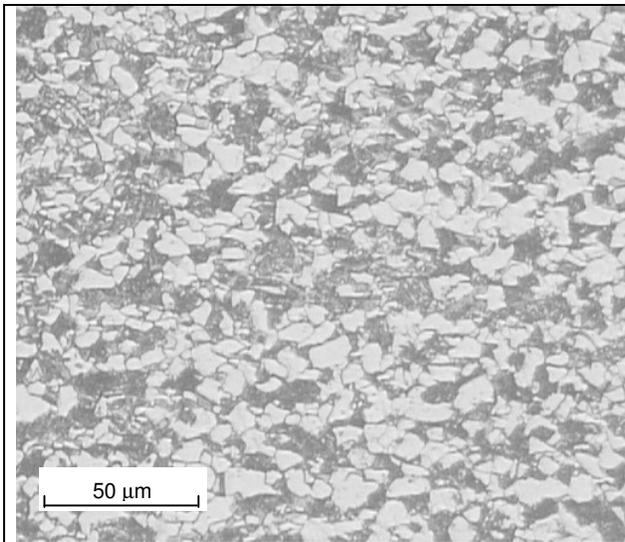
As Figuras 6.97 a 6.100 mostram as regiões I, II, III e IV, respectivamente. A região I apresenta uma microestrutura mais heterogênea composta por grãos de perlita e ferrita sem uma definição clara da maioria dos contornos de grãos, diferentemente da mostrada na Figura 6.92.

A região II – Figura 6.98 - apresentou uma microestrutura semelhante à observada na Figura 6.94, ou seja, ferrita acicular e, provavelmente, bainita, porém em uma extensão bem maior, além de ferrita alotriomorfa alinhada nos contornos de grão.

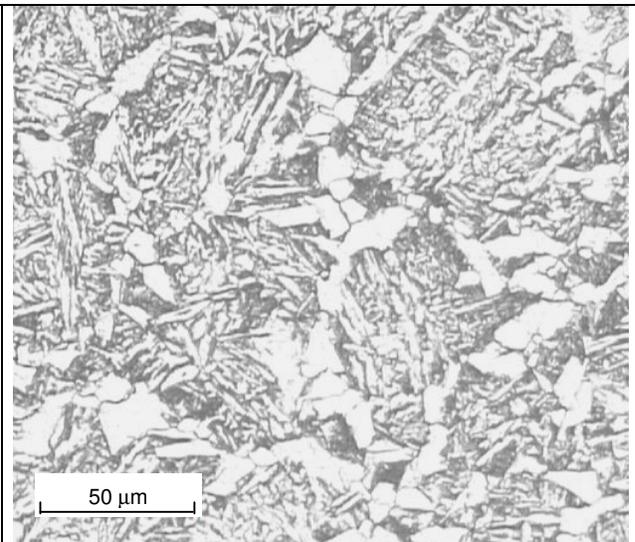
Na região III - Figura 6.99 - os grãos de perlita e ferrita apresentam-se alongados, sem contornos definidos, e alinhados com as linhas de escoamento do material.

Na região IV - Figura 6.100 - observa-se grãos de perlita e ferrita poligonal alinhados também com a linha de escoamento do material.

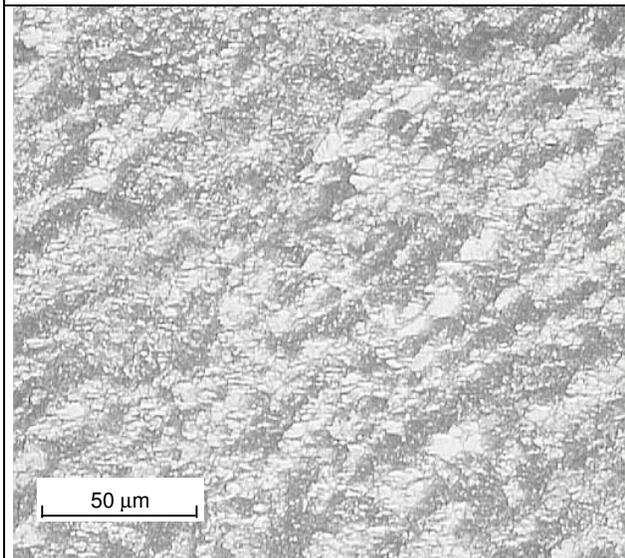
É possível que haja bainita nas regiões I, III e IV, porém não foi possível identificá-la claramente, mesmo na região II onde as características se assemelham bastante a essa microestrutura.



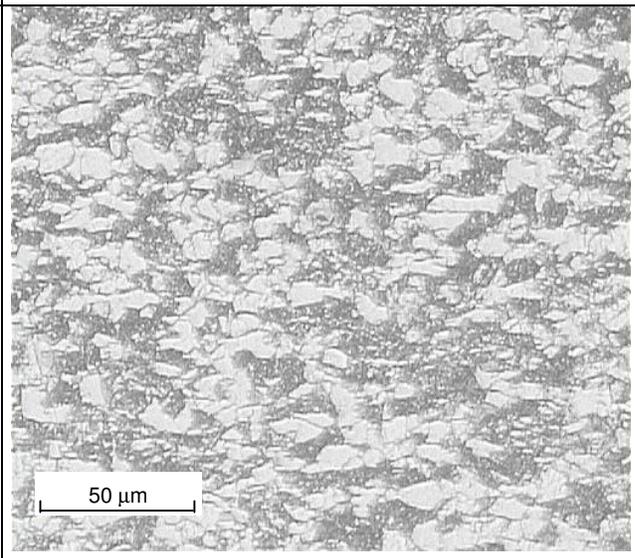
**Figura 6.97** - Microestrutura mais heterogênea composta por grãos de perlita e ferrita sem uma definição clara da maioria dos contornos de grãos em relação à Figura 6.92. Região I.



**Figura 6.98** - Ferrita acicular, ferrita poligonal alinhada nos contornos de grão e, provavelmente, Bainita. Observada em uma grande extensão da região II. Região II.



**Figura 6.99** - Grãos de perlita e ferrita alongados, sem contornos definidos, e alinhados com as linhas de escoamento do material. Região III.



**Figura 6.100** - Grãos de perlita e ferrita poligonal alinhados com a linha de escoamento do material. Região IV.

Forjamento a 1000 °C na prensa hidráulica e resfriamento ao ar. CDP c18-14-RA-2.

A afirmação de que houve uma maior taxa de resfriamento para esta amostra baseia-se não somente na microestrutura apresentada, mas também na medida de sua dureza cujo valor médio mostrado na Tabela 6.19 foi maior em relação à amostra do CDP representado pelas Figuras 6.92 a 6.96.

Como se observa, os resfriamentos a 500 °C e ao ar para as pré-formas forjadas a 1000 °C não promoveram a formação de uma microestrutura próxima da desejada aliada a uma dureza característica.

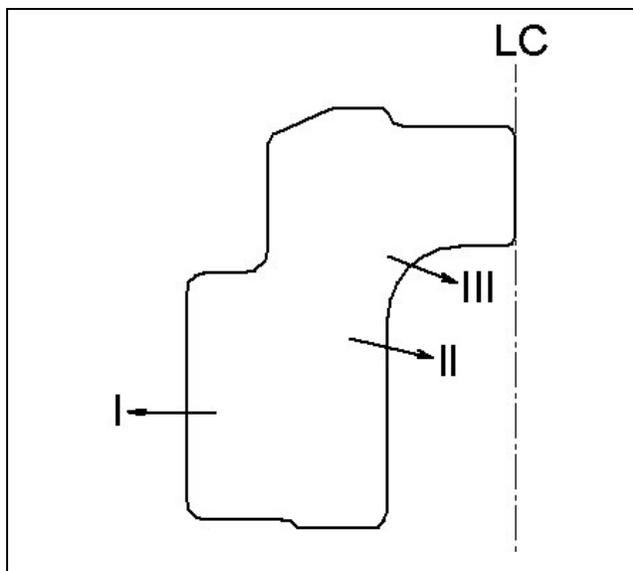
Para uma mesma condição de resfriamento existem diferenças de microestrutura e dureza entre um CDP e outro, além das variações dos tipos de microestruturas formadas em diferentes regiões de um mesmo CDP, inviabilizando a obtenção de uma microestrutura composta por perlita e ferrita distribuídas de forma homogênea e de baixa dureza - 163 a 187 HB -, de modo a facilitar a usinagem do material, como é objetivo deste trabalho.

Nos CDPs comprimidos a quente na MTS e resfriados em diferentes condições houve um padrão de microestrutura e dureza para cada condição, sendo observado um mesmo tipo de microestrutura ao longo de todo CDP. Isto se deve às pequenas dimensões destes CDPs que levam a uma taxa de resfriamento praticamente igual em toda sua extensão, além do grau de deformação mais homogêneo.

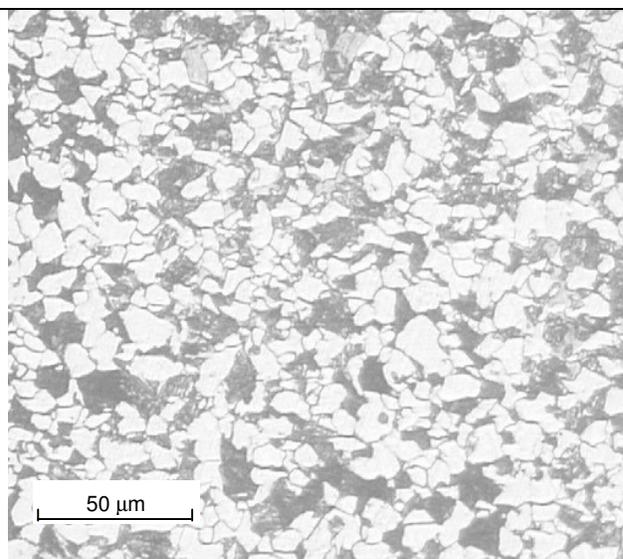
Assim, novamente se constata que o resfriamento em forno a 600 °C, imediatamente após o forjamento a quente, é a condição que permite a obtenção da microestrutura e dureza requeridas para a usinagem, e que usualmente são obtidas no processo de forjamento a quente convencional pela normalização do forjado.

Não obstante, devido às maiores dimensões e à geometria da pré-forma, que ocasionam taxas de resfriamento e grau de deformação diferenciados, existe uma variação da forma e tamanho dos grãos perlíticos e ferríticos, como observados nas Figuras 6.80 a 6.83, o que não ocorre para a dureza.

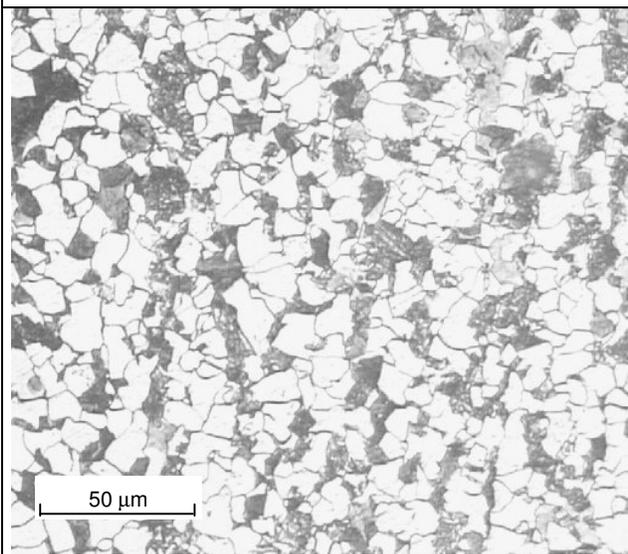
Esta variação é observada em forjados normalizados após forjamento a quente, como mostram nas Figuras 6.102 a 6.104 referentes às áreas I, II e III, respectivamente, da Figura 6.101.



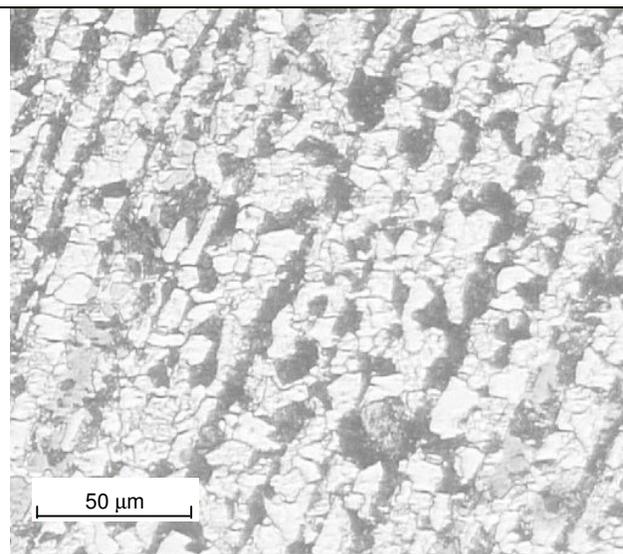
**Figura 6.101** – Perfil de uma peça forjada a quente e normalizada. Regiões onde se observaram as microestruturas.



**Figura 6.102**- Grãos de perlita e ferrita poligonais relativamente pequenos e alinhados com a linha de escoamento do material. Região I da Figura 6.101.



**Figura 6.103** - Grãos de perlita e ferrita poligonais relativamente maiores. Grãos de perlita compridos e alinhados com a linha de escoamento do material. Região II da Figura 6.101.



**Figura 6.104** - Grãos de perlita e ferrita poligonais. Grãos de perlita e ferrita com comprimento relativamente maior e alinhados com a linha de escoamento do material. Região III da Figura 6.101.

## CAPÍTULO 7

### Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Dos resultados obtidos e analisados neste trabalho, pode-se concluir:

- 1) É possível a utilização de um mesmo conjunto de matrizes de pré-forma para obtenção de dois ou mais forjados que compõem uma família de peças, sem necessidade de ajustes entre as matrizes de pré-forma e finais, definindo-se dimensões e geometria adequadas para os tarugos e pré-formas desses forjados analisados.
- 2) A eliminação da necessidade de ajustes entre as matrizes de pré-forma e finais, após sua fixação na prensa, permite uma redução significativa dos tempos internos na etapa de troca das matrizes.
- 3) A utilização de um mesmo conjunto de matrizes de pré-forma para dois ou mais forjados de uma mesma família de peças permite uma redução significativa nos custos com o ferramental e de seu inventário.
- 4) A troca das matrizes finais mantendo-se as matrizes de pré-forma na prensa permitiu uma redução de aproximadamente 43% no tempo total de troca em relação ao processo convencional.
- 5) O *software* DEFORM mostrou-se mais adequado e rápido em relação ao ANSYS para a simulação do forjamento a quente, quando se avaliou a proposta de utilização de uma mesma matriz de pré-forma, e mesmos ajustes na prensa, para os forjados de uma família. O ANSYS demonstrou ser limitado para simulações do processo devido à distorção da malha de elementos finitos causada pelas grandes deformações impostas ao material.

- 6) A utilização do dispositivo de troca rápida de ferramentas no laboratório contribui para a redução dos tempos internos, permitindo uma redução de aproximadamente 65% no tempo total de troca em relação ao processo convencional.
- 7) O corte a quente do tarugo pode levar a uma redução de aproximadamente 23% no tempo para obtenção de um lote de tarugo aquecido em relação ao processo convencional, contribuindo para a diminuição do *lead time* para obtenção de um lote de peças forjadas, além de eliminar o estoque de tarugos em processo.
- 8) As curvas tensão x deformação mostram que o Material 01 sofre um amolecimento durante o ensaio de compressão causado por uma recristalização dinâmica deste material.
- 9) Quanto menos severo o meio de resfriamento, mais próximas da condição normalizada estão as características microestruturais observadas no espelho de engrenagens obtidas com Material 02. Para o resfriamento em água, ar e areia observa-se uma microestrutura composta por martensita, ferrita e perlita em forma de agulhas e ferrita e perlita em forma de agulha com colônias de ferrita primária e perlita nos contornos de grão, respectivamente.
- 10) O resfriamento em meios menos severos promove a formação de uma microestrutura mais mole. O Material 02 apresentou uma dureza média de 47 HRC, 234 HB e 226 HB para as condições de resfriamento em água, ar e areia, respectivamente. Já a microestrutura normalizada apresentou uma dureza média de 174 HB.
- 11) A condição de resfriamento em forno a 600 °C foi a mais adequada para obtenção de uma microestrutura, composta por perlita e ferrita distribuídas homogeneamente, e dureza adequadas à usinagem e que se assemelham às obtidas pela normalização, tanto nos ensaios de compressão como nos de forjamento a quente seguidos de resfriamento controlado.
- 12) Com esse resfriamento obtêm-se uma redução considerável do consumo de energia e do tempo de processo, se comparado à normalização comumente empregada industrialmente. O tempo de tratamento térmico passa de 2 horas para 35 minutos e a temperatura de tratamento é reduzida de 950 °C para os 600 °C propostos neste trabalho. Os tempos de transporte e de espera das peças forjadas também são eliminados com a adoção do resfriamento controlado.
- 13) As demais condições de resfriamento avaliadas levaram também, em menor ou maior extensão, à formação de perlita e ferrita distribuídas de forma não homogênea com

morfologias diferentes da condição normalizada e associadas, dependendo da condição de resfriamento, a um maior ou menor percentual de bainita.

- 14) O resfriamento do CDP comprimido a quente no próprio forno da MTS a 950 °C, por diferentes tempos, levou à formação também de perlita e ferrita distribuídas de forma não homogênea com morfologias diferentes da condição normalizada e associadas a um maior ou menor percentual de bainita.
- 15) Devido aos problemas de ajustes e da própria forma em que o tarugo é manipulado, o sistema de alimentação automático da prensa mostrou-se pouco eficaz na flexibilização do processo. É necessário fazer-se modificações nas garras e melhorar a qualidade do corte do tarugo de forma a obter-se um transporte mais eficiente do mesmo e, conseqüentemente, usufruir-se dos benefícios que este sistema proporciona.
- 16) A divisão das matrizes em partes permite a usinagem de geometrias e/ou dimensões difíceis de serem obtidas quando aquelas não são particionadas. Também pode-se utilizar um material de melhor qualidade nas partes que sofrem maiores desgastes durante o forjamento a quente. Além disso, possibilita a padronização de partes do ferramental, como os anéis superior e inferior da matrizes de pré-forma e o anel superior da matriz final, que poderão ser usados para diferentes forjados de outras famílias, bastando substituir as matrizes superior e inferior.
- 17) A adoção das medidas propostas neste trabalho para a flexibilização do processo de forjamento a quente, requer um Planejamento e Controle da Produção mais eficientes de forma a garantir um fluxo de informações mais rápido e confiável, facilitar a implementação de possíveis alterações no processo, permitir a fabricação de família de peças, evitar a perda de tempo e dos recursos disponibilizados para produção e, conseqüentemente, garantir uma maior flexibilidade do processo de forjamento a quente.

Como sugestões para trabalhos futuros em continuidade a este trabalho, propõem-se:

- 1) O estudo da implantação numa forjaria industrial das propostas de flexibilização apresentadas neste trabalho, com o objetivo de avaliar a redução dos tempos e dos custos associados às etapas de fabricação, bem como de determinar as condições ideais para obtenção de produtos com a qualidade atualmente obtida no processo convencional.
- 2) A proposta de um sistema de gerenciamento da produção, com a determinação dos tamanhos de lotes ideais que empreguem as propostas de flexibilização aqui apresentadas, com o objetivo de determinar o fluxo ideal de produção das peças forjadas que minimize os tempos e custos envolvidos nesse processo e que otimize a utilização dos equipamentos.
- 3) O estudo de novos aços similares aos estudados neste trabalho e que estão sendo desenvolvidos atualmente para as forjarias e que possibilitam o resfriamento controlado para a obtenção de microestruturas homogêneas ferríticas-perlíticas com a dureza adequada para as operações posteriores de usinagem.

## CAPÍTULO 8

### Referências Bibliográficas

(ANSYS) Versão 5.3 do software comercial para análise por elementos finitos ANSYS, <http://www.ansys.com>, sítio consultado em 18 de junho de 2.003.

(Atkins, 1980) M. Atkins. *Atlas of Continuous Cooling Transformation Diagrams for Engineering Steels*. American Society for Metals. Metals Park, Ohio. British Steel Corporation. Sheffield, England, 1980, 260 p.

(AUTOCAD) Versão 2000 do software comercial para desenhos técnicos AutoCAD, <http://www.autocad.com>, sítio consultado em 18 de junho de 2.003.

(Baquet, 1998) Ignácio González-Baquet, R. Kaspar, J. Richter, G. Nußbaun e A. Kothe. Microalloying and a new post forging treatment of medium carbon steels. *Materials Science Forum*, v. 284-286, pp. 411-418, 1998.

(Batochio, 1987) Antônio Batochio. *Codificação Interativa de Peças Usando Computador e Tecnologia de Grupo*. São Carlos - SP, 1987, Universidade Federal de São Carlos, 170 p. Dissertação (Mestrado).

(Batochio, 1991) Antônio Batochio. *Um Modelo de Índice de Automação Relacionado à Flexibilidade e à Produtividade dos Sistemas de Manufatura*. Campinas – SP, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 30 de agosto de 1991, Tese (Doutorado).

- (Bresciani, 1997) Ettore Bresciani Filho (coord.) *Conformação Plástica dos Metais*. Editora UNICAMP, 1997.
- (Brucelle, 1999) Olivier Brucelle, Gérard Bernhart. Methodology for service life increase of hot forging tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 87, pp. 237-246, 1999.
- (Burbidge, 1983) John L. Burbidge. *Planejamento e Controle da Produção*. São Paulo Editora Atlas Tradução de Luiz Henrique da Silva Cruz, 1988, 556 p.
- (Button, 1995) Sérgio Tonini Button, Carlos de Ávila e Lima. *Sistemas Flexíveis de Ferramental*. OFA – 05, Capítulo III. Campinas – SP, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, março de 1995, Programa de Cursos de Extensão - Curso de Especialização - Fabricação e Automação da Manufatura.
- (Calarge, 1993) Felipe A. Calarge, Antônio Batocchio, Oswaldo L. Agostinho. *Conceituação, Estudo e Análise de um Sistema Flexível de Manufatura*. Máquinas e metais, pp. 22-28, janeiro, 1993.
- (Caporalli, 2003) Ângelo Caporalli Filho. *Sistema Especialista para o Forjamento a Quente de Precisão*. Campinas – SP, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 2003, 124 p. Tese (Doutorado).
- (Chiaverini, 1981) Vicente Chiaverini. *Aços e Ferros Fundidos*. ABM – Associação Brasileira de Metais, 4<sup>a</sup>. ed., São Paulo, 1981, Cap. XVIII, pp. 253-258.
- (Chine, 1996) R. S. Chine, W. E. Heitmann e D. Bhattacharya. Microalloyed steel bars and forgings. *Journal of Metals*, pp. 26-33, may 1996.
- (DEFORM) Software comercial para análise por elementos finitos DEFORM 2D, <http://www.deform.com>, sítio consultado em 18 de junho de 2003.

- (DeGarmo et al., 1997), DeGarmo, E.P., Black, J.T. e Kohser, R.A. *Materials and Processes in Manufacturing*, Prentice Hall, 8<sup>a</sup>. ed., 1997.
- (Diniz, 1995) Anselmo Eduardo Diniz. *Sistemas Produtivos de Automação e Manufatura*. Campinas – SP, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 2<sup>o</sup> Semestre, 1995, Anotações de Aula da disciplina EM – 765
- (Doege, 1997) E. Doege, B. A. Behrens. Reduce process chains due to the precision forging of gears-effect on the conventional forging technolog”. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 71, pp. 15-17, 1997.
- (Doege, 1994) E. Doege, J. Thalemann, F. Weber. Conditions for a structured layout of precision forging. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 46, pp. 41-53, 1994.
- (Foray, 1993) D.Foray, P. Garrouste, C. Bournicon, P. Ravassard. Equipamentos de produção: a flexibilidade nas forjarias. *Máquinas e Metais*, 8 p., janeiro, 1993.
- (Gallagher, 1973) C. C. Gallagher & W. A. Knight, *Group Technology*, The Butterworth Group, Londres, 1973.
- (Gomide, 1987) Fernando Antônio Campos Gomide, Márcio de Andrade Netto. *Introdução à Automação Industrial Informatizada*. I Escola Brasileiro - Argentina de Informática (I EBAI), Buenos Aires – Argentina, Editorial Kapelusz S.A., 1987, Capítulos 1 e 2.
- (Groenbaek, 1994) Jens Groenbaek, Erik B. Nielsen. New developments the desing of high performance, stripwound cold forging tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 46, pp. 87-97, 1994.
- (Gruning, 1973) K. Gruning. *Técnica da Conformação*. São Paulo, Ed. Poligono, 1973.
- (Held, 1985) John F. Held. Microalloyed steel bars eliminate heat treatment. *Metals Progress*, pp. 17-23, december, 1985.

- (Henning, 1989) H. James Henning. New developments boost forging performance. *Machine Design*, pp. 97-101, august 10, 1989.
- (Honeycombe, 1985) R. W. K. Honeycombe. *Aços, Microestruturas e Propriedades*, Lisboa - Portugal, Fundação Calouste Gulbenkian. Traduzido por M. Amaral Fortes e A. Cabral Ferro, Dezembro, 1985, pp. 87 a 91 e 97 a 103.
- (ICFG, 1991) International Cold Forging Group. Small quantity production in cold forging". *Wire*, v. 41, n. 1, pp. 41-52, 1991.
- (Incropera, 1992) Frank P. Incropera, David P. Dewitt. *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa*. 3<sup>a</sup> Edição, Ed. Guanabara Koogan S.A., 1992, Cap. 7: External Flow, pp. 358-409. Cap. 9: Free Convection, pp. 488-528.
- (Kamenschikov, 19--) G. Kamenschikov; S. Koltun; V. Naumov; B. Chernobrovkin. *Forging Practice*. Ed. Moscow. Peace Publishers; S.d. Traduzido a partir do russo por L. Zeilikov, 285 p., 19--.
- (Kaspar, 1997) Radko Kaspar, Ignacio Gonzalez-Baquet, Nadja Schrelber, Johannes Richter, Georg Nußbaum e Alfred Kothe. Application of thermomechanical treatment on medium-carbon microalloyed steels continuously cooled from forging from forging temperature. *Materials Technology, Steel Research*, 68, no. 1, pp. 27-31, 1997.
- (Kopp, 1996) R. Kopp. Some current development trends in metal-forming. *Journal of materials Processing Technology*, v. 60, pp. 1-9, 1996.
- (Kudo, 1990) Hideaki Kudo. Towards net-shape forming. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 22, pp. 307-342, 1990.
- (Lange, 1992) Kurt Lange. Some aspects of the development of cold forging to a high tech precision technology. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 35, pp. 245-257, 1992.

- (Lapovok, 1998) R. Lapovok. Improvement of die life by minimisation of damage accumulation and optimisation of preform design. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 80-81, pp. 608-612, 1998.
- (Lima, 1989) Marcos Antônio de Lima, Oswaldo L. Agostinho. A flexibilidade na conformação plástica dos metais. *Máquinas e Metais*, 5 p., agosto, 1989.
- (Lin, 1994) Hong-Rong Lin, Yung-Kung Chen. Development of new alloy steel grade which facilitates elimination of process annealing. *Ironmaking and Steelmaking*, v. 21, n. 1, pp. 27-31, 1994.
- (Machado, s.d.). Aspectos gerais sobre forjamento. *Anais de Seminários*. Editores: Lírio Schaeffer, Paulo Regner.
- (Matsuno, 1997) Ken-ichi Matsuno. Recent research and development in metal forming in Japan. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 66, pp. 1-3, 1997.
- (Matsushita, 1990) Tomiharu Matsushita. Improvements of equipment for close-tolerance forging and extrusion in Japan. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 22, pp. 223-238, 1990.
- (Mei e Silva, 1988) Paulo Mei, André Luiz da Costa e Silva. *Aços e Ligas Especiais*. Sumaré – SP, Eletrometal S.A. Metais Especiais, 2. Ed., 1988.
- (Merrygold, 1998) E. Merrygold, F. H. Osman. Forging of complex geometries with differential heating. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 80-81, pp. 179-183, 1998.
- (Metals HandBook, 1995) Rudlic, T. *Normalizing of steel*. In: Davis, J. R. et al. (Eds.) ASM HandBook. Ohio: ASM, 1995, v. 4, pp. 38-39.
- (Metals HandBook, 1996) Davis, J. R. et al. (Eds.) *Forging of carbon and alloys steels*. In: *Metals HandBook*. 9<sup>th</sup> ed. Ohio: ASM, 1996, v. 14, pp. 215-221.

- (Miller, 1994) Paul Miller. Hydraulic presses: Where's the advantage?. *Tooling & Production*, v. 60, n. 6, pp. 45-51, september, 1994.
- (Naylor, 1998) D. J. Naylor. Microalloyed forging steels. *Materials Science Forum*, v. 284-286, pp. 83-94, 1998.
- (Onodera, 1994) Shinsaku Onodera, Kenichi Sawai. Modern cold forging applications for the manufacture of complex automotive parts. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 46, pp. 169-183, 1994.
- (Pietrzyk, 1994) M. Peitrzyk, M. Glowachi, J. G. Lenard. Numerical simulation of the evolution of the microstructure in closed-die forging. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 42, pp. 217-226, 1994.
- (Ravassard, 1989) P. Ravassard. Troca rápida de fabricação em conformação a frio. *Máquinas e Metais*, 9 p., agosto, 1989
- (Reinsch, 2003) Steffen Reinsch, Bernd Müssig, Bernd Schmidt, Kirsten Tracht. Advanced manufacturing system for forging products. *Journal of Materials Processing Technology*, aceito para publicação, pp. 1-6, 2003.
- (Roberts, 1984) William Roberts. Recent innovations in alloy design and processing of microalloyed steels. HSLA steels, Technology and application, *Proceedings of International Conference on Technology and Application of HSLA Steels*, 1984, pp. 33-41.
- (Rossi, 1971) Mário Rossi. *Estampado en Caliente de los Metales*. Barcelona, Ed. Hoepli, 1971.
- (Schmoeckel, 1991) Dieter Schmoeckel. Developments in automation, flexibilization and control of forming machinery. *Annals of the CIRP*, v. 40, n. 2, pp. 615-622, 1991.
- (Schuler, 1998) *Metal Forming Handbook*, Schuler AG, Springer Verlag, Berlin, 1998, 570 p.

- (Sério, 1990) Luiz Carlos Sério. *Tecnologia de Grupo no Planejamento de um Sistema Produtivo*. São Paulo – SP, Ed. Ícone, 1990, 274 p.
- (Shingo, 1985) Shigeo Shingo. *A Revolution in Manufacturing; the SMED System*. Ed. Productivity Press. Cambridge, Massachusetts and Norwak, Connecticut, 1985.
- (Shipley, 1988) Shipely, R. J., Metals Handbook. *Precision Forging*. ASM, 9<sup>a</sup> Edição, Metals Park, Ohio, 1988, v. 14, pp. 158-175.
- (Slack, 1997) Nigel Slack, Chambers Stuart, Harlant Christine, Harrison Alan, Johnston Robert. *Administração da Produção*. São Paulo – SP, Editora Atlas, 1997, 726 p.
- (SOLID EDGE) Versão 3.5 do software para modelagem de sólidos SolidEdge, <http://www.solidedge.com>, sítio consultado em 18/06/2003.
- (Takemasu, 1996) Teruie Takemasu, Victor Vazquez, Brett Painter, Taylan Altan. Investigation of metal flow and preform optimization in flashless forging of a connecting rod. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 59, pp. 95-105, 1996.
- (Thomas, s.d.) A. Thomas. *Manual de Forjamento – Projeto de Matrizes*. Drop Forging Research Association. São Paulo – SP. Publicado pela ABM - Associação Brasileira de Metais. 198-, 125 p.
- (Vasquez e Altan, 2000) V. Vazquez, e T. Altan. New Concepts in Die Design - Physical and Computer Modeling Applications, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 98, n. 2, pp. 212-223, 2000.
- (Wright, 1988) Peter H. Wright. Microalloyed forging steels: a new generation. *Advanced Materials & Processes inc. Metal Progress*, pp. 29-31, 12/1988.

## **ANEXO 1**

### **Critérios para o Projeto de Matrizes para o Forjamento a Quente**

#### **A.1.1 – INTRODUÇÃO**

Este anexo foi baseado em Thomas (s.d.) do qual foram adaptadas as figuras apresentadas. Esse texto sem data de publicação, foi editado pela Associação Brasileira de Metais, a partir do texto “*Forging Handbook – Die Design*” da *Drop Forging Research Association* (DFRA) de Sheffield, Inglaterra.

Pode-se obter uma mesma peça forjada com projetos diferentes para as matrizes de forjamento, pois existem várias pré-formas que levam à obtenção adequada do produto forjado.

Algumas recomendações tiradas da experiência prática facilitam a obtenção do forjado com qualidade aceitável e economia.

É interessante, antes de se projetar a matriz, fazer-se uma análise do desenho do forjado e do produto final para verificar possíveis alterações do forjado que possam vir a facilitar o processo de forjamento e de outros subseqüentes, como os de usinagem posterior.

Neste aspecto destacam-se as tolerâncias para usinagem, os ângulos de saída, os raios de canto e de filete, as dimensões das almas e nervuras e a posição da linha de fechamento. Além disso, a necessidade de superfícies de fixação, bem como a exigência de paralelismo e perpendicularismo de faces, influem no projeto e no método de fabricação.

O tamanho do lote de peças forjadas e a freqüência dos pedidos é outro dado que influi nos custos do projeto da matriz tornando-o inviável em certos casos de lotes pequenos e pouco solicitados.

Algumas recomendações para o projetista são apresentadas a seguir:

1. Verificar as especificações do cliente para definir exatamente os requisitos do forjado;
2. Sugerir algumas modificações de projeto que ajudem a matrizaria a fazer mais facilmente as matrizes ou melhorar a produção da forjaria;
3. Verificar a quantidade pedida e a frequência de renovação dos pedidos;
4. Verificar a especificação do material e suas características de forjamento, que podem afetar significativamente os raios da matriz, a espessura das nervuras e o equipamento no qual o forjado será produzido;
5. Cooperar totalmente com o departamento de processos e a forjaria;
6. Estar completamente familiarizado com as características das instalações da forjaria, como equipamentos de pré-formação disponíveis; cursos e alturas de fechamento das prensas; métodos para fixar as matrizes; espaço entre as colunas dos martelos; condições das guias dos martelos.
7. Observar os resultados do projeto no martelo ou prensa.

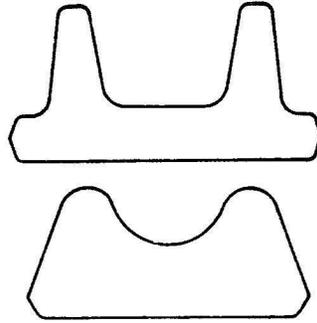
#### **A.1.2 – ANÁLISE DO ESCOAMENTO METÁLICO NO FORJAMENTO A QUENTE**

O escoamento do metal durante o forjamento é importante para o projeto da matriz, pois ele define como o metal escoará a partir de uma forma inicial até atingir formas complexas, e como a geometria da ferramenta afetará esse escoamento.

O resfriamento do metal durante o processo pode dificultar o preenchimento da matriz quando se utilizam martelos, sendo aconselhado que as cavidades mais profundas da matriz sejam localizadas na matriz superior a fim de minimizar o efeito do resfriamento. Isto não se faz necessário no caso de forjamento em prensa em que a peça é formada em um só golpe.

Em forjados com saliências pequenas nos quais se deseja espalhar a flange, é aconselhável tarugos baixos e de maior diâmetro. Observa-se que, independentemente da altura inicial do tarugo, a extrusão não é significativa até que sua altura seja reduzida de aproximadamente 60 a 70%.

Mais difícil de se obter ainda é uma nervura deslocada do centro, como mostra a Figura A.1.1. Uma passagem de rebarba restritiva e uma pré-formação do material asseguram nesse caso a formação do forjado final.



**Figura A.1.1** - Forjamento para obtenção de uma peça com nervura deslocada do centro.

### **A.1.3 - POSIÇÃO DA LINHA DE FECHAMENTO DAS MATRIZES**

Essa linha define o plano que divide as matrizes superior e inferior no forjamento e pode influenciar:

- a gravação fácil e econômica da matriz;
- o preenchimento fácil da matriz;
- a formação de defeitos nos forjados;
- a facilidade para rebarbar;
- a grandeza do ângulo de saída necessário;
- a extensão e detecção do desalinhamento;
- a capacidade de unir forjados;
- a necessidade de matriz com travamento;
- as tolerâncias de forjamento.

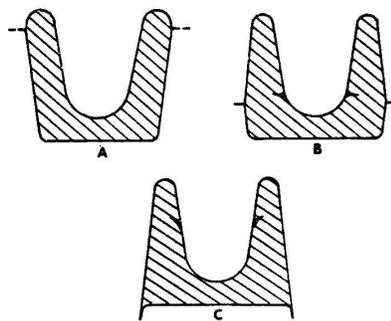
Para seções simétricas simples, rasas, costuma-se localizar a linha de fechamento no centro da altura da seção. Para forjados com seções em “U” ou com canais, a linha de fechamento deve ser colocada perto do topo do forjado. Outras posições promovem a formação de defeitos e influem na forma da fibragem que a peça forjada irá apresentar, como mostram as Figuras A.1.2 e A.1.3, respectivamente.

Quando a peça apresenta alma e nervuras profundas, recomenda-se a adoção de uma linha de fechamento próxima do topo da nervura formada na matriz superior (Figura A.1.4), de forma a ajudar o enchimento das nervuras estreitas pela restrição do fluxo lateral do metal no estágio mais

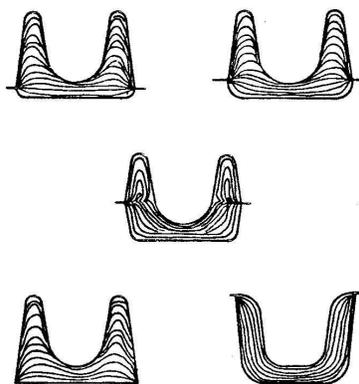
premature possível (Figura A.1.5). A colocação da linha de fechamento numa posição mais abaixo, pode favorecer a formação de defeitos como a dobras causadas pelo arraste do metal para dentro da passagem da rebarba.

Para a matriz inferior recomenda-se que se evitem pinos que se projetem acima da linha de fechamento, pois isto torna difícil a localização do tarugo, podendo levar a uma falha no preenchimento da peça como vista na Figura A.1.6. Na impressão final do forjado, este problema pode ser contornado adotando-se um outro meio para sua localização que não seja influenciado por essas protuberâncias.

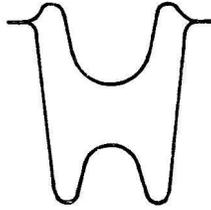
Para peças que têm duas ou mais saliências em alturas diferentes ligadas por outras partes do forjado pode ocorrer um recuo da matriz superior, resultando forjados deslocados e a danificação das colunas e guias dos martelos ou prensas.



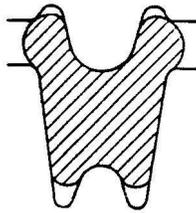
**Figura A.1.2** - Forjados com seções em “U. Posições da linha de fechamento que promovem a formação de defeitos.



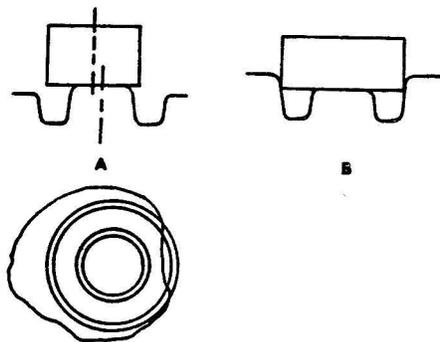
**Figura A.1.3** - Influência das posições da linha de fechamento na forma da fibragem da peça forjada.



**Figura A.1.4** - Nervuras profundas e alma. Adoção de uma linha de fechamento próxima do topo da nervura formada na matriz superior.



**Figura A.1.5**- Enchimento de nervuras estreitas através da restrição do fluxo lateral do metal em um estágio prematuro.



**Figura A.1.6** - Falha no preenchimento da peça causada por pinos que se projetam acima da linha de fechamento.

#### A.1.4 - DEFINIÇÃO DOS ÂNGULOS DE SAÍDA

Esses ângulos servem para facilitar a extração do forjado das matrizes. Os ângulos de saída internos são maiores que os externos em decorrência da contração do forjado sobre as saliências da matriz à medida que o material resfria. A Tabela A.1.1 mostra os ângulos recomendados para matrizes de martelo e prensa. Excepcionalmente os ângulos de saída podem ser reduzidos para ajudar o preenchimento de uma haste longa, por exemplo.

**Tabela A.1.1** - Ângulos recomendados para matrizes de martelo e prensa.

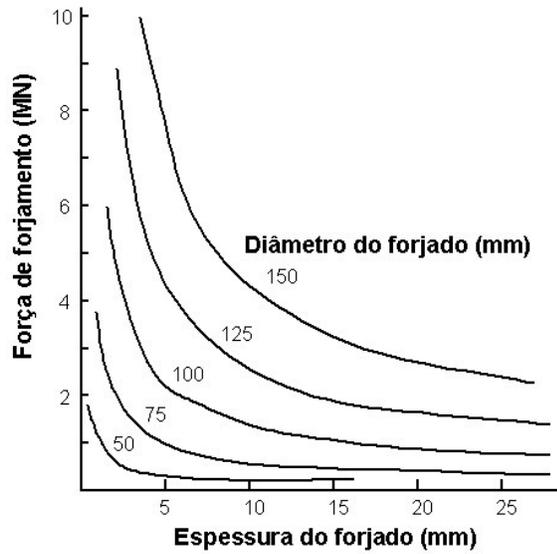
Material	Ângulos de saída para matrizes de martelo (graus)		Ângulos de saída para matrizes de prensa (graus)	
	externo	interno	externo	interno
<b>Aços</b> <b>Ligas de alumínio</b> <b>Ligas de titânio</b> <b>Ligas à base de níquel</b>	5 a 7	7 a 10	3 a 5	5 a 7
<b>Tolerâncias em todos os casos <math>\pm 1^\circ</math>, ou <math>+2/0^\circ</math></b>				

### A.1.5 – ESCOLHA DAS DIMENSÕES DAS ALMAS

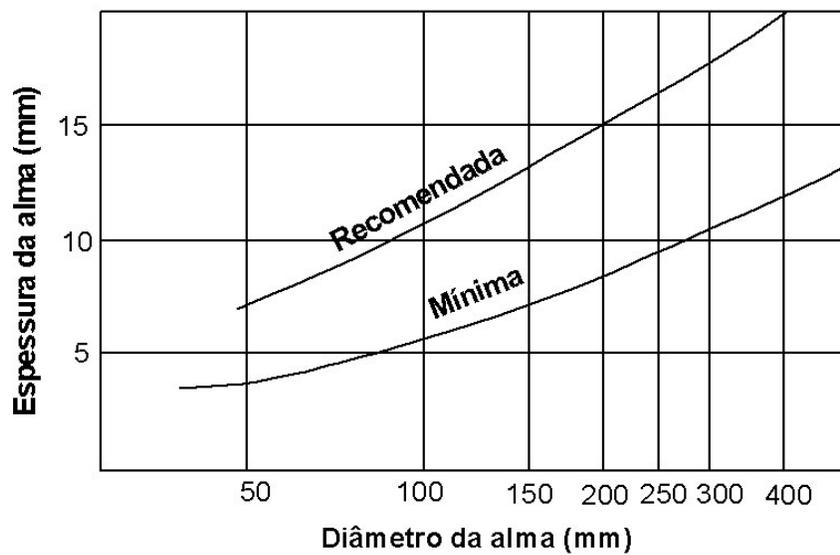
As almas servem geralmente para ligar membros de suporte de carga, como nas placas de rigidez. Almas com pequenas espessuras e diâmetros grandes exigem uma força de forjamento maior em relação àquelas de espessuras grandes e diâmetros pequenos, como mostra a Figura A.1.7 para o forjamento de discos.

A espessura da alma em função do diâmetro ou área projetada para aços carbono e de baixa liga é mostrada na Figura A.1.8. A dimensão da alma cercada por nervuras é influenciada por estas últimas. A Figura A.1.9 fornece algumas recomendações para a espessura da alma em função da altura da nervura.

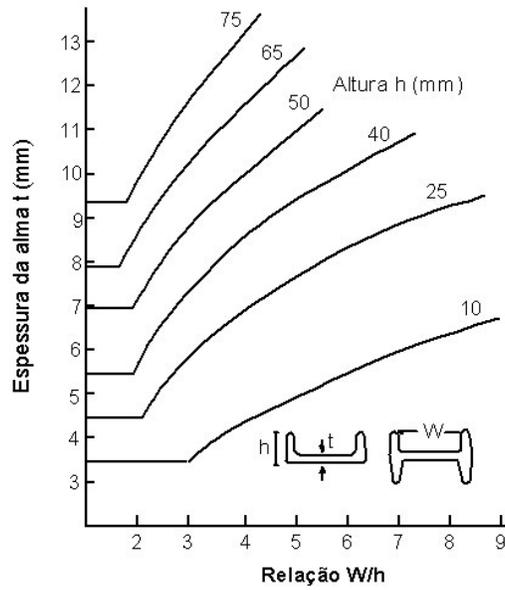
Nos casos em que a alma é eliminada por uma operação de corte para obtenção de um furo, por exemplo, essa alma pode ser conformada de modo a permitir uma redução da carga de forjamento. Uma forma que pode ser adotada é permitir, na etapa final de conformação, que o material escoe com a mínima restrição possível, para dentro de um alojamento no centro da matriz como mostra a Figura A.1.10.



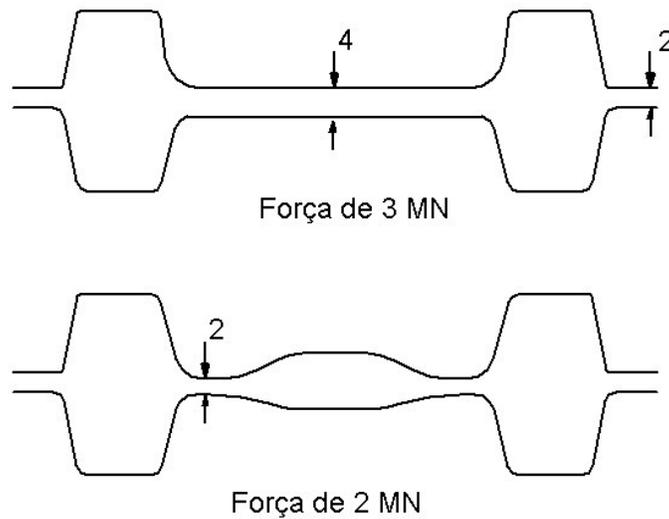
**Figura A.1.7** - Força de forjamento em função das dimensões da alma.



**Figura A.1.8** - Espessura da alma em função do diâmetro ou área projetada para aços carbono e de baixa liga.



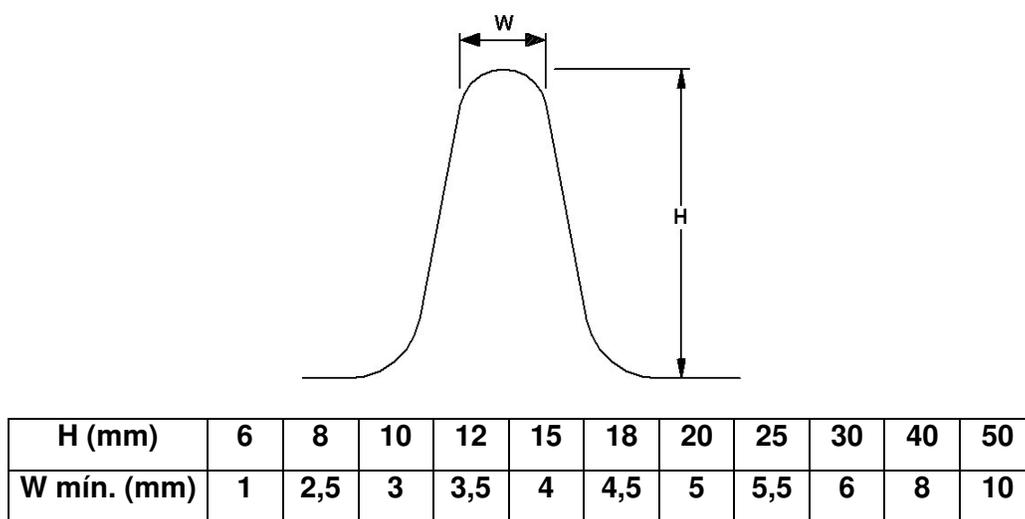
**Figura A.1.9** - Recomendações para a espessura da alma em função da altura da nervura.



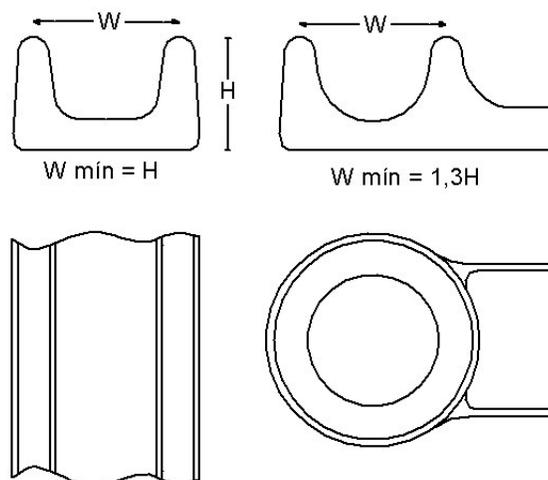
**Figura A.1.10** - Redução da força de forjamento pela diminuição da restrição ao fluxo de material para dentro de uma alojamento no centro da matriz.

## A.1.6 DEFINIÇÃO DAS DIMENSÕES DAS NERVURAS

Quanto mais altas e estreitas forem as nervuras, maior a dificuldade de preenchimento das matrizes. Quando se têm nervuras adjacentes, deve-se atentar para a distância mínima entre elas de modo a garantir seu correto preenchimento. Os valores recomendados para a altura e espessura das nervuras e a distância mínima entre elas são mostradas respectivamente nas Figuras A.1.11 e A.1.12. Rossi (1971) e Gruning (1973) mostram recomendações para raios de arredondamento, espessuras de parede, nervuras e fundos de forjados.



**Figura A.1.11** - Recomendação para altura e espessura das nervuras.



**Figura A.1.12** - Distância mínima recomendada entre nervuras.

## **ANEXO 2**

### **Dados de Entrada e Programa Fonte para Simulação do Forjamento a Quente com o *Software* ANSYS**

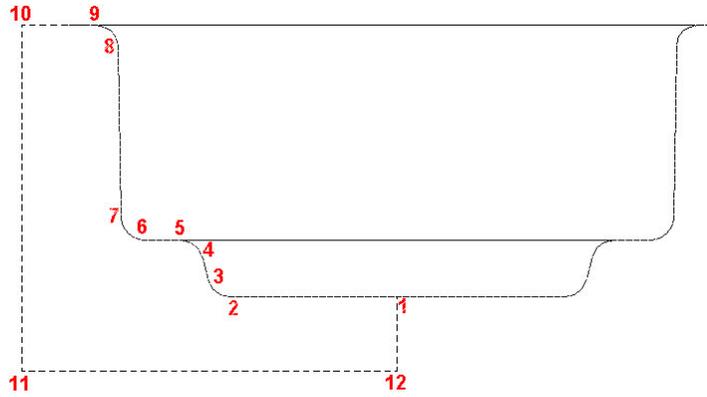
Os dados de entrada do programa ANSYS necessários para a simulação da primeira ou segunda etapa do processo de forjamento das peças, específico para um forjado, são apresentados aqui.

Mostra-se a seguir como a geometria do tarugo e das matrizes é inserida no arquivo de entrada para a simulação da obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo proposto.

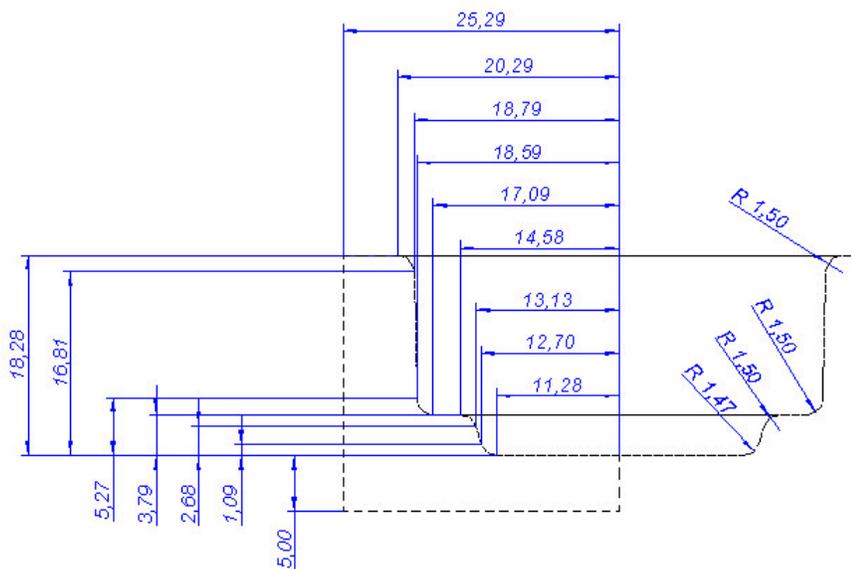
A geometria e os pontos característicos da matriz inferior, tarugo e matriz superior são mostrados nas Figuras A.2.1, A.2.3 e A.2.5. As coordenadas dos respectivos pontos são mostradas nas Figuras A.2.2, A.2.4 e A.2.6.

Para simulação no ANSYS não há necessidade de se ter uma matriz com paredes espessas, uma vez que se adota para o material das matrizes uma rigidez bem elevada em relação à definida para o tarugo.

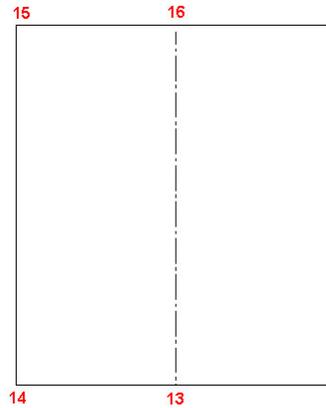
Com relação à disposição inicial das matrizes e tarugo, deve-se atentar para o fato de que as coordenadas do eixo “Y” para o tarugo e matriz superior devem sofrer uma adição de um valor mínimo de tal forma a garantir que não haja uma superposição das matrizes e do tarugo.



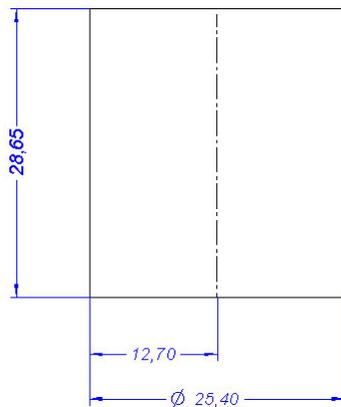
**Figura A.2.1**– Geometria e pontos característicos da matriz inferior para obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo.



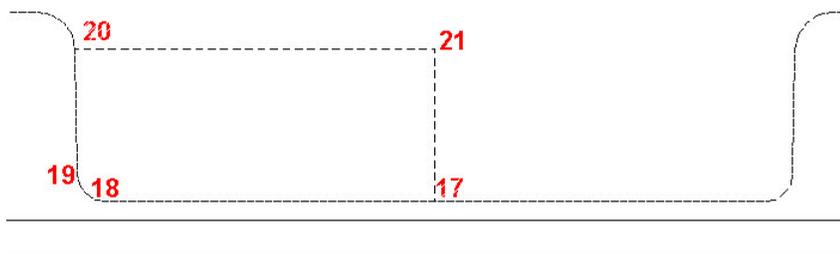
**Figura A.2.2**– Coordenadas dos pontos característicos da matriz inferior para obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo.



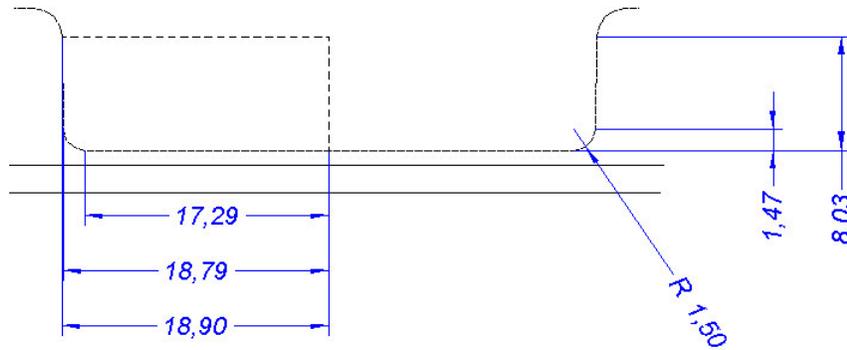
**Figura A.2.3** – Geometria e pontos característicos do tarugo para obtenção da pré-forma do forjado 12.



**Figura A.2.4** – Coordenadas dos pontos característicos do tarugo para obtenção da pré-forma do forjado 12.



**Figura A.2.5** – Geometria e pontos característicos da matriz superior para obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo.



**Figura A.2.6** – Coordenadas dos pontos característicos da matriz superior para obtenção da pré-forma do forjado 12 a partir do tarugo.

O arquivo de entrada, para simulação da deformação do tarugo para obtenção da pré-forma é mostrado a seguir, com os respectivos comentários indicados por !.

### Arquivo de entrada

```

/PREP7
/title,Forjamento a quente
/nopr

      ! matrizes
! Define-se o tipo de elemento e as propriedades do material que compõe a matriz.

et,1,82,,1      ! elemento plane-82
mp,ex,1,11.0e8  ! módulo de rigidez
mp,nuxy,1,.3    ! coeficiente de Poisson

      ! tarugo
! Define-se o tipo de elemento e as propriedades do material que compõe o tarugo.

et,2,106,,1     ! elemento visco-106
mp,ex,2,11e6    ! módulo de rigidez
mp,nuxy,2,.4    ! coeficiente de Poisson

tb,miso,2      ! Admite-se que o material do tarugo sofre um encruamento isotrópico multilinear.

      ! Pontos da curva tensão X deformação (verdadeiras)

tbpt,, (5500/11e6)+0.0005, 5500
tbpt,, (8300/11e6)+0.0240, 8300

```

tbpt,, (10700/11e6)+0.0660, 10700  
tbpt,, (12700/11e6)+0.1290, 12700  
tbpt,, (22400/11e6)+0.5520, 22400  
tbpt,, (32700/11e6)+1.0000, 32700  
tbpt,, 5.0000,124404

**! elemento de contato**

! Define-se o tipo de elemento, tipo de atrito, a rigidez de contato e o coeficiente de atrito.

et,3,48,,1 ! elemento contact-48. Atrito de coulomb  
r,3,1e8 ! rigidez de contato  
mp,mu,3,.3 ! coeficiente de atrito.

**!matriz inferior**

! Para entrar com a geometria da matriz definem-se os pontos de sua superfície externa da mesma e traça-se as linhas que unem os pontos.

**!define pontos**

k,1,0,0,,  
k,2,11.28,0,,  
k,3,12.70,1.09,,  
k,4,13.13,2.68,,  
k,5,14.58,3.79,,  
k,6,17.09,3.79,,  
k,7,18.59,5.27,,  
k,8,18.79,16.81,,  
k,9,20.29,18.28,,  
k,10,25.29,18.28,,  
k,11,25.29,-5,,  
k,12,0,-5,,

**!traça linhas**

lstr,1,2  
larc,2,3,4,1.47,  
lstr,3,4  
larc,4,5,6,1.50,  
lstr,5,6  
larc,6,7,8,1.5,  
lstr,7,8  
larc,8,9,10,1.50,  
lstr,9,10  
lstr,10,11  
lstr,11,12  
lstr,12,1

**!define área**

! A área da matriz é definida pelas linhas externas – definidas acima - que a delimitam.

FLST,2,12,4  
FITEM,2,1  
FITEM,2,2  
FITEM,2,3  
FITEM,2,4  
FITEM,2,5  
FITEM,2,6  
FITEM,2,7  
FITEM,2,8  
FITEM,2,9  
FITEM,2,10  
FITEM,2,11  
FITEM,2,12  
AL,P51X

**!divide linhas**

! A divisão das linhas servirá para geração das malhas.

lesize,1,,11  
lesize,2,,2  
lesize,3,,2  
lesize,4,,2  
lesize,5,,3  
lesize,6,,2  
lesize,7,,12  
lesize,8,,2  
lesize,9,,5  
lesize,10,,23  
lesize,11,,25  
lesize,12,,5

**!tarugo**

! Adota-se o mesmo procedimento , visto acima, para definir a geometria do tarugo ou pré-forma e sua área

**!define pontos**

k,13,0,1.11,,  
k,14,12.70,1.11,,  
k,15,12.70,29.76,,  
k,16,0,29.76,,

**! traça linhas**

lstr,13,14  
lstr,14,15  
lstr,15,16  
lstr,16,13

**!define área**

FLST,2,4,4  
FITEM,2,13  
FITEM,2,14  
FITEM,2,15  
FITEM,2,16  
AL,P51X

**!divide linhas**

lesize,13,,13  
lesize,14,,29  
lesize,15,,13  
lesize,16,,29

**! matriz superior**

! Adota-se o mesmo procedimento , visto acima, para definir a geometria da matriz superior e sua área.

**!define pontos**

k,17,0,29.78,,  
k,18,17.29,29.78,,  
k,19,18.79,31.25,,  
k,20,18.90,37.81,,  
k,21,0,37.81,,

**!traça linhas**

lstr,17,18  
larc,18,19,20,1.5,  
lstr,19,20  
lstr,20,21  
lstr,21,17

**!define área**

FLST,2,5,4  
FITEM,2,17  
FITEM,2,18  
FITEM,2,19  
FITEM,2,20  
FITEM,2,21  
AL,P51X

**!divide linhas**

lesize,17,,17  
lesize,18,,1  
lesize,19,,7  
lesize,20,,19  
lesize,21,,8

### **!define malhas**

! Define-se o tipo de malha e gera-se a malha para as matrizes – superior e inferior – e o tarugo ou pré-forma.

```
TYPE,2          ! Tipo de elemento: 2 – visco106
MAT,2           ! Material: 2 - tarugo
ESHAPE,3       ! Define forma dos elementos da malha
AMESH,2        ! Gera malha na área 2 - tarugo
TYPE,1         ! Tipo de elemento: 1 – Plane82
MAT,1          ! Material: 1 - matrizes
ESHAPE,3       ! Define forma dos elementos da malha
AMESH,1,3     ! Gera malha nas áreas 1 e 3 – matriz superior e inferior
```

### **!definição do contato**

! Define-se quais os nós da matriz que entrarão em contato com o tarugo ou a pré-forma.

#### **!matriz inferior**

```
FLST,5,7,4,ORDE,2
FITEM,5,1
FITEM,5,-7
LSEL,S, , ,P51X
NSLL,S,1
CM,MATINF,NODE
```

#### **! matriz superior**

```
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,17
FITEM,5,-18
LSEL,S, , ,P51X
NSLL,S,1
CM,MATSUP,NODE
```

! Define-se quais os nós do tarugo ou pré-forma entrarão em contato com as matrizes superior e inferior.

#### **!tarugo**

```
FLST,5,1,4,ORDE,2
FITEM,5,15
LSEL,S, , ,P51X
NSLL,S,1
CM,TARSUP,NODE
```

```
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,13
FITEM,5,-14
LSEL,S, , ,P51X
```

NSLL,S,1  
CM,TARINF,NODE

MAT,3  
TYPE,3  
REAL,3

! Geração do contato entre o tarugo e as matrizes.

gcgen,TARSUP,MATSUP,  
gcgen,MATSUP,TARSUP,  
gcgen,TARINF,MATINF,  
gcgen,MATINF,TARINF,

**! critérios para resolução do problema**

/solve  
nropt,full ! Define-se o Método de Newton Raphson para a análise  
nlgeom,on ! Inclui o efeito de grandes deformações  
cnvtol,f,,1e-4 ! Define o valor de convergência para a análise não linear  
predict,on ! Ativa-se um “predictor” para análise não linear  
neqit,100 ! Define-se o número máximo de iterações em cada etapa  
ncnv,1 ! Define-se o critério para o término da análise  
autots,on ! Adota-se o incremento de tempo automático

**! define-se as condições de contorno**

**! deslocamento em z é nulo para todos elementos do tarugo**

esel,s,type,,2  
nele  
d,all,uz  
esel,all  
nset,all

**!deslocamento em x é nulo para todos os nós que tem coordenada x=0**

nset,s,loc,x,0  
d,all,ux

**! deslocamento em x é nulo para as superfícies externas das matrizes**

FLST,5,3,4,ORDE,3  
FITEM,5,10  
FITEM,5,-11  
FITEM,5,19  
LSEL,S,,P51X  
NSLL,S,1  
d,all,ux

**! deslocamento em y é nulo para as superfícies engastadas das matrizes**

FLST,5,2,4,ORDE,2

FITEM,5,10

FITEM,5,-11

LSEL,S,,P51X

NSLL,S,1

d,all,uy

nselect,all

**! define-se o início do forjamento com deslocamento uy imposto**

**!solução nula**

FLST,5,1,4,ORDE,2

FITEM,5,20

LSEL,S,,P51X

NSLL,S,1

d,all,uy,0.01

nselect,all

time,1e-10

outres,,last

save

solve

**!forjamento**

FLST,5,1,4,ORDE,2

FITEM,5,20

LSEL,S,,P51X

NSLL,S,1

d,all,uy,-15.5

! Valor do deslocamento da matriz superior

nselect,all

time,1

deltim,.01,.001,.1

outres,all,-20

save

solve

/sho,pre1-12,grph

/post1

/dsc,,1

/foc

/plo,1

/plo,minm,0

/foc

```
esel,u,type,,3

set,,,,1
plns,eppl,eqv
/cont,,,user

set,last
*get,tend,active,,set,time

:top
set,next
*get,tval,active,,set,time
plns,eppl,eqv
/noer
/vup
/rep
/vie,,,,-1
/rep
/vie
/rep
/era
*if,tval,ge,tend,:out
*go,:top
:out

/reset
set,list
C***fini
```

## ANEXO 3

### Pré-Formas e Forjados obtidos nos Ensaios de Forjamento a Quente com CDPs de Chumbo, Alumínio e Aço



**Figura A.3.1** – Tarugos, pré-formas e forjados de chumbo comercial obtidos em ensaios de forjamento à temperatura ambiente.



**Figura A.3.2** – Tarugos, pré-formas e forjados de alumínio comercial obtidos em ensaios de forjamento à temperatura de 400 °C.



**Figura A.3.3** – Tarugos e pré-formas de aço obtidas em ensaios de forjamento à temperatura de 1000 °C.