

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

Dissertação de Mestrado

**"DESGASTE DE UMA MATRIZ
DE FORJAMENTO A QUENTE
CONSIDERANDO O
AMACIAMENTO DEVIDO AO
REVENIMENTO"**

Autora: Paula Cibely Alves Flausino
Orientador: Professor Doutor Paulo Roberto Cetlin

Outubro/2010

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

Paula Cibely Alves Flausino

"DESGASTE DE UMA MATRIZ DE
FORJAMENTO A QUENTE CONSIDERANDO O AMACIAMENTO
DEVIDO AO REVENIMENTO "

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

Área de Concentração: Metalurgia de Transformação
Orientador: Professor Doutor Paulo Roberto Cetlin

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2010

*Dedico à minha Mãe, Magna,
pela formação que me permitiu ter,
com os sacrifícios que só ela sabe quais foram.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, que me guia e fortalece;

Ao grande Mestre Professor Dr. Paulo Roberto Cetlin, pela orientação, incentivo, paciência e amizade;

Ao Dr. Frederico de Castro Magalhães, pelo apoio durante todo o trabalho;

A Gerdau Açominas, pela oportunidade de ter feito o mestrado;

A minha amada Mãe, pelo carinho, dedicação, zelo e apoio incondicionais;

Ao meu esposo Alexandre, pela paciência, amor e entendimento dos momentos de ausência;

A minha família (em especial aos tios e tias maternos) pela torcida e orações;

E a todos aqueles que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho, muito obrigada.

A persistência é o caminho do êxito.

Charles Chaplin

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	ix
LISTA DE TABELAS.....	xv
LISTA DE NOTAÇÕES.....	xvi
RESUMO	xix
ABSTRACT.....	xx
1. INTRODUÇÃO.....	21
1.1 Justificativa	23
2. OBJETIVO.....	24
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	25
3.1 Forjamento	25
3.1.1 Classificação dos Processos de Forjamento Quanto à Temperatura	27
3.1.1.1 Forjamento a Frio	28
3.1.1.2 Forjamento a Quente	29
3.1.1.3 Forjamento a Morno.....	31
3.1.2 Classificação dos Processos de Forjamento Quanto à Geometria das Matrizes	31
3.1.2.1 Forjamento em Matriz aberta ou Forjamento Livre.....	32
3.1.2.2 Forjamento em Matriz Fechada	34

3.1.3 Equipamentos de forja.....	36
3.1.3.1 Martelo de Forja.....	36
3.1.3.2 Prensa.....	37
3.1.4 Parâmetros Importantes no Processo de Forjamento.....	38
3.1.4.1 Tensão.....	38
3.1.4.2 Deformação.....	40
3.1.4.3 Taxa de Deformação.....	40
3.1.4.4 Curvas de Escoamento.....	41
3.1.4.5 Temperatura Durante o Processo de Forjamento.....	41
3.1.4.6 Variáveis Metalúrgicas.....	43
3.1.4.7 Atrito.....	43
3.2 Aços Ferramenta.....	45
3.2.1 Classificação e Seleção dos Aços para Ferramentas e Matrizes.....	46
3.2.2 Aços Ferramenta para trabalho a quente.....	47
3.2.2.1 Principais características dos aços ferramenta para trabalho a quente.....	47
3.2.3 Aço Ferramenta para Trabalho a quente H13.....	51
3.2.3.1 Composição Química.....	51
3.2.3.2 Características Gerais.....	51
3.2.3.3 Resistência ao Revenido.....	52
3.2.3.4 Falhas de matrizes de Forjamento.....	52
a) Desgaste.....	53
b) Fadiga Térmica.....	56
c) Fadiga Mecânica.....	57
d) Deformação Plástica.....	58
3.3 Revenimento.....	59
3.3.1 Descrição do Modelo proposto por KIM et al (2005).....	61
3.4 O Método dos Elementos Finitos.....	64

3.4.1 O método dos elementos finitos aplicado à conformação de metais.....	67
3.4.1.1 Formulação Rígido-Plástica ou Rígido-Viscoplástica	67
3.4.1.2 Formulação Elasto-Plástica - Abordagem Estática Implícita.....	68
3.4.1.3 Formulação Elasto-Plástica - Abordagem Estática Explícita.....	68
3.4.1.4 Formulação Elasto-Plástica - Abordagem Dinâmica Explícita.....	68
4. METODOLOGIA.....	70
4.1 Descrição do Ferramental	70
4.2 Modelagem das Matrizes e Tarugo.....	73
4.2.1 Modelagem das Matrizes.....	75
4.2.2 Modelagem do Tarugo	77
4.3 Determinação de Regiões de Estudo	78
4.4 Determinação de Temperatura Equivalente, Pressão Normal e Velocidade de Deslizamento ao Longo da Cavidade da Matriz inferior	79
4.5 Determinação das Curvas de Revenimento	80
4.6 Simulações Numéricas do Processo de Forjamento	82
5. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	84
5.1 Distribuição de Temperatura, Pressão e Velocidade de Deslizamento ao Longo da Cavidade da Matriz Inferior.....	84
5.2 Determinação das Curvas de Revenimento da Matriz Inferior.....	87
5.3 Simulação Numérica do Desgaste da Matriz de Forjamento Considerando o Amaciamento Devido ao Revenimento	92
5.3.1 Curvas de Desgaste.....	92
5.3.1.1 Ponto P0	92

5.3.1.2 Ponto P1	97
5.3.1.3 Pontos P2 e P3.....	100
5.3.1.4 Curva de desgaste da cavidade da matriz inferior.....	101
5.4 – Dimensões do corpo moedor após 950 ciclos de forjamento	102
5.5 Deformação plástica da matriz	103
6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	106
6.1 Conclusões	106
6.2 Sugestões para Trabalhos Futuros	107
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	108

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Alguns fatores que afetam o desgaste e a quebra das matrizes no forjamento a quente (MAGALHÃES, 2009).....	22
Figura 3.1 – Biela forjada em prensa (www.sifco.com.br, acesso em 15/11/2009).....	25
Figura 3.2 – Formas de escoamento no forjamento (BRAGA, 2005).....	27
Figura 3.3 – Conformação a frio e a quente (BRAGA, 2005).....	28
Figura 3.4 – Exemplos de componentes de precisão forjados a frio (near net shape) (SCHAEFFER, 2001).	28
Figura 3.5 – Efeito esquemático da temperatura, pressão e taxa de deformação no intervalo de trabalho permissível (DIETER, 1981).	30
Figura 3.6 – Exemplos de matrizes para forjamento em matriz aberta (CETLIN E HELMAN, 2005).	32
Figura 3.7 – Forjamento em matriz aberta (BRAGA, 2005).....	32
Figura 3.8 – Forjamento de um anel em matriz aberta (CETLIN E HELMAN, 2005)..	33
Figura 3.9 – Estiramento da ponta de uma barra por forjamento em matriz aberta (CETLIN E HELMAN, 2005)	34
Figura 3.10 – Vista em corte de uma matriz de forja (DIETER, 1981).....	35
Figura 3.11 – Curva típica de carga de forja com o curso da matriz no forjamento em matriz fechada (DIETER, 1981).	35
Figura 3.12 – Desenho esquemático de martelos de forja (DIETER, 1981).	37
Figura 3.13 – Principais parâmetros do processo de forjamento (SCHAEFFER, 2001).	38

Figura 3.14 – Tensões atuantes num elemento de volume (SCHAEFFER, 2001).....	39
Figura 3.15 – Evolução do atrito em função da tensão normal (BRAGA, 2005).....	45
Figura 3.16 – Dureza a quente para alguns aços ferramenta para trabalho a quente AISI. As medidas de dureza foram realizadas após 30 min na temperatura de teste (Adaptado de METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).....	48
Figura 3.17 – Efeito da dureza, composição química e temperatura de teste na resistência ao impacto de um aço de ferramenta para trabalho a quente. Os valores entre parênteses indicam o valor de dureza Rockwell C a temperatura ambiente (Adaptado de METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).....	49
Figura 3.18 – Mecanismos de falha mais comuns em matrizes de forjamento. 1– Desgaste abrasivo. 2- Fadiga térmica. 3- Fadiga mecânica. 4- Deformação plástica (Adaptado de METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).....	50
Figura 3.19 – Curva de revenimento do aço H13 (www.villaresmetals.com.br , acesso em 05/11/2009).	52
Figura 3.20 – Frequência de falhas em matrizes de forjamento (Adaptado de BABU <i>et al</i> , 1999).	54
Figura 3.21 – Complexa interação entre os parâmetros de forjamento e desgaste (Adaptado de BABU <i>et al</i> , 1999).....	55
Figura 3.22 – Interação entre os parâmetros no forjamento a quente e trincamento da matriz (Adaptado de BABU <i>et al</i> , 1999).	57
Figura 3.23 - Limites de resistência à tração e de escoamento, e ductilidade (%RA) em função da temperatura de revenido para um aço-liga (tipo 4340) temperado em óleo (NORO <i>et al</i> , 2009).....	60

Figura 3.24 – Efeito do tempo em quatro temperaturas na dureza à temperatura ambiente para um aço temperado com 0,82% de C (Adaptado de METALS HANDBOOK - Volume 14, 1998).	60
Figura 3.25 - Curvas de revenimento do aço H13. Adaptado de KIM <i>et al</i> (2005).	63
Figura 3.26 – Processo de análise por elementos finitos (MORENO, 2000).	66
Figura 4.1 – Corpo moedor esférico de diâmetro 90 mm (com rebarba).	71
Figura 4.2 - Matrizes superior e inferior empregadas no forjamento de corpos moedores (MAGALHÃES <i>et al</i> , 2009).	71
Figura 4.3 – Dimensões da cavidade das matrizes superior e inferior (MAGALHÃES <i>et al</i> , 2009).	72
Figura 4.4 – Posicionamento do tarugo sobre a matriz inferior.....	73
Figura 4.5 – Modelagem do conjunto para simulação numérica.....	74
Figura 4.6 – Malha empregada na matriz inferior: mais densa na região de contato com o material a ser forjado e mais grosseira no restante da matriz.	76
Figura 4.7 – Curva de condutividade térmica em função da temperatura para o aço AISI H13. Fonte: Biblioteca do aplicativo Deform 2D.	76
Figura 4.8 - Curva de capacidade térmica em função da temperatura para o aço AISI H13. Fonte: Biblioteca do aplicativo Deform 2D.	77
Figura 4.9 – Malha empregada na modelagem do tarugo.....	77
Figura 4.10 – Curva de condutividade térmica em função da temperatura para o aço ABNT 1045. Fonte: Biblioteca do aplicativo Deform 2D.	78
Figura 4.11 - Curva de capacidade térmica em função da temperatura para o aço ABNT 1045. Fonte: Biblioteca do aplicativo Deform 2D.	78

Figura 4.12: Identificação das três regiões para análise da matriz inferior com indicação do ponto de contato tarugo/matriz.....	79
Figura 4.13 – Fluxograma da determinação das curvas de revenimento.....	80
Figura 4.14 – Fluxograma da determinação das curvas de desgaste da matriz inferior para 950 ciclos de forjamento.	83
Figura 5.1 – Distribuição de temperaturas ao longo da cavidade da matriz inferior em dois momentos distintos: momento final de forjamento e no momento de retirada da bola considerado o resfriamento da matriz pelo meio ambiente e pela emulsão água-grafite.	84
Figura 5.2 – Distribuição de pressão normal ao longo da cavidade da matriz inferior no momento de maior aproximação entre as matrizes inferior e superior - espessura de rebarba de 3,0 mm.....	85
Figura 5.3 – Distribuição de velocidade de deslizamento ao longo da cavidade da matriz inferior no momento de maior aproximação entre as matrizes inferior e superior - espessura de rebarba de 3,0 mm.....	86
Figura 5.4 – Distribuição de T_{eq} ao longo da cavidade da matriz inferior.....	87
Figura 5.5 – Curva de revenimento do ponto P0, região A.	89
Figura 5.6– Curva de revenimento do ponto P1, região A.	89
Figura 5.7 – Curva de revenimento do ponto P2, região A.	90
Figura 5.8 – Curva de revenimento do ponto P3, regiões B e C.	90
Figura 5.9 – Detalhe da matriz inferior (após 950 ciclos) evidenciando a ocorrência de quebra e trincas (indicadas pelas setas) que nucleiam a partir da quina da matriz e se propagam para o seu interior.....	91

Figura 5.10 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 1 a 10 ciclos de forjamento, dureza 48,5 HrC.....	93
Figura 5.11 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 11 a 50 ciclos de forjamento, dureza 46 HrC.....	93
Figura 5.12 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 51 a 100 ciclos de forjamento, dureza 45 HrC.....	94
Figura 5.13 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 101 a 300 ciclos de forjamento, dureza 42,5 HrC.....	94
Figura 5.14 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 301 a 600 ciclos de forjamento, dureza 40 HrC.....	95
Figura 5.15 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 601 a 800 ciclos de forjamento, dureza 38 HrC.....	95
Figura 5.16 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 801 a 950 ciclos de forjamento, dureza 36 HrC.....	96
Figura 5.17 - Profundidade de desgaste da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento considerando que toda a cavidade da matriz apresenta a curva de revenimento do ponto P0. A seta indica a região representada por P0.....	96
Figura 5.18 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 1 a 100 ciclos de forjamento, dureza 51,0 HrC.....	97
Figura 5.19 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 101 a 300 ciclos de forjamento, dureza 50,0 HrC.....	98
Figura 5.20 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 301 a 600 ciclos de forjamento, dureza 49,0 HrC.....	98
Figura 5.21 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 601 a 800 ciclos de forjamento, dureza 48,5 HrC.....	99

Figura 5.22 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 801 a 950 ciclos de forjamento, dureza 48,0 Hrc.....	99
Figura 5.23 - Profundidade de desgaste da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento considerando que toda a cavidade da matriz apresenta a curva de revenimento do ponto P1. A seta indica a região representada por P1.....	100
Figura 5.24 – Curva de desgaste da cavidade da matriz considerando a curva de revenimento dos pontos P2/P3 para 950 ciclos de forjamento, dureza 52 Hrc.....	100
Figura 5.25 – Profundidade de desgaste ao longo da cavidade da matriz inferior prevista numericamente após 950 ciclos de forjamento.	101
Figura 5.26 – Dimensões finais do corpo moedor após 950 ciclos de forjamento nas direções X e Y: (a) Dimensões reais, (b) Dimensões previstas numericamente neste trabalho.....	102
Figura 5.27 – Deformação plástica na matriz inferior.....	103
Figura 5.28 – Detalhe da deformação plástica nas direções X e Y na quina da matriz.....	104
Figura 5.29 – Detalhe da deformação plástica nas direções X e Y na quina da matriz após refinamento da malha.....	105

LISTA DE TABELAS

Tabela III.1 – Composição Química aço H13 conforme norma <i>AISI</i>	51
Tabela V.I – Pontos de T_{eq} representativos das regiões A, B e C e respectivas T_{eq}	87
Tabela V.II – Valores de t_1 para as T_{eq} 619, 561, 513 e 500°C.	88
Tabela V.III – Valor de M para os diferentes pontos representativos da cavidade da matriz inferior.....	88
Tabela V.4 – Valor de dureza considerado a cada ciclo para a região representada pelo ponto P0.	92
Tabela V.5 – Valor de dureza considerado a cada ciclo para a região representada pelo ponto P1.	97

LISTA DE NOTAÇÕES

F	Força
A	Seção
σ	Tensão
$\sigma_{x,y,z}$	Tensão nas direções x, y e z
σ_{xx}	Tensão normal
σ_{xy}	Tensão de cisalhamento
σ_{eq}	Tensão Equivalente
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões Principais
Y	Tensão de Escoamento
$\tau_{x,y}$	Tensão de Cisalhamento
p	Pressão
ε	Deformação
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação
T	Temperatura
t	Tempo
U_p	Trabalho de deformação plástica por unidade de volume
ρ	Densidade do componente trabalhado
c	Calor específico do componente trabalhado
J	Equivalente mecânico do calor
α	Coefficiente de transferência de calor
h	Altura
C_s	Constante de radiação
F_f	Força de atrito
F_N	Força normal
τ_F	Tensão de atrito

σ_N	Tensão normal
W	Volume de material removido por desgaste
P_i	Pressão normal
V_i	Velocidade de deslizamento
H	Dureza superficial
K	Coefficiente de desgaste
d_{fin}	Volume de desgaste permitido
HV	Dureza após revenido
C	Constante que depende do teor de carbono do aço
P	Parâmetro empírico de revenimento
T_F	Temperatura da Ferramenta
T_M	Temperatura inicial da geratriz/material
Qs	Perda térmica por unidade de tempo
T_{eq}	Temperatura equivalente
T_{max}	Temperatura máxima
T_{min}	Temperatura mínima
M	Parâmetro de revenimento
M_{yield}	Valor de M quando a dureza inicial da matriz é correspondente ao seu limite de escoamento
t_1, t_2	Tempos correspondentes ao primeiro e segundo valor de M_{yield} para T_{eq} considerada
T_1 e T_2	T_1 e T_2 são as temperaturas empregadas no primeiro e segundo revenimento
t_h	Tempo necessário para que a dureza inicial da matriz reduza gradualmente até atingir a dureza crítica

P0	Ponto correspondente à quina da matriz inferior
Pf	Ponto correspondente ao fundo a cavidade da matriz inferior
P1, P2, P3	Pontos representativos da cavidade da matriz inferior
A	Região correspondente à parte superior da matriz, incluindo a região de formação de rebarba
B	Região de primeiros contatos entre tarugo e matriz
C	Região correspondente ao fundo da matriz
<i>AISI</i>	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais

RESUMO

Forjamento a quente é um dos processos de conformação dos metais mais utilizados na produção de peças críticas em várias indústrias. Atualmente é largamente utilizado na fabricação de componentes para a indústria automotiva e mecânica. Aços comumente empregados em matrizes de forjamento a quente são denominados aços ferramenta para trabalho a quente e geralmente são submetidos a temperaturas de trabalho que variam de 315 a 650°C. A vida da matriz é consideravelmente diminuída devido ao amaciamento térmico, causado pelo alto ciclo de temperatura e longo tempo de contato entre a matriz e o metal a ser deformado. Depende também do desgaste e da deformação plástica da matriz que podem ser determinados através da análise por elementos finitos. O objetivo deste trabalho é analisar, através de elementos finitos, a previsão do desgaste de matrizes de forjamento a quente (em aço H13) de corpos moedores considerando o amaciamento devido ao revenimento.

ABSTRACT

Hot forging is one of the most conventional metal-forming processes used in the production of critical parts in various industries. Actually, it is widely used in the manufacturing of automobiles and industrial machine components. Hot work die steels are commonly used for hot forging dies subjected to temperatures ranging from 315 to 650°C. Die service life is considerably shortened due to the thermal softening of surface layer, caused by the high thermal load and long contact time between the dies and the deforming material. Also, the die service life depended on wear and the plastic deformation of dies can be to a large extent determined by finite element analysis, wear and thermal softening tests. The purpose of this work is analyse, through finite elements modeling, the prediction of wear in H13 dies for hot forging considering the thermal softening due to tempering.

1. INTRODUÇÃO

Forjamento a quente é um dos processos de conformação dos metais mais utilizados na produção de peças críticas em várias indústrias. Atualmente é largamente utilizado na fabricação de componentes para a indústria automotiva e mecânica (KIM *et al*, 2005).

Aços comumente empregados em matrizes de forjamento a quente são denominados aços ferramenta para trabalho a quente e geralmente são submetidos a temperaturas de trabalho que variam de 315 a 650°C (METALS HANDBOOK – Volume 14, 1998). Suas principais características são alta resistência ao revenimento, elevada resistência mecânica a quente, boa tenacidade, grande resistência à abrasão em temperaturas elevadas, boa condutividade térmica, elevada resistência à fadiga e boa resistência a formação de trincas térmicas. Estas características conferem às ferramentas a capacidade de resistir às solicitações mecânicas e térmicas a que estão sujeitas. Essas propriedades são adquiridas pela adição de elementos de liga como o cromo, molibdênio, vanádio, tungstênio, níquel e por tratamentos térmicos adequados.

A eficiência do processo de forjamento está relacionada com a vida útil das matrizes, que é limitada pelo desgaste, fratura por fadiga e deformação plástica. No processo de deformação a quente, o desgaste é o mecanismo de falha dominante, sendo responsável por aproximadamente 70% das falhas (KANG *et al*, 1999). A Figura 1.1 mostra os principais fatores que influenciam a vida útil das matrizes.

Para prever a vida da ferramenta pelo desgaste, o modelo de Archard é geralmente aplicado. Neste modelo, a dureza da matriz é, geralmente, considerada como função da temperatura. Entretanto esta dureza é função não apenas da temperatura, mas também é função do tempo de operação da matriz (KANG *et al*, 1999).

O modelo de Archard foi empregado por MAGALHÃES *et al* (2009) na investigação numérica da evolução do desgaste de uma ferramenta destinada ao forjamento a quente de corpos moedores através do aplicativo numérico Deform 2D, comparando as dimensões finais do produto e das matrizes superior e inferior com os valores obtidos

experimentalmente, afim de verificar a aplicabilidade da equação de Archard associada ao método dos elementos finitos. MAGALHÃES *et al* (2009) concluíram que os resultados de desgaste da matriz previstos através da simulação numérica são inferiores àqueles encontrados experimentalmente, possivelmente em função da deformação plástica associada à queda de dureza da matriz com seu aumento de temperatura. Realizou-se então, uma simulação do forjamento considerando a deformação plástica sem a ocorrência de desgaste. Da análise dos resultados, MAGALHÃES *et al* concluíram que somando-se os valores do desgaste propriamente dito (através do modelo de Archard) e da deformação plástica da matriz, chega-se a resultados próximos daqueles observados experimentalmente.

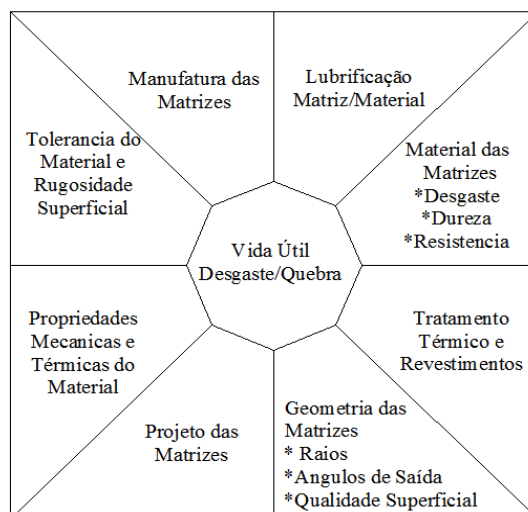


Figura 1.1 – Alguns fatores que afetam o desgaste e a quebra das matrizes no forjamento a quente (MAGALHÃES, 2009).

O objetivo do presente trabalho é dar continuidade àquele de MAGALHÃES *et al* (2009), investigando numericamente a evolução do desgaste de uma ferramenta destinada ao forjamento a quente corpos moedores (bolas para moinho) considerando o desgaste e o amaciamento térmico (diminuição da dureza em função do revenimento da matriz) na simulação numérica (método dos elementos finitos) empregando-se o aplicativo numérico Deform 2D. Os resultados obtidos através do método numérico serão comparados com os valores experimentais apresentados no trabalho de MAGALHÃES *et al* (2009).

1.1 Justificativa

Um dos pontos mais importantes no processo de forjamento a quente é o custo da ferramenta envolvida, cujo valor representa 10 a 15% do custo de forjamento e, indiretamente, pode ser superior a 70% (BABU *et al*, 1999). No processo de deformação a quente, o desgaste é o mecanismo de falha dominante, sendo responsável por aproximadamente 70% das falhas (KANG *et al*, 1999). Quando o desgaste provoca a produção de componentes fora das especificações dimensionais, mecânicas ou superficiais, há um aumento de 30% no custo da unidade forjada (TERCELJ *et al*, 2003).

Muitos estudos referentes à vida útil de ferramentas empregadas no forjamento a quente mostram que a dureza superficial da matriz tem papel importante no seu desgaste. A perda em dureza é induzida por elevadas temperaturas da ferramenta que leva ao revenimento da superfície da matriz diminuindo sua resistência mecânica (MESQUITA *et al*, 2009).

Desta forma, este trabalho justifica-se pela crescente necessidade de compreender a influência do revenimento na evolução do desgaste de matrizes de forjamento a quente, visando evitar falhas prematuras, entender os mecanismos dominantes e identificar formas de aumentar a vida útil da ferramenta. Justifica-se também pela necessidade de estudar a viabilidade do uso de modelagem numérica nestas situações.

2. OBJETIVO

O objetivo do presente trabalho é investigar numericamente a evolução do desgaste (previsto pela equação de Archard) de uma ferramenta destinada ao forjamento a quente de corpos moedores (bolas para moinho) após 950 ciclos de forjamento considerando amaciamento térmico da matriz (causado pelo seu revenimento) na simulação numérica (método dos elementos finitos) empregando-se o aplicativo numérico Deform 2D. Os resultados serão comparados com aqueles obtidos experimentalmente.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo são descritos os processos de forjamento. Apresenta-se a matéria-prima empregada na confecção de ferramentas (os aços ferramenta), o processo de revenimento e a simulação numérica pela técnica do método dos elementos finitos.

3.1 Forjamento

O forjamento de um metal consiste em deformá-lo por martelamento ou prensagem. É, possivelmente, a mais antiga operação de conformação mecânica praticada pelos ferreiros com martelos e bigornas (CETLIN E HELMAN, 2005). O desenvolvimento de maquinários para substituir os braços do ferreiro ocorreu primeiro durante a revolução industrial. Hoje em dia existe uma variedade muito grande de máquinas de forja, capazes de fazer peças que variam em tamanho desde um parafuso de um rotor de turbina até uma asa inteira de avião (DIETER, 1981). A Figura 3.1 mostra um exemplo de peça forjada. Trata-se de uma biela (peça que transforma o movimento retilíneo em circular no motor dos automóveis) forjada em prensa.



Figura 3.1 – Biela forjada em prensa (www.sifco.com.br, acesso em 15/11/2009).

De modo geral, todos os materiais conformáveis podem ser forjados. Os mais utilizados para produção de peças forjadas são os aços comuns e ligados, aços estruturais, aços para cementação e beneficiamento, aços inoxidáveis ferríticos e austeníticos, aços ferramenta, ligas de alumínio, ligas de cobre (especialmente os latões), de magnésio, de

níquel (inclusive as chamadas superligas, como Waspaloy, Astraloy, Inconel, etc) (KALPAKJIAN, 2001).

A matéria-prima para o processo de forjamento pode ser fundida ou laminada (condição preferível por apresentar microestrutura mais homogênea). As peças forjadas em matriz com peso não superior a 2 ou 3kg são normalmente produzidas a partir de barras laminadas, as de maior peso são forjadas a partir de lingotes, tarugos ou palanquilhas, quase sempre também laminados e cortados previamente em tamanho adequado. (BRAGA, 2005).

Nas peças forjadas as fibras são orientadas (fibragem – alinhamento direcional) com reflexo favorável na vida em fadiga, propriedades sob tração, ductilidade e impacto. Os grãos apresentam estrutura mais fina, as porosidades e pequenas trincas internas são caldeadas. Na direção do fluxo de deformação do material, a resistência de uma peça forjada é mais alta ao longo do eixo longitudinal e decresce na direção transversal. Assim, as fibras resultantes do forjamento devem ser direcionadas de modo que estejam no sentido dos esforços mais importantes que devam sofrer as peças. Segundo DIETER (1981), para se atingir um balanço ideal entre ductilidade nas direções transversal e longitudinal de uma peça forjada, é necessário normalmente limitar a quantidade de deformação entre 50 e 70% de redução na seção transversal.

Na peça fundida, as propriedades são similares em todas as direções. Desta forma, as peças forjadas apresentam maior resistência mecânica que as peças fundidas ou usinadas.

Normalmente, o processo de forjamento requer operações finais de acabamento (como usinagem para se obter as dimensões da peça) e tratamento térmico (para atingir as propriedades mecânicas desejadas). Estas operações podem ser substituídas por forjamento mais preciso em que se obtém peças com as propriedades desejadas e com dimensões próximas ao seu uso.

O processo de forjamento envolve aplicação de um estado de compressão direta, com deformação ocorrendo basicamente por recalque, alargamento e ascensão, conforme Figura 3.2 a seguir (BRAGA, 2005):

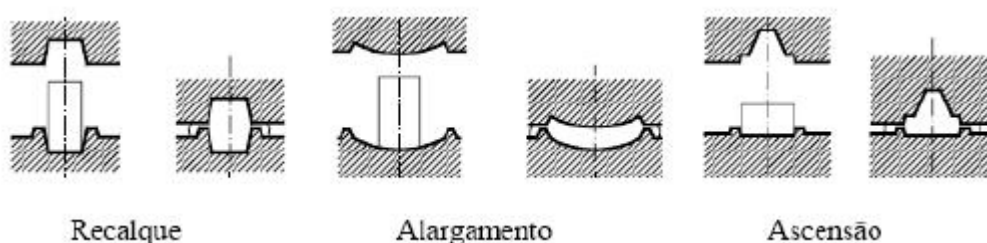


Figura 3.2 – Formas de escoamento no forjamento (BRAGA, 2005).

O processo de forjamento pode ser classificado:

- Quanto à temperatura de trabalho: forjamento a quente, morno ou frio;
- Quanto à geometria das matrizes: forjamento em matriz aberta ou fechada;
- Quanto ao equipamento de forja: forjamento em prensa ou em martelo.

3.1.1 Classificação dos Processos de Forjamento Quanto à Temperatura

As operações de forjamento podem ser realizadas a quente, a morno e a frio. A diferenciação destas operações pode ser feita em função da temperatura de recristalização (Figura 3.3) (BRAGA, 2005).

- Frio: $T_{\text{trabalho}} < T_{\text{recristalização}}$;
- Morno: $T_{\text{trabalho}} \approx T_{\text{recristalização}}$;
- Quente: $T_{\text{trabalho}} > T_{\text{recristalização}}$.

A $T_{\text{recristalização}}$ tem posicionamento normalmente aceite entre 0,3 e 0,6 da temperatura absoluta, K, de fusão, isto é, de 0,3 a 0,6 $T_{\text{fusão}}$ (Van Vlack, 1994).

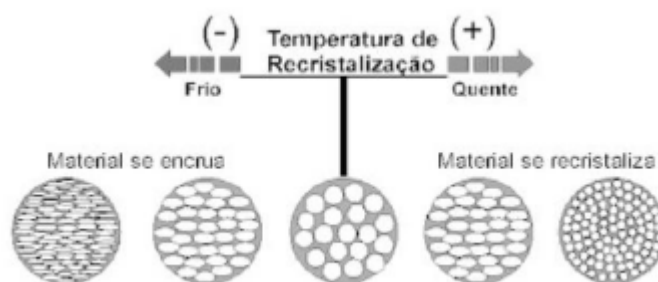


Figura 3.3 – Conformação a frio e a quente (BRAGA, 2005).

3.1.1.1 Forjamento a Frio

O forjamento a frio permite a fabricação de peças de componentes com grande precisão dimensional, geometrias complexas e com acabamento próximo ao uso da peça (*near net shape*). A Figura 3.4 mostra alguns exemplos de componentes forjados a frio. São exemplos típicos para a indústria automobilística que é a grande beneficiária de peças forjadas a frio (SCHAEFFER, 2001).

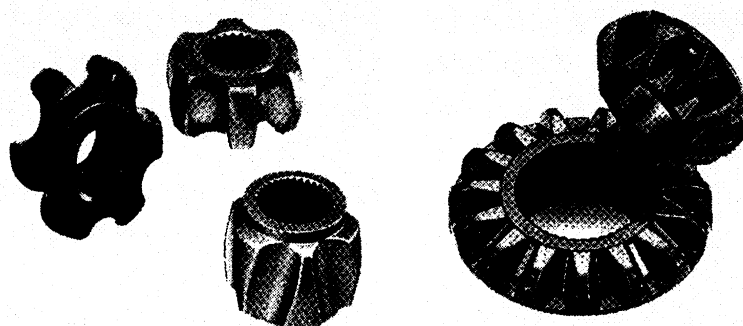


Figura 3.4 – Exemplos de componentes de precisão forjados a frio (*near net shape*) (SCHAEFFER, 2001).

No forjamento a frio menor quantidade de matéria-prima é requerida (a peça pode ser obtida em sua forma final com nenhuma perda de material ou com pequena quantidade de sobremetal para usinagem), há melhoria das propriedades mecânicas devido ao trabalho de conformação realizado no material (em geral aumenta o limite de resistência, o limite de escoamento e a dureza, além de obter estrutura orientada na direção do trabalho mecânico aplicado) possibilitando a utilização de matéria-prima mais barata. Com o forjamento a frio obtém-se grande precisão dimensional, bom

acabamento superficial (geralmente obtém-se rugosidade comparável ao retificado). Em contra-partida, no forjamento a frio há necessidade de prensas de maior capacidade e pressões elevadas nas ferramentas, necessitando-se, assim, de materiais especiais e em geral de alto custo.

Materiais não ferrosos como o chumbo, zinco e cobre foram as primeiras aplicações de forjamento a frio. Inicialmente, quanto ao uso de aço, empregou-se quase que exclusivamente aço não ligado. O efeito do encruamento provocando o aumento de resistência foi de extrema relevância. Atualmente já são também deformados a frio aços que apresentam alta resistência mecânica (SCHAEFFER, 2001).

3.1.1.2 Forjamento a Quente

O forjamento a quente é a etapa inicial do forjamento de muitos metais e ligas. Neste processo, em função das altas temperaturas usualmente utilizadas, há decréscimo na energia necessária para deformar o metal e aumento na capacidade de escoamento sem ocorrência de trincas. As porosidades e pequenas trincas internas são eliminadas pelo caldeamento destas cavidades, grãos grosseiros são quebrados e refinados, heterogeneidades químicas (tais como segregação) são eliminadas em função das rápidas taxas de difusão presentes à temperatura de trabalho a quente.

Entretanto, peças forjadas a quente podem apresentar estrutura e propriedade não uniforme através da seção. Já que a deformação é sempre maior nas camadas superficiais, podem ocorrer peças com grãos finos na superfície e núcleo com grãos grosseiros. Além disto, as reações entre a superfície do metal e atmosfera do forno levam a ocorrência de descarbonetação e oxidação podendo levar a considerável perda de material (perda por carepa que pode chegar a 3%). No forjamento a quente, em função da dilatação e contração das peças (decorrentes do aquecimento e resfriamento), as tolerâncias dimensionais são superiores às praticadas no forjamento a frio.

O limite inferior de temperatura para o trabalho a quente é aquela em que a taxa de recristalização é rápida o bastante para eliminar o encruamento e depende de fatores

tais como quantidade de deformação e tempo em que o metal estará submetido à temperatura em questão. O limite superior do trabalho a quente é limitado pela temperatura de fusão do metal ou excesso de oxidação. Segundo DIETER (1981), a temperatura mais elevada é limitada $\approx 40^\circ\text{C}$ abaixo do ponto de fusão para levar em conta a possibilidade de existência de regiões de segregação de material de ponto de fusão inferior. Uma quantidade muito pequena de filmes de constituintes de pontos de fusão mais baixos ao longo dos contornos de grão já é suficiente para proporcionar o esboroamento do material durante a deformação. Esta condição é conhecida como fragilidade a quente.

O intervalo de temperatura no qual uma liga pode ser trabalhada é visualizado através da Figura 3.5. Para dada pressão e temperatura de trabalho há uma quantidade máxima de deformação que pode ser imposta ao metal. Admite-se que esta limitação é baseada na resistência do metal ao escoamento. À medida que a temperatura de preaquecimento do tarugo aumenta, a tensão de escoamento diminui e a quantidade de deformação possível cresce, o que fornece a série de curvas à esquerda da Figura 3.5 que aumentam para a direita. O limite óbvio na escala de temperaturas é a temperatura *solidus* do material. A fragilização a quente também será uma limitação a temperaturas bem inferiores. À medida que a taxa de deformação aumentar, mais calor será retido no material e sua temperatura deverá ser diminuída para que não se atinja no final a temperatura de fragilidade a quente (DIETER, 1981).

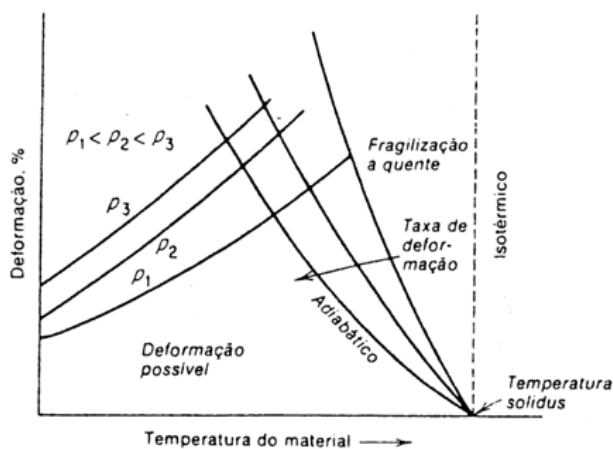


Figura 3.5 – Efeito esquemático da temperatura, pressão e taxa de deformação no intervalo de trabalho permissível (DIETER, 1981).

3.1.1.3 Forjamento a Morno

O forjamento a morno utiliza vantagens tanto do forjamento a frio como do forjamento a quente. Com o forjamento a morno objetiva-se a produção de peças com geometrias complexas, obtendo-se excelentes propriedades mecânicas, redução de custos, grande precisão de medidas e qualidade dimensional quando comparado com o forjamento a quente. Assim como no forjamento a frio, com o forjamento de precisão a morno é possível produzir componentes com acabamento final o mais próximo possível de sua forma de uso.

No forjamento a morno a fixação da temperatura é variável, dependendo do tipo de aço que se deseja forjar. Seus limites estão fixados pelo aumento excessivo de força quando a temperatura é muito baixa (limite inferior) e pela oxidação em temperaturas mais altas (limite superior). Para aços em geral, esta faixa está entre 400 e 900° C. Entretanto é necessário um conhecimento detalhado do comportamento do material com o qual se está trabalhando (SCHAEFFER, 2001).

3.1.2 Classificação dos Processos de Forjamento Quanto à Geometria das Matrizes

Para realizar as operações de forjamento e obter peças com a forma final desejada, utilizam-se matrizes (ferramentas ou moldes) feitas, usualmente, de aço ferramenta. As matrizes entram em contato com a peça durante o processo de forjamento, moldando-a.

Quanto à geometria das matrizes, o forjamento pode ser dividido em dois grandes grupos de operações:

- Forjamento em Matriz Aberta ou Forjamento livre.
- Forjamento em Matriz Fechada.

3.1.2.1 Forjamento em Matriz aberta ou Forjamento Livre

No forjamento em matrizes abertas, a restrição ao movimento lateral do metal sendo comprimido é pequena, e as matrizes têm geometria bastante simples (CETLIN E HELMAN, 2005) conforme ilustrado através das Figuras 3.6 e 3.7.

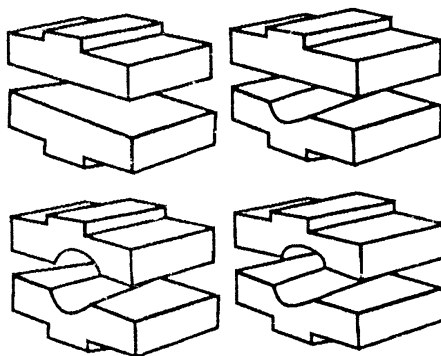


Figura 3.6 – Exemplos de matrizes para forjamento em matriz aberta (CETLIN E HELMAN, 2005).

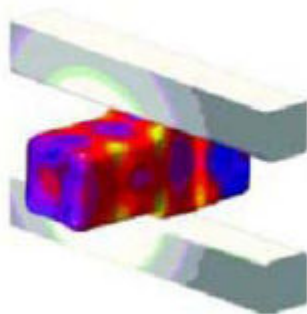


Figura 3.7 – Forjamento em matriz aberta (BRAGA, 2005).

O forjamento em matriz aberta é utilizado para fabricar peças grandes com forma relativamente simples (ex.: eixos de navios e de turbinas, ganchos, correntes, âncoras, alavancas, excêntricos, ferramentas agrícolas, etc.) e em pequeno número; e, também, para pré formar peças que serão submetidas posteriormente a operações de forjamento mais complexas (BRAGA, 2005).

A Figura 3.8 ilustra o forjamento de anéis: a peça é colocada em um mandril, como mostrado; em seguida, a matriz superior comprime uma parte do anel, ocorrendo

diminuição da espessura e, conseqüentemente, aumento no comprimento desta parte, o que causa um acréscimo no diâmetro do anel. Após esta compressão, a matriz superior é levantada e a peça girada um pouco, forjando-se uma região adjacente à já processada. Esta operação é repetida até que todo o anel tenha sido forjado (CETLIN E HELMAN, 2005).

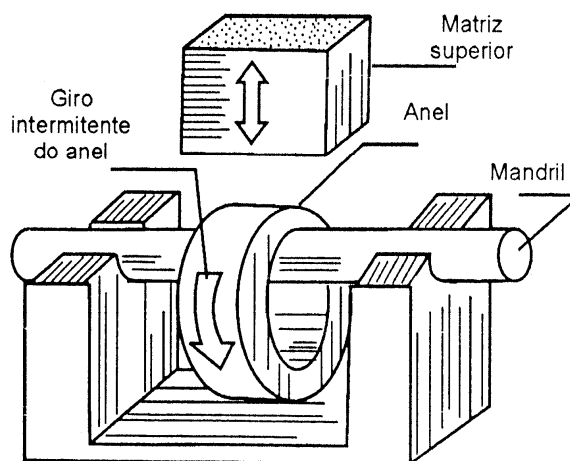


Figura 3.8 – Forjamento de um anel em matriz aberta (CETLIN E HELMAN, 2005).

A Figura 3.9 ilustra o estiramento de uma parte de uma barra, que é uma operação comumente realizada com matrizes abertas. A primeira etapa do processo fornece a peça mostrada na Figura 3.9b. A operação é realizada com matrizes de largura b não muito grande e através de sucessivas compressões e avanços da barra (Figura 3.9c, d, e). As ondulações na superfície da peça ocorrem devido à pequena largura b . A Figura 3.9f mostra o aspecto da peça quando se repetem as operações já discutidas após um giro de 90° da barra. Finalmente, alisam-se as faces forjadas, trocando-se as matrizes por outras de maior largura. A peça obtida está mostrada na Figura 3.9g (CETLIN E HELMAN, 2005).

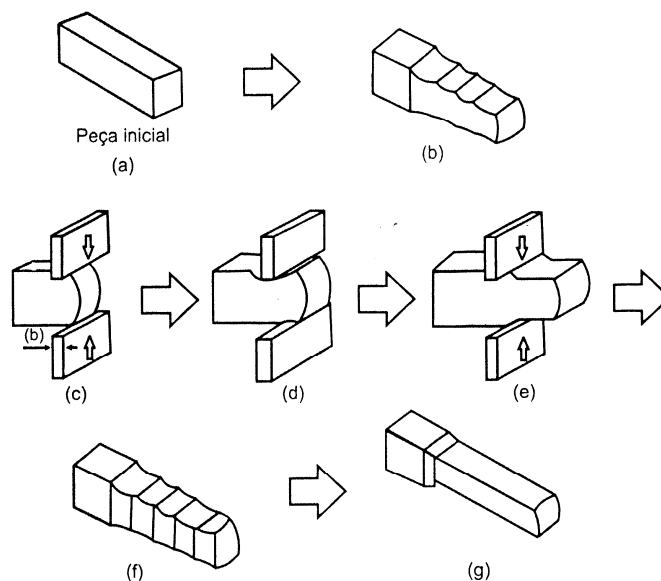


Figura 3.9 – Estiramento da ponta de uma barra por forjamento em matriz aberta (CETLIN E HELMAN, 2005)

3.1.2.2 Forjamento em Matriz Fechada

No forjamento em matriz fechada, o metal é conformado entre duas metades de matriz com impressões (cavidades) cuidadosamente usinadas no formato que se deseja fornecer à peça. E assim é possível produzir peças com tolerâncias dimensionais menores que no forjamento livre. O processo evolui em várias etapas, a peça vai sendo sucessivamente forjada até atingir forma e dimensões finais. Segundo CETLIN E HELMAN (2005), as impressões utilizadas nas etapas iniciais do forjamento são as impressões preparadoras e as que fornecem a forma final da peça são acabadoras. Estas operações são difíceis e caras, e por isso, só se justificam na fabricação de grande número de peças.

Para não provocar o subenchimento das matrizes (e, conseqüentemente, falhas no volume da peça) devido à quantidade insuficiente de metal, a quantidade precisa de metal deve ser previamente estimada. Devido à dificuldade de dimensionar a quantidade exata de metal, comumente utiliza-se quantidade ligeiramente acima do necessário, levando a formação de rebarba. Para evitar que estas sejam muito extensas, as matrizes

podem ser projetadas com “calhas” como na Figura 3.10. A etapa final do processo de forjamento é a rebarbação (remoção da rebarba).

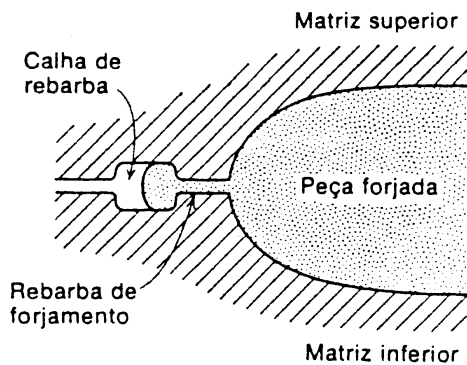


Figura 3.10 – Vista em corte de uma matriz de forja (DIETER, 1981).

A rebarba tem duas funções: atua como válvula de segurança para o excesso de metal e regula o escape do metal forçando a acomodação do metal em toda a cavidade da matriz em função do aumento da resistência ao escoamento do sistema (Figura 3.11).

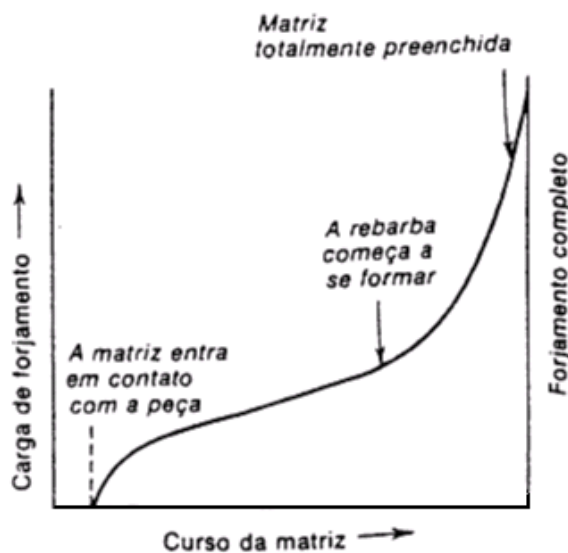


Figura 3.11 – Curva típica de carga de forja com o curso da matriz no forjamento em matriz fechada (DIETER, 1981).

3.1.3 Equipamentos de forja

As duas classes de equipamento universalmente utilizados no forjamento são o martelo e a prensa.

3.1.3.1 Martelo de Forja

O martelo de forjar deforma o metal através de golpes de impacto rápidos e sucessivos sobre a superfície do mesmo. A energia necessária para executar uma operação é fornecida por uma massa que, segundo DIETER (1981) pode variar entre 300 e 22.000kg e podem atingir entre 60 e 160 pancadas por minuto dependendo da capacidade e tamanho. A massa cai de alturas que variam de 1 a 3,5m (CETLIN e HELMAN, 2005). As peças produzidas variam em peso de alguns quilos até muitas toneladas.

Conforme descrito por DIETER (1981), os dois tipos básicos de martelo são martelo de queda livre com prancha e martelo mecânico (Figura 3.12). No martelo de queda com prancha a matriz superior e a massa cadente são elevadas por rolos de atrito engrenados à prancha. Quando esta é liberada, a massa cai sob influência da gravidade para produzir a energia da pancada que é igual à energia potencial devido ao peso da massa cadente e da altura da queda. Uma capacidade maior de forja é atingida com um martelo mecânico no qual, em adição à gravidade, o martelo é acelerado no seu curso descendente por pressão de vapor ou ar comprimido que também podem ser usados para elevar o martelo no seu curso ascendente. Uma característica importante do martelo mecânico é que a energia da pancada pode ser controlada, considerando-se que no martelo de queda livre a massa e altura de queda são fixas.

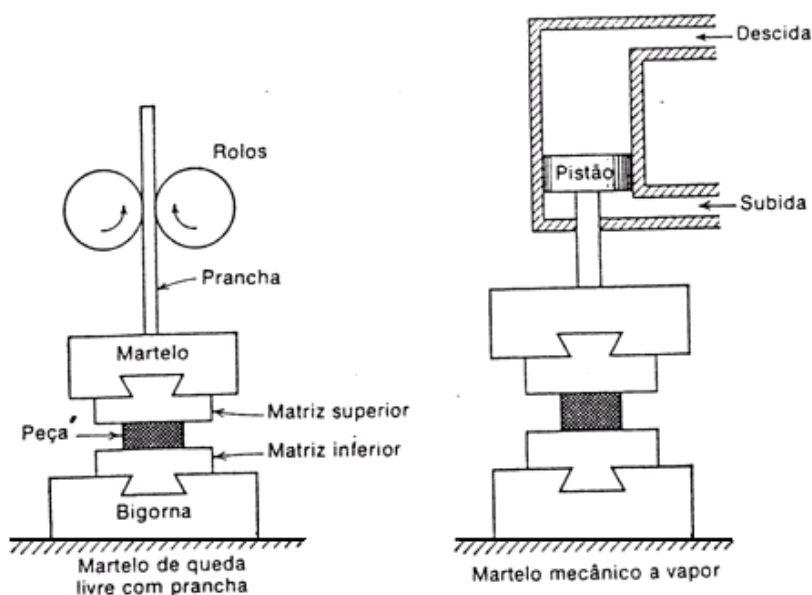


Figura 3.12 – Desenho esquemático de martelos de forja (DIETER, 1981).

Outro equipamento utilizado é o martelo de contragolpe. Neste equipamento, dois martelos opostos atingem o material ao mesmo tempo e de forma que praticamente toda a energia é absorvida no trabalho e pouca energia é perdida como vibração nas fundações e arredores. Desta forma, os problemas de impacto do solo, barulho e vibração decorrentes do impacto durante a operação do martelo (de queda livre ou mecânico) podem ser minimizados.

3.1.3.2 Prensa

As prensas submetem o metal a uma força de compressão contínua a baixa velocidade. Podem ter acionamento mecânico ou hidráulico.

As prensas mecânicas são acionadas por manivela excêntrica para transformar um movimento de rotação em linear. Seu curso é usualmente limitado e possui capacidade de aplicação de carga de 100 a 8000t (CETLIN e HELMAN, 2005). As prensas hidráulicas são acionadas por um pistão num cilindro. Como é uma máquina de velocidade baixa, fica longos tempos em contato com a peça podendo levar à perda de calor da peça forjada e deterioração da matriz. Por outro lado, a prensagem lenta resulta em forjamento com pequenas tolerâncias dimensionais. Segundo CETLIN e HELMAN

(2005), sua capacidade de aplicação de carga varia entre 300 e 50.000t e apresentam custo maior que uma prensa mecânica.

3.1.4 Parâmetros Importantes no Processo de Forjamento

A Figura 3.13 mostra numa visão geral uma série de parâmetros característicos do processo de forjamento. Alguns parâmetros como tensões, deformações, velocidade de deformação, temperatura, curva de escoamento, variáveis metalúrgicas e atrito serão abordados neste item.

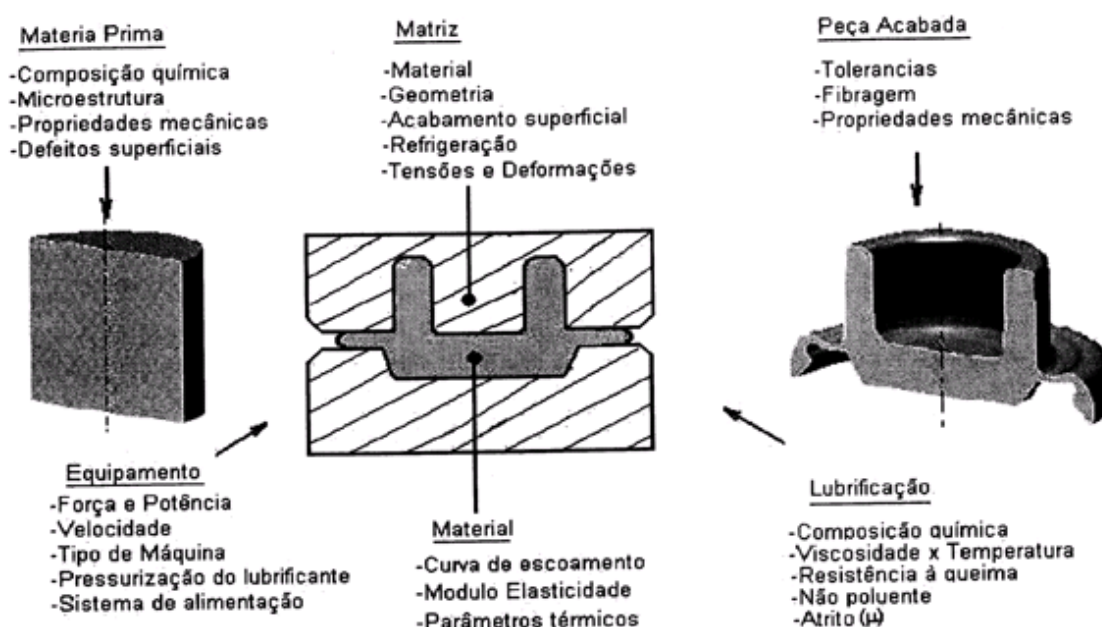


Figura 3.13 – Principais parâmetros do processo de forjamento (SCHAEFFER, 2001).

3.1.4.1 Tensão

A tensão é definida como sendo a razão entre a força (F) e a seção (A) onde esta força atua:

$$\sigma = F/A \quad (3.1)$$

Quando um corpo é submetido a solicitações externas, ocorre o surgimento de tensões na parte interna do corpo e também junto às ferramentas. Considerando-se um corpo

elementar (Figura 3.14) posicionado num ponto qualquer e observando-se, por exemplo, um dos planos, tem-se a tensão normal ao plano (σ_{xx}) e as tensões de cisalhamento (σ_{xy} ou $\tau_{xy} = \tau_{yx}$) contidas no plano. No total, resultam 03 tensões normais e 06 tensões de cisalhamento atuando num corpo elementar. As teorias de escoamento, como por exemplo, Tresca ou Von Mises, mostram que, dependendo da combinação das tensões atuantes o corpo pode escoar plasticamente. Através de Von Mises pode-se calcular a tensão equivalente (σ_{eq}) por (SCHAEFFER, 2001):

$$\sigma_{eq.} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6 \cdot (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)} \quad (3.2)$$

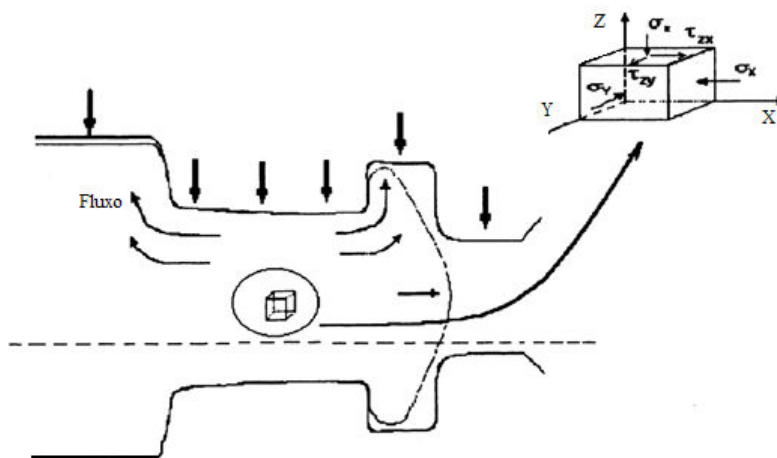


Figura 3.14 – Tensões atuantes num elemento de volume (SCHAEFFER, 2001).

Quando a tensão equivalente atingir o valor da tensão de escoamento Y do material ocorrerá deformação plástica. A tensão pode ainda ser calculada conforme a teoria da tensão máxima de cisalhamento (Tresca) quando são conhecidas as tensões normais principais. Por convenção estabelece-se que $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ (na teoria de Tresca σ_2 é desprezada). Se o valor da tensão equivalente (σ_{eq}) for superior à tensão de escoamento, o material escoará plasticamente (SCHAEFFER, 2001).

3.1.4.2 Deformação

Nos processos de forjamento, a deformação global ou localizada em determinada região da peça deve ser calculada pela deformação verdadeira e não pela deformação relativa. É importante observar que nos processos de conformação mecânica o volume do corpo durante o processo de deformação não se altera. Esta particularidade denomina-se Lei da Constância de Volume (SCHAEFFER, 2001).

3.1.4.3 Taxa de Deformação

A taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$) é definida como sendo a variação da deformação em função do tempo:

$$\dot{\epsilon} = d\epsilon/dt \quad (3.3)$$

A taxa de deformação exerce os seguintes efeitos:

- a) Quanto maior a taxa de deformação, maior a tensão necessária para deformar o metal;
- b) Quanto maior a taxa de deformação menor será a dissipação do calor, levando ao aumento da temperatura do material. Assim, na deformação a quente, caso a temperatura aumente demasiadamente pode levar à fusão do metal;
- c) Maior taxa de deformação exige maior temperatura de processamento no forjamento a quente. Isto ocorre porque a maior velocidade de deformação exige que o amaciamento do metal ocorra em menor tempo, o que ocorre em temperaturas mais elevadas.
- d) Com o aumento da taxa de deformação existe melhor lubrificação na interface metal-ferramenta, desde que o filme de lubrificante possa ser mantido (DIETER, 1981).

3.1.4.4 Curvas de Escoamento

A curva de escoamento que caracteriza o material é de interesse fundamental na plasticidade, pois descreve o seu comportamento em deformação plástica. Este comportamento é influenciado por diversos fatores tais como a deformação ε , a velocidade de deformação $\dot{\varepsilon}$ e a temperatura T , além de características intrínsecas do material como microestrutura e composição química. A tensão de escoamento, então, pode ser expressa como (JÚNIOR, 2007):

$$Y = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) \quad (3.4)$$

A tensão de escoamento é um dos parâmetros fundamentais do processo de forjamento e o conhecimento deste parâmetro para materiais a serem conformados torna-se imprescindível para quantificar a força, trabalho, preenchimento da matriz, desgaste de ferramenta, tensões na ferramenta, etc. As curvas de escoamento são construídas através de testes mecânicos (tração, torção, etc.) (SCHAEFFER, 2001).

3.1.4.5 Temperatura Durante o Processo de Forjamento

Cerca de 95% do trabalho mecânico de deformação são convertidos em calor. Parte deste calor é perdida por condução pelas ferramentas ou perdido para a atmosfera, porém uma parcela é mantida, aumentando a temperatura do componente trabalhado.

a) Aumento de temperatura por trabalho de conformação

O aumento máximo teórico em temperatura é dado por (DIETER, 1981):

$$\Delta T = \frac{U_p}{\rho c J} \quad (3.5)$$

Onde: U_p = trabalho de deformação plástica por unidade de volume;

ρ = densidade do componente trabalhado;

c = calor específico do componente trabalhado;

J = equivalente mecânico do calor, 778 pés-lb/Btu

b) Perda térmica por contato com a ferramenta

A queda de temperatura devido ao contato da peça com uma ferramenta normalmente com temperatura inferior pode ser calculada por (SCHAEFFER, 2001):

$$T = T_F + (T_M - T_F) \exp \left[\frac{-\alpha t}{c \cdot \rho \cdot h} \right] \quad (3.6)$$

Onde: T = temperatura média da peça após conformação (°C)

T_F = temperatura da ferramenta (°C);

T_M = temperatura inicial da geratriz/material (°C);

ρ = densidade do componente trabalhado;

t = tempo de contato peça-ferramenta (s);

α = coeficiente de transferência de calor ferramenta-peça (J/°Cms);

c = calor específico do material;

h = altura da peça ou da região de cálculo (m).

c) Perda térmica por radiação

A radiação, conforme a Lei de Stefan-Boltzmann, é calculada por (SCHAEFFER, 2001):

$$Q_S = C_S \cdot A \cdot (T/100)^4 \quad (3.7)$$

Onde: Q_S = perda térmica por unidade de tempo (kJ/h);

C_S = constante de radiação (kJ/(m²h °K⁴));

A = superfície de irradiação (m²);

T = temperatura absoluta do corpo (°K).

3.1.4.6 Variáveis Metalúrgicas

As propriedades dos metais estão estreitamente ligadas à sua composição química e microestrutura. Por exemplo, a adição de elementos de liga a um metal diminui seu ponto de fusão, mas sua resistência é aumentada. Desta forma, ligas são mais difíceis de deformar a quente que os correspondentes metais puros, pois a temperatura máxima a que podem ser trabalhadas é mais baixa. Quando a adição de uma liga a um metal ultrapassa certos limites, pode ocorrer formação de segunda fase. Quando esta fase é mais resistente que a matriz (material presente em maior quantidade), a mistura será mais resistente. Quando for mais macia, poderá haver amaciamento da mistura com relação à matriz (CETLIN E HELMAN, 2005).

As propriedades destas misturas são fundamentalmente afetadas pela microestrutura (disposição espacial das diversas fases do material) que depende de quais fases estão presentes e de sua quantidade: quanto maior a quantidade da segunda fase maior será o seu efeito no sentido de aumentar quanto diminuir a resistência da mistura. A distribuição espacial da segunda fase é de grande importância para o aumento de resistência, sendo o efeito mais pronunciado quanto mais finamente dispersa estiver a segunda fase (CETLIN E HELMAN, 2005).

3.1.4.7 Atrito

Denomina-se atrito por contato ao mecanismo pelo qual se desenvolvem forças na superfície de contato entre dois corpos em contato, que traduzem numa resistência ao deslizamento de um corpo sobre o outro (CETLIN e HELMAN, 2005).

As forças de atrito desenvolvidas entre a peça e as ferramentas de conformação são considerações importantes no trabalho mecânico dos metais (DIETER, 1981), sendo, geralmente, consideradas nocivas (CETLIN e HELMAN, 2005).

Entre os aspectos relevantes da conformação mecânica mais diretamente ligada ao atrito, pode-se assinalar (CETLIN e HELMAN, 2005):

- Alteração, geralmente desfavorável, dos estados de tensão necessários para a deformação;
- Produção de fluxos irregulares de metal durante o processo de conformação;
- Aparecimento de tensões residuais no produto;
- Influência sobre a qualidade superficial dos produtos;
- Elevação da temperatura do material a níveis capazes de comprometer-lhes as propriedades mecânicas;
- Aumento do desgaste de ferramentas;
- Aumento do consumo de energia necessária à deformação.

Portanto, o controle das condições de atrito na interface matriz/ferramenta é um aspecto importante no forjamento dos metais, visto que o atrito é responsável pelo aumento da pressão aplicada na ferramenta, pelo acentuamento do seu desgaste e tem influência na geração de defeitos que limitam a conformabilidade.

O controle do atrito é feito através de lubrificantes de forma a estabelecer um filme com baixa tensão de cisalhamento, τ , na superfície peça-ferramenta, reduzindo, assim, as tensões que se opõe ao movimento relativo nesta interface (JÚNIOR, 2007).

A formulação mais comum de atrito é conhecida como atrito de Coulomb ou atrito seco, que devido à sua simplicidade conceitual é frequentemente usada nos cálculos de processo de conformação mecânica. Esta lei estabelece que a força de atrito é proporcional à força normal, ou ainda, que a tensão provocada pela força de atrito é proporcional à tensão proveniente da força normal (BRAGA, 2005):

$$F_F = \mu * F_N \quad (3.8)$$

ou

$$\tau_F = \mu * \sigma_N \quad (3.9)$$

Sendo: F_F – Força de atrito;
 F_N – Força normal;
 τ_F – Tensão de atrito;
 σ_N – Tensão normal.

Deve-se considerar que a lei de Coulomb é conceitualmente correta quando os esforços envolvem pequenas pressões, e conseqüentemente baixas tensões. Quando a tensão entre duas peças (τ_F) é igual à tensão de escoamento do material (Y), esta condição é conhecida como atrito de agarramento e é representada por (BRAGA, 2005):

$$\tau_F = Y \quad (3.10)$$

A evolução do atrito em função da tensão normal é mostrada através da Figura 3.15.

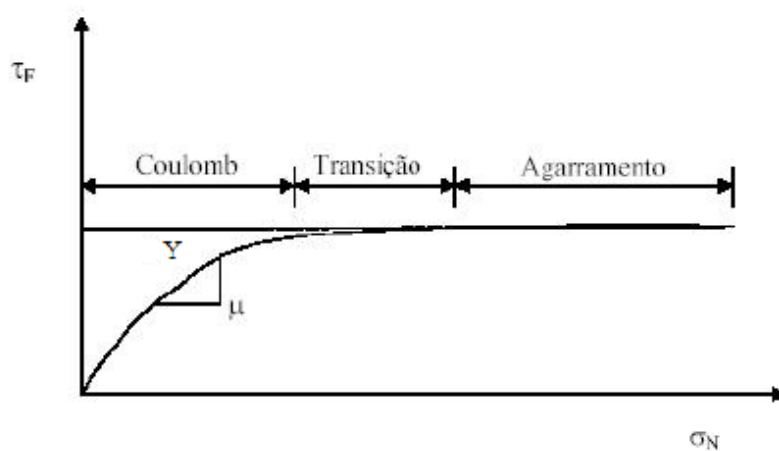


Figura 3.15 – Evolução do atrito em função da tensão normal (BRAGA, 2005).

3.2 Aços Ferramenta

Aços ferramenta são ligas complexas que se destinam a fabricação de ferramentas e matrizes utilizadas no processamento de aço, ferro fundido, ligas não ferrosas e eventualmente materiais-não metálicos. São empregadas em diversos processos de conformação a quente e a frio e, portanto devem ter alta dureza e durabilidade sob severas condições de serviço.

3.2.1 Classificação e Seleção dos Aços para Ferramentas e Matrizes

De acordo com o “*American Iron Steel Institute (AISI)*” os aços para ferramenta e matrizes podem ser classificados em sete categorias principais (CHIAVERINI, 1988):

- Aços temperáveis em água, identificados pela letra W;
- Aços resistentes ao choque, identificados com a letra S;
- Aços ferramenta para moldes, identificados com a letra P;
- Aços ferramenta para fins especiais, identificados pelas letras L e F ou sem identificação. Estes aços podem ser subdivididos nos seguintes grupos:
 - Aços ferramenta “matriz”
 - Aços ao tungstênio para acabamento
 - Aços de alto carbono e baixo teor em liga
 - Aços semi-rápidos
 - Aços grafiticos
- Aços ferramenta para trabalho a frio, identificados pelas letras O, A, D;
- Aços ferramenta para trabalho a quente, identificados pela letra H;
- Aços rápidos identificados pelas letras T e M.

As aplicações podem ser agrupadas em cinco tipos básicos de operação (CHIAVERINI, 1988):

- Ferramentas de conformação a quente ou a frio (ferramentas para forjamento, para prensagem e estampagem, punções, etc);
- Ferramentas de corte (lâminas de tesoura, matrizes de corte em forjamento e recalque, matrizes de rebarbação, etc);
- Ferramentas para usinagem (ferramentas empregadas em máquinas operatrizes);
- Ferramentas para moldes (moldes para plásticos, moldes para fundição sobre pressão de metais e ligas de zinco, ferramentas para metalurgia do pó);
- Aplicações miscelâneas (discos para máquinas, etc).

3.2.2 Aços Ferramenta para trabalho a quente

Os aços para trabalho a quente destinam-se à fabricação de ferramentas utilizadas no processamento a quente. Estes materiais contêm cromo, tungstênio e em alguns casos, vanádio ou molibdênio ou ambos. Aços à base cromo (Cr) contêm cerca de 5% deste elemento. Alto teor de molibdênio (Mo) dá a estes materiais resistência ao amaciamento. O vanádio (V) aumenta a resistência à abrasão e amaciamento e o tungstênio (W) melhora a dureza; entretanto, aços com tungstênio não são resistentes ao choque térmico e não devem ser resfriados em água. Estes aços geralmente são endurecidos por têmpera em ar ou em banho de sais fundidos (METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).

Estes aços possuem várias propriedades importantes, que analisadas em conjunto, definem o melhor aço ferramenta para determinada aplicação (MESQUITA e HADDAD, 2009).

3.2.2.1 Principais características dos aços ferramenta para trabalho a quente

Devido às altas temperaturas de trabalho (com a superfície das ferramentas atingindo mais de 500°C), a resistência a quente é primeiramente considerada nas aplicações de forjamento a quente. Quanto maior a temperatura de trabalho, menor a resistência mecânica dos aços ferramenta, dada a maior facilidade do movimento das linhas de discordância. (MESQUITA e HADDAD, 2009).

Além da temperatura atingida em forjamento a quente, o efeito do tempo de contato e dos diversos números de operações deve ser considerado. Primeiramente, deve-se considerar a elevada temperatura do tarugo forjado, normalmente acima de 1000°C. Durante a conformação, a superfície da ferramenta é aquecida, sendo a temperatura atingida tanto maior quanto maior for a temperatura do tarugo e o tempo de contato entre a ferramenta e a peça. As regiões da superfície podem atingir, por exemplo, mais de 550°C e, assim, revenimento adicional pode ocorrer no aço ferramenta, diminuindo a dureza superficial (associada à resistência mecânica destas regiões) facilitando vários

mecanismos de fim de vida das ferramentas. Desta forma, a resistência ao revenimento (perda em dureza) torna-se fundamental (MESQUITA e HADDAD, 2009).

A dureza a quente é assegurada pela presença de carbonetos de elementos de liga como tungstênio, molibdênio, cromo e vanádio (CHIAVERINI, 1988). Quanto maior a dureza inicial, maior o limite de resistência em várias temperaturas. A matriz é endurecida até o nível no qual ela ainda possua tenacidade suficiente para evitar trincas (METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).

A Figura 3.16 mostra a dureza a quente de cinco aços AISI para trabalho a quente a várias temperaturas. Todos estes aços foram termicamente tratados para atingir, inicialmente, a mesma dureza (METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).

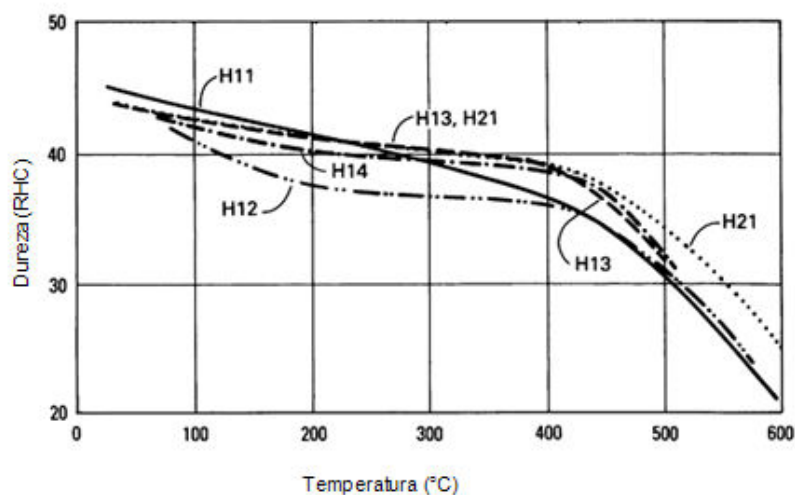


Figura 3.16 – Dureza a quente para alguns aços ferramenta para trabalho a quente AISI. As medidas de dureza foram realizadas após 30 minutos na temperatura de teste (Adaptado de METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).

A tenacidade é, também, uma propriedade importante; é uma medida da capacidade do aço de sofrer deformações sem romper e de resistir aos choques e impactos mecânicos. Em locais de concentração de tensão, a falta de tenacidade pode gerar trincas grosseiras que, dependendo do tamanho, podem levar à inutilização da matriz. Tenacidade à fratura e resistência ao choque são frequentemente medidos através do ensaio Charpy que mede a tenacidade do material a elevadas cargas de deformação (carga de impacto).

A Figura 3.17 mostra o resultado deste ensaio para vários aços ferramenta. Os dados mostram que a tenacidade decresce quando o teor de liga no aço aumenta. Aços média liga como o H11, H12 e H13 possuem melhor resistência a fratura frágil quando comparado aos aços H14, H19 e H21, que são aços mais ligados. O aumento de dureza do aço diminui sua resistência ao impacto. Por outro lado, aços mais duros possuem maior resistência ao desgaste.

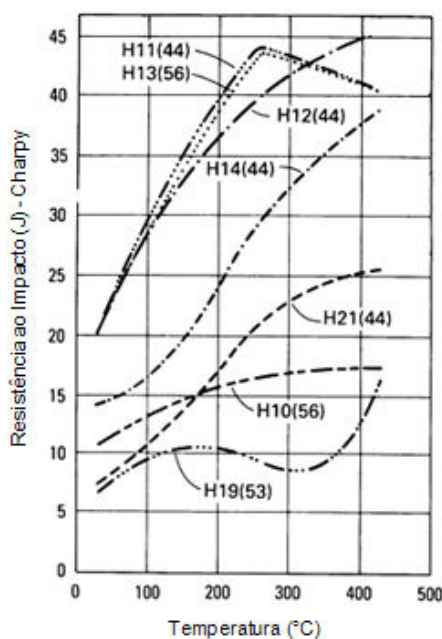


Figura 3.17 – Efeito da dureza, composição química e temperatura de teste na resistência ao impacto de um aço de ferramenta para trabalho a quente. Os valores entre parênteses indicam o valor de dureza Rockwell C a temperatura ambiente (Adaptado de METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).

Outra característica importante dos aços ferramenta para trabalho a quente é a resistência à fadiga térmica que é afetada pela magnitude das cargas aplicadas, das expansões e contrações produzidas pelas variações periódicas de temperatura e pela condição de superfície da matriz. Trincas por fadiga geralmente se iniciam em pontos onde a tensão é maior, como cavidades ou curvaturas cujos efeitos no processo de fadiga são similares ao entalhe no ensaio de impacto (Figura 3.18).

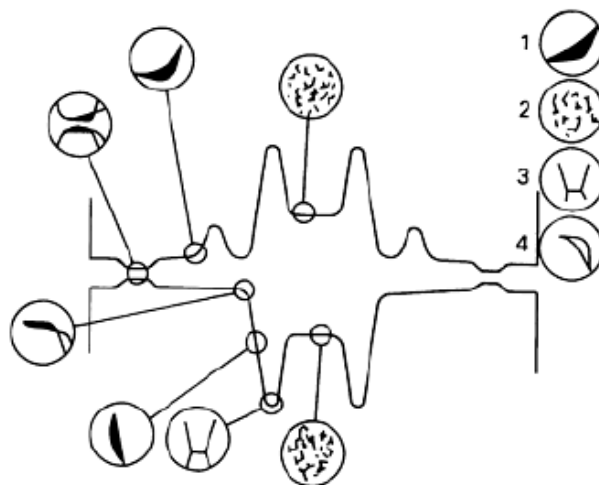


Figura 3.18 – Mecanismos de falha mais comuns em matrizes de forjamento. 1– Desgaste abrasivo. 2- Fadiga térmica. 3- Fadiga mecânica. 4- Deformação plástica (Adaptado de METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).

A resistência do aço à formação de trincas térmicas depende de boa condutividade térmica, fator que permite a uniformização mais rápida de temperatura em toda a massa da ferramenta e reduz as tensões resultantes de aquecimento irregular. A maior ou menor ocorrência de trincas térmicas também está relacionada a outros fatores tais como: alta resistência à fadiga, boa tenacidade em temperaturas elevadas, condições de serviço, sistema de refrigeração da ferramenta, estado de oxidação da superfície.

A habilidade de endurecimento uniforme é requisito indispensável, pois uma maior penetração de dureza garante perfeita uniformidade de características mecânicas em seções apreciáveis (CHIAVERINI, 1988). Quanto maior a temperabilidade de um aço, maior a profundidade que o mesmo pode ser endurecido. A temperabilidade depende da composição química do aço ferramenta. Em geral, quanto maior o teor de liga do aço, maior sua capacidade de endurecimento (METALS HANDBOOK - Volume 4, 1998).

A eficiência de uma ferramenta depende em grande parte do tratamento térmico a que foi submetida. É necessário observar certas cautelas na execução do tratamento. Os aços para trabalho a quente são normalmente fornecidos no estado recozido, em condições

favoráveis para a usinagem, cabendo geralmente os tratamentos térmicos finais de têmpera e revenimento, destinado a conferir às peças as propriedades desejadas.

3.2.3 Aço Ferramenta para Trabalho a quente H13

Dentre os aços mais populares utilizados no trabalho a quente está o aço H13, usado em uma infinidade de tipos de ferramenta (NEVES *et al*, 2006).

3.2.3.1 Composição Química

A composição química típica do aço H13, de acordo com a norma *AISI*, é conforme tabela III.1.

Tabela III.1 – Composição Química aço H13 conforme norma *AISI*.

%	C	Si	Mn	Cr	Mo	V
Min.	0,32	0,80	0,20	4,75	1,10	0,80
Máx.	0,45	1,25	0,60	5,50	1,75	1,20

3.2.3.2 Características Gerais

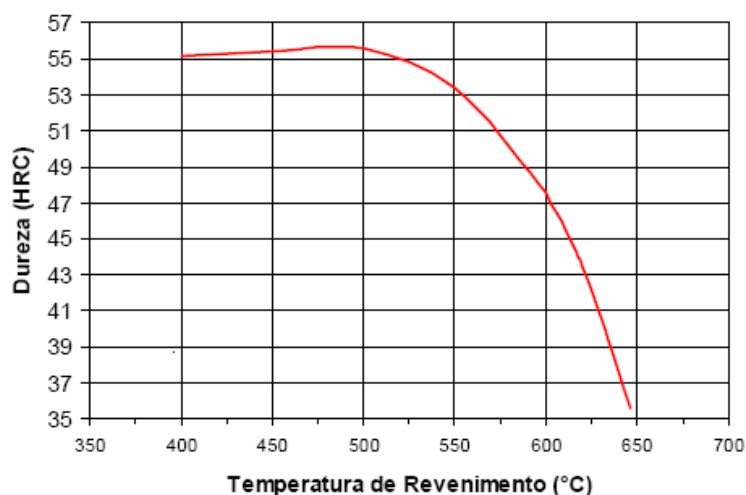
Aços ferramenta H13 são caracterizados por: alta resistência a trincas por fadiga térmica; excelentes propriedades mecânicas; boa tenacidade, polibibilidade e usinabilidade; boa estabilidade dimensional durante o tratamento térmico; pouco sensível a choques térmicos, quando resfriado por água; boa resistência ao desgaste (www.villaresmetal.com.br, acesso em 05/11/2009).

No processamento do material, o alívio de tensões (necessário em peças com impressões nas quais a retirada de material foi superior a 30%, objetivando minimizar distorções durante a têmpera) deve ser realizado após usinagem, antes da têmpera. Para têmpera, o material deve ser aquecido entre 1010 e 1030°C e resfriado em óleo apropriado (com agitação e pré-aquecido entre 40 e 70°C) ou banho de sal (mantido entre 500 e 550°C). O revenimento deve ocorrer imediatamente após a têmpera, tão

logo atinja 60°C, devendo-se fazer no mínimo 02 revenidos. A nitretação é recomendada quando são requeridos altos níveis de dureza superficial e resistência à abrasão e deve ser realizada após a têmpera e revenimento.

3.2.3.3 Resistência ao Revenido

O desgaste está efetivamente relacionado à perda de dureza da ferramenta durante o trabalho a quente, e é pouco afetado pela dureza do núcleo. O surgimento de trincas térmicas também tem relação com a perda de dureza, pois regiões de menor dureza tornam-se mais sensíveis à iniciação de trincas térmicas. Desta forma, o aumento da resistência ao revenimento do material torna-se essencial para promover o aumento da vida útil desta ferramenta (MESQUITA *et al*, 2005). A Figura 3.19 mostra a curva de revenimento do aço H13, evidenciando perda de dureza do aço quando o mesmo é submetido a elevadas temperaturas.



Curva obtida após tratamento térmico em corpos de prova de 20 x 20 mm².

Figura 3.19 – Curva de revenimento do aço H13 (www.villaresmetals.com.br, acesso em 05/11/2009).

3.2.3.4 Falhas de matrizes de Forjamento

Forjamento a quente é um dos processos de conformação dos metais mais utilizados na produção de peças críticas em várias indústrias (KIM *et al*, 2005). A eficiência deste processo de forjamento está relacionada com a vida útil das matrizes, que são limitadas

pelo seu desgaste, deformação plástica e suas quebras parciais ou totais (MAGALHÃES *et al*, 2009).

Um dos pontos mais importantes no processo de forjamento é o custo da ferramenta envolvida, cujo valor representa 10 a 15% do custo de forjamento e, indiretamente, pode ser superior a 70%. A vida da matriz tem, portanto, grande papel na competitividade nas empresas de forjamento: identificar diferentes modos de falha e entender os mecanismos dominantes é fundamental para se evitar falhas prematuras e aumentar a vida útil da ferramenta (BABU *et al*, 1999).

Conforme descrito por BABU *et al* (1999), dependendo das condições de processo, das características do material e condições de superfície, a matriz pode falhar de várias formas:

- Desgaste (abrasivo, adesivo e oxidação)
- Fadiga térmica
- Fadiga mecânica
- Deformação plástica

Destes, o desgaste (abrasivo e adesivo) e as falhas mecânicas são as formas de falha mais comuns, conforme mostrado na Figura 3.20 (BABU *et al*, 1999).

Os modos de falhas de matrizes de forjamento serão descritos a seguir.

a) Desgaste

Desgaste é a mudança gradual nas dimensões ou forma de um componente causado pela corrosão, dissolução, abrasão e remoção ou transporte dos produtos de desgaste. A abrasão resultante da fricção é o mais importante dos mecanismos em termos de desgaste (METALS HANDBOOK – Volume 4, 1998).

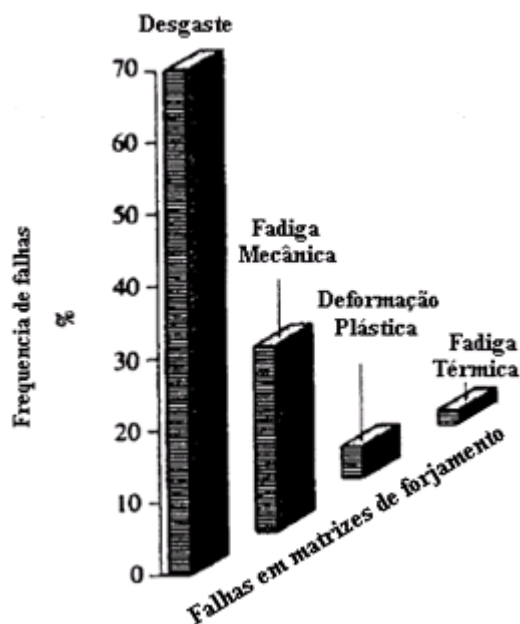


Figura 3.20 – Frequência de falhas em matrizes de forjamento (Adaptado de BABU *et al*, 1999).

A previsão do desgaste das matrizes é uma forma de reduzir os custos de produção, uma vez que, quando o desgaste provoca a produção de componentes fora das especificações dimensionais, mecânicas ou superficiais, há um aumento de 30% no custo da unidade forjada (TERCELJ *et al*, 2003).

O mecanismo de desgaste predominante no forjamento a quente é o abrasivo. Este desgaste tem origem na interação das asperezas das superfícies da ferramenta e do material sendo forjado (abrasão entre dois corpos), ou na ação de partículas duras que se interpõem entre as superfícies do material a ser forjado e da ferramenta (abrasão entre três corpos) (MAGALHÃES *et al*, 2009).

O desgaste adesivo não é muito comum no forjamento a quente dos aços devido à presença de filme lubrificante e/ou carepa. O desgaste adesivo ocorre entre duas superfícies deslizantes e material é transferido de uma superfície para outra devido ao processo de soldagem na fase sólida: a tendência das superfícies de contato de aderirem aumenta devido à força atrativa que existe entre os átomos da superfície dos dois materiais. Se as duas superfícies são unidas e então separadas (normal ou

tangencialmente), estas forças atrativas agem como tentativa de puxar material de uma superfície para outra e o fragmento de desgaste adesivo é criado. Portanto, este modo de desgaste é importante quando não há filme lubrificante (BABU *et al*, 1999).

A distância relativa de deslizamento, pressão normal e dureza da superfície são parâmetros que afetam diretamente o desgaste das matrizes de forjamento. O projeto da ferramenta, a escolha do equipamento de forja e aquecimento, a seleção do material e o tratamento superficial da matriz têm grande efeito no desgaste da ferramenta e afetam diretamente um ou mais parâmetros relacionados ao desgaste abrasivo (BABU *et al*, 1999). A Figura 3.21 mostra a interação entre os parâmetros de forjamento e o desgaste.

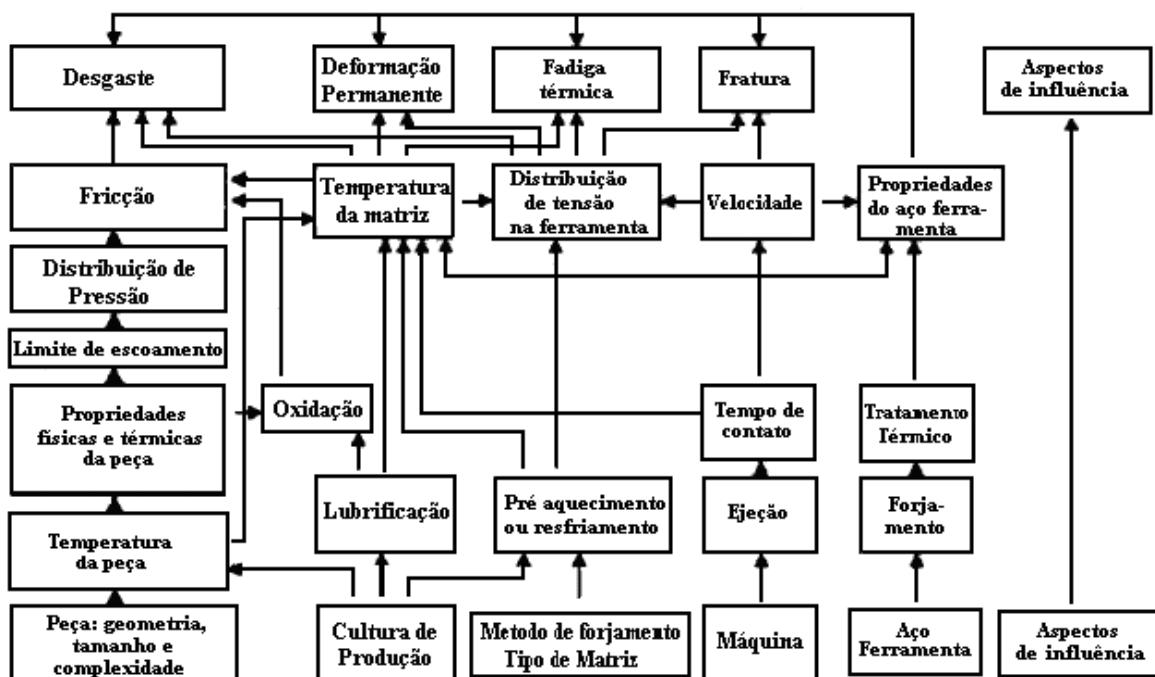


Figura 3.21 – Complexa interação entre os parâmetros de forjamento e desgaste (Adaptado de BABU *et al*, 1999).

Existem diversos trabalhos na literatura que tentam caracterizar e modelar o desgaste no forjamento a quente. A equação geralmente utilizada na análise do desgaste é a de Archard (KANG *et al*, 1999) que vem sendo utilizada em grande número de pesquisas:

$$W = k \int \frac{P_i V_i}{H_i} dt \quad (3.11)$$

Onde W é o volume de material removido por desgaste, P_i é a pressão normal aplicada na matriz, V_i é a velocidade de deslizamento, H é a dureza superficial e K é o coeficiente de desgaste, que depende de vários fatores.

Para KANG *et al* (1999), estas pesquisas têm limitações: geralmente a dureza da matriz é considerada como função da temperatura no modelo de Archard. Entretanto, a dureza é função não apenas da temperatura, mas também do tempo de operação, visto que ela decresce com o aumento do número de operações.

b) Fadiga Térmica

Fadiga térmica ocorre devido à distribuição não uniforme de temperatura entre a superfície da matriz e o seu interior. Os processos de forjamento a quente e a morno possuem ciclos típicos que levam ao aquecimento e resfriamento da matriz. O tarugo a temperatura elevada é comprimido entre as cavidades da matriz levando a um aumento drástico de temperatura na superfície desta, que sofre uma expansão superficial. Ao mesmo tempo, a menor temperatura do seu interior restringe a expansão, gerando tensões de compressão. Depois de forjada, a peça é ejetada e a matriz é lubrificada. Durante a lubrificação ou resfriamento, o processo é revertido dando origem a tensões de tração. Quando a tensão resultante na superfície excede o limite de escoamento do material, ocorre deformação plástica nas camadas superficiais. Ciclos repetitivos resultarão em nucleação e subsequente crescimento de trincas térmicas, dando origem à fadiga térmica (BABU *et al*, 1999).

Os principais fatores que afetam a fadiga térmica são: temperatura de forjamento, taxa de aquecimento-resfriamento, histórico tempo-temperatura, resistência a quente, resistência da matriz ao revenimento, ductilidade e dureza inicial da matriz, tenacidade, limpidez e homogeneidade do aço ferramenta e seu tratamento térmico. A temperatura é o parâmetro de controle mais importante, pois influencia na fadiga térmica de várias

maneiras: não só origina tensões e expansão térmicas, mas também reduz a resistência do material devido a transformações metalúrgicas, diminui o limite de escoamento e leva ao amaciamento devido ao revenimento (BABU *et al*, 1999).

c) Fadiga Mecânica

A interação complexa de diversos fatores afeta o desempenho da ferramenta durante o processo de forjamento, conforme mostrado na Figura 3.22. A fadiga mecânica é um dos modos de falha mais comuns no forjamento a quente (BABU *et al*, 1999).

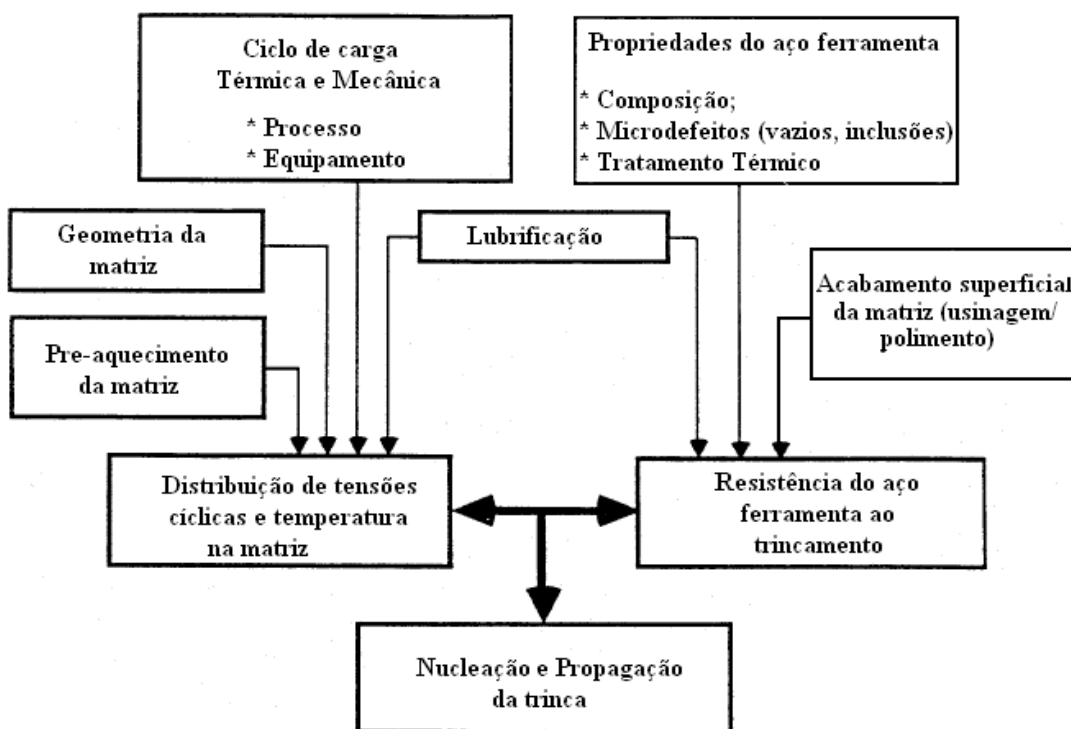


Figura 3.22 – Interação entre os parâmetros no forjamento a quente e trincamento da matriz (Adaptado de BABU *et al*, 1999).

Conforme descrito por BABU *et al* (1999), o processo de fadiga mecânica pode ser dividido em três etapas:

- Nucleação da trinca;
- Crescimento da trinca;

- Falha catastrófica.

Para preencher toda a cavidade e evitar falhas no volume da peça, as matrizes de forjamento são sujeitas a altas pressões. Com o processo produtivo em larga escala, as matrizes são submetidas a operações repetidas de carregamento e descarregamento. Similar à fadiga térmica, a fadiga mecânica é causada por solicitações cíclicas (tensões cíclicas).

A ruptura por fadiga começa a partir da nucleação de uma trinca ou pequena falha superficial que se propaga ampliando seu tamanho, devido às solicitações cíclicas. Quando a trinca aumenta de tamanho, o suficiente para que o restante do material não suporte mais o esforço a que está submetido, a peça rompe repentinamente (falha catastrófica).

d) Deformação Plástica

Deformação plástica é o mecanismo de falha da matriz que ocorre em regiões submetidas a condições extremas de pressão e temperatura. Ocorre quando a tensão local atinge valor superior ao limite de escoamento do material. Cantos vivos e protuberâncias delgadas que acumulam muito calor durante o processo de forjamento são áreas susceptíveis a deformação plástica (BABU *et al*, 1999).

Considerando-se que condições extremas de temperatura e pressão levam a este modo de falha, um aumento localizado de pressão em alguma região da matriz aumentará a chance da ocorrência de deformação plástica. Conseqüentemente, todos os critérios de projeto e processo que afetam as distribuições de tensão e de temperatura têm efeito na deformação plástica da matriz. Destes, a temperatura de forjamento, tamanho e geometria das matrizes, lubrificante utilizado, tempo de ciclo de forjamento, tipo de equipamento utilizado e de forjamento (com ou sem formação de rebarba) são os fatores mais importantes. Estes parâmetros ou aumentam a tensão local ou reduzem a resistência da matriz pelo amaciamento térmico (ou combinação de ambos) (BABU *et al*, 1999).

3.3 Revenimento

Aços são revenidos por reaquecimento após têmpera para obter valores específicos de propriedades mecânicas e também para alívio das tensões de têmpera e, ainda, para garantir estabilidade dimensional (METALS HANDBOOK - Volume 14, 1998).

O revenimento pode ser considerado como uma transformação de fases promovida pela difusão de um estado metaestável (martensita) para o estado de equilíbrio constituído de ferrita e carbonetos. Com o aumento do tempo, a dureza diminui o que corresponde ao crescimento e a coalescência das partículas de cementita.

A dureza e a resistência mecânica dependem em parte do elevado número de contornos e interfaces na microestrutura, medidos pela quantidade de área de contornos ou interfaces por unidade de volume que existe entre as fases ferrita e cementita, para as numerosas e muito finas partículas de cementita. A cementita, dura, reforça a matriz de ferrita ao longo dos contornos, que também atuam como barreiras ao movimento das discordâncias durante a deformação plástica. A ferrita, contínua, é dúctil e relativamente tenaz, o que corresponde à melhoria nessas duas propriedades para a martensita revenida (NORO *et al*, 2009).

O tratamento térmico de revenimento determina o tamanho das partículas de cementita em função das variáveis de processo que são a temperatura e o tempo. Uma vez que a difusão do carbono está envolvida na transformação da martensita em martensita revenida, o aumento da temperatura irá acelerar o processo da difusão, a taxa de crescimento das partículas de cementita, e subseqüentemente, a taxa de amolecimento. A dependência do limite de resistência à tração e do limite de escoamento, bem como da ductilidade, em relação à temperatura de revenido para um aço-liga está mostrada na Figura 3.23 (NORO *et al*, 2009).

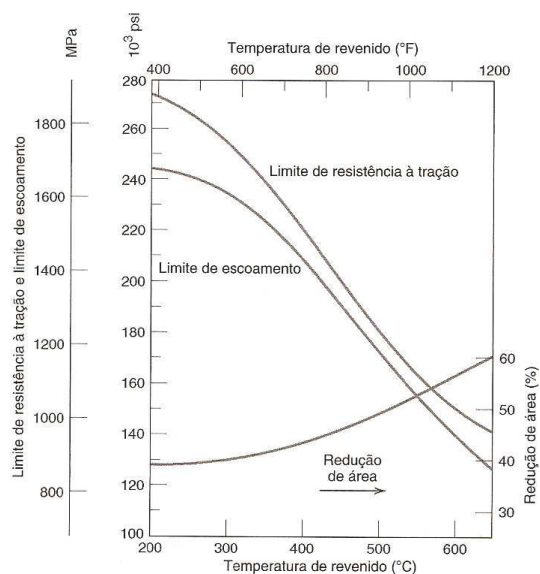


Figura 3.23 - Limites de resistência à tração e de escoamento, e ductilidade (%RA) em função da temperatura de revenido para um aço-liga (tipo 4340) temperado em óleo (NORO *et al*, 2009).

A difusão do carbono e dos elementos de liga necessários para a formação de carbonetos depende do tempo. O efeito do tempo de revenimento na dureza de um aço com 0,82% de carbono em diferentes temperaturas é mostrado na Figura 3.24. Com o aumento do tempo, a dureza diminui devido ao crescimento e a coalescência das partículas de cementita (METALS HANDBOOK - Volume 14, 1998).

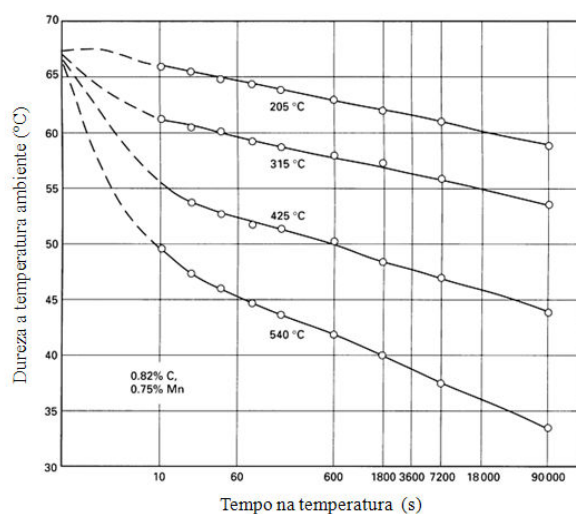


Figura 3.24 – Efeito do tempo em quatro temperaturas na dureza à temperatura ambiente para um aço temperado com 0,82% de C (Adaptado de METALS HANDBOOK - Volume 14, 1998).

Conforme o modelo proposto por Hollomon e Jaffe tem-se uma relação clássica de equivalência entre tempo e temperatura em processos de revenido. Eles constataram que a dureza após o revenido (HV) de aços temperados pode ser calculada em função de uma expressão com formato similar às equações de difusão do tipo Arrhenius:

$$HV = f[T (C + \log t)] \quad (3.12)$$

Onde: T é temperatura, t = tempo em segundos e C = constante que depende do teor de carbono do aço.

Através desta expressão pode-se propor um parâmetro empírico de revenimento (P) através do qual é possível estimar a dureza do aço temperado e revenido (METALS HANDBOOK - Volume 14, 1998).

$$P = T (C + \log t) \quad (3.13)$$

Onde: T é temperatura em grau Kelvin, t = tempo em horas e C = constante que depende do teor de carbono do aço. O valor da constante C considerado por KRAUSS (1989) é 20.

3.3.1 Descrição do Modelo proposto por KIM et al (2005)

Durante o processo de forjamento a quente, a temperatura da matriz aumenta devido ao contato entre a matriz e o material quente a ser forjado. O aumento na temperatura pode ser atribuído a diversos fatores como a temperatura inicial das matrizes e do tarugo, o tempo e pressão de contato, lubrificante e tratamentos superficiais da matriz. O efeito do amaciamento térmico induzido por este aumento gradual de temperatura reduz a dureza da matriz e finalmente leva à deformação plástica (KIM et al, 2005) e ao desgaste.

Para considerar o efeito do amaciamento térmico na estimativa da vida da matriz pela deformação plástica, é necessário introduzir o parâmetro de revenimento (M) como

mostrado na equação 3.14, que representa o efeito da mudança de dureza da matriz na temperatura e tempo de contato durante sucessivos ciclos de forjamento.

$$M = T (C + \log t) \times 10^{-3} \quad (3.14)$$

Onde T é temperatura de revenimento em grau K, C é uma constante que depende do material, t é o tempo de revenimento em horas.

Uma vez que temperatura superficial da matriz muda desde a deformação inicial até a ejeção da peça forjada, KIM *et al* (2005) propõe a introdução de uma temperatura equivalente (T_{eq}), dada pela equação 3.15.

$$T_{eq} = (2T_{max} + T_{min})/3 \quad (3.15)$$

Onde T_{max} e T_{min} são a maior e menor temperaturas durante 1 ciclo de forjamento, respectivamente.

Ainda conforme modelo proposto por Kim *et al* (2005), o tempo de revenimento t no parâmetro de têmpera M é substituído pelo *holding time* t_h , onde t_h é o tempo necessário para que a dureza inicial da matriz reduza gradualmente até atingir a dureza crítica, conforme mostrado na equação 3.16.

$$t_h = \exp [(M_{yield} \times 1000)/T_{eq}] - C \quad (3.16)$$

Onde M_{yield} é um valor M quando a dureza inicial da matriz é correspondente ao seu limite de escoamento.

As curvas de revenimento do aço H13 obtidas de experimentos de amaciamento térmico são mostradas na Figura 3.25. Estas curvas descrevem as relações de temperatura equivalente, dureza e tensão efetiva da matriz (KIM *et al*, 2005).

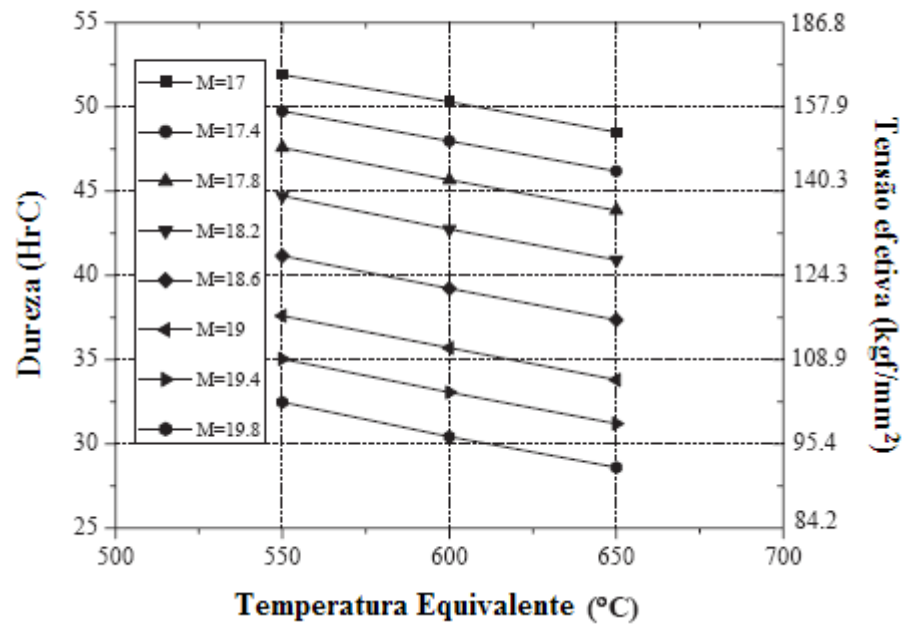


Figura 3.25 - Curvas de revenimento do aço H13. Adaptado de KIM *et al* (2005).

Para o cálculo de t_h objetivando a determinação da vida útil da matriz deve-se considerar o tempo do primeiro e segundo revenimento empregado no tratamento térmico da matriz anterior ao forjamento (equação 3.17):

$$t_h = \exp [(M_{\text{yield}} \times 1000)/T_{\text{eq}} - C] - t_1 - t_2 \quad (3.17)$$

Onde:

$$t_1 = 10 \exp [T_1/T_{\text{eq}} (C + \log t_h) - C] \quad (3.18)$$

$$t_2 = 10 \exp [T_2/T_{\text{eq}} (C + \log t_h) - C] \quad (3.19)$$

T_1 e T_2 são as temperaturas empregadas no primeiro e segundo revenimento;

t_1 e t_2 são os tempos correspondentes ao primeiro e segundo valor de M_{yield} para T_{eq} considerada.

Para calcular a dureza no tempo t_h , a tensão efetiva e a temperatura equivalente devem ser calculadas através de análise por elementos finitos considerando-se o material rígido-plástico. O valor de M_{yield} é determinado a partir das curvas de revenimento (Figura 3.25).

3.4 O Método dos Elementos Finitos

Durante as últimas décadas, o desenvolvimento de tecnologia vem se tornando um fator preponderante para a competitividade entre as indústrias do setor metal-mecânico. Devido à acirrada disputa pelo mercado mundial, busca-se cada vez mais produzir componentes com menor custo, melhor qualidade final e com maior valor agregado em cada etapa de produção. No caso do forjamento, a obtenção de sequência de produção ideal é complicada e muitas vezes obtida por métodos empíricos, ou seja, através de experiências realizadas anteriormente, principalmente baseadas na técnica da “tentativa e erro”. Isso leva à realização de muitos testes e ajustes, que tornam o projeto caro e dependente dos recursos humanos muitas vezes não disponíveis (SCHAEFFER, 2001).

Através de análise via simulação numérica é possível reduzir o tempo de projeto, além de eliminar o dispendioso método de “tentativa e erro”, sendo possível analisar o preenchimento parcial de matrizes, defeitos na peça e nas matrizes, bem como força de forjamento, distribuição de temperatura, de tensões e grau de deformação (SCHAEFFER, 2001).

Dentre os métodos de simulação numérica mais utilizados, destaca-se o Método dos elementos finitos (MEF) que, segundo BICKFORD (1994), consiste na subdivisão de um corpo contínuo em determinado número finito de elementos. A esta subdivisão dá-se o nome discretização geométrica ou espacial em que os elementos individuais são conectados entre si através de nós. Este conjunto de elementos denomina-se malha.

A amplitude de aplicação desta ferramenta, devido ao poderio dos modelamentos físicos e matemáticos, além do avanço tecnológico das ferramentas computacionais abrange às mais distintas áreas, como: mecânica dos sólidos e fluídos, transferência de calor,

vibrações, potencial elétrico, campos magnéticos, comportamentos de materiais em processos de conformação, etc. (in OLIVEIRA, 2009).

Para uso desta ferramenta, são necessários cuidados nos seguintes pontos (OLIVEIRA, 2009):

- a) Identificação dos princípios físicos básicos que serão adotados como governantes do fenômeno em estudo;
- b) Aplicação dos princípios físicos no desenvolvimento das equações governantes e do modelamento matemático;
- c) Seleção da ferramenta apropriada para análise das equações governantes e do modelamento matemático;
- d) Solução das equações governantes;
- e) Interpretação dos resultados.

O processo de análise por elementos finitos é esquematizado na Figura 3.26. Idealizando um problema físico por um modelo matemático requer-se hipóteses que conduzam a um conjunto de equações diferenciais que governem o modelo matemático. Sendo o método dos elementos finitos um procedimento numérico, é necessário considerar-se a acurácia da solução (MORENO, 2000).

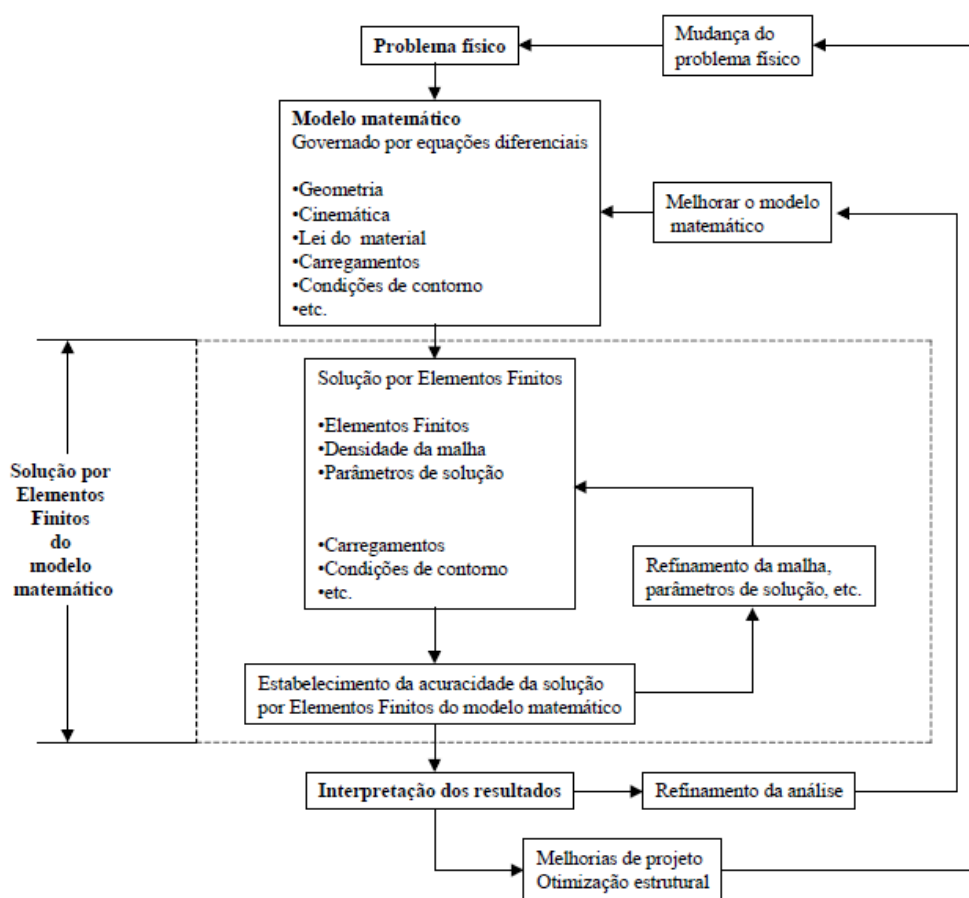


Figura 3.26 – Processo de análise por elementos finitos (in MORENO, 2000).

Na prática, a análise por elementos finitos consiste em três passos (ZIENKIEWICZ, 1989):

1º) Pré-processamento

Esta etapa compreende o modelamento do problema a ser resolvido. Na construção do modelo é realizada a subdivisão da geometria em malhas. Aos nós são aplicadas as condições de contorno, como esforços aplicados e graus de liberdade do elemento. Segundo ZIENKIEWICZ (1989), a escolha do formato e número de elementos da malha é um fator de extrema atenção e demanda a maior parte do tempo na elaboração do trabalho.

2º) Análise

Nesta etapa, a ferramenta adequada para processamento dos dados preparados na etapa anterior é selecionada. Os dados são utilizados para alimentar o software escolhido para o processamento e fornecimento da solução matemática das equações. Normalmente, são utilizados softwares comerciais, mas algoritmos específicos também podem ser desenvolvidos para solução de sistemas.

3º) Pós-processamento

Esta etapa consiste na análise, interpretação e verificação dos resultados gerados pelo aplicativo numérico. Utilizando recursos gráficos pode-se visualizar tensões, deformações, distribuição de temperaturas, fluxo de material, força de forjamento, taxa de deformação, evolução microestrutural, entre outros.

Nesta fase, devido à precisão requerida na solução das equações, é importante verificar a validade e coerência dos resultados apresentados, analisando a necessidade de um reprocessamento do fenômeno em estudo, alterando, por exemplo, a malha, as condições de contorno e equações governantes caso necessário.

3.4.1 O método dos elementos finitos aplicado à conformação de metais

Será apresentada a seguir breve descrição dos principais métodos de análise para solução das equações que descrevem o fenômeno em estudo segundo trabalho desenvolvido por MAKINOCHI (1996).

3.4.1.1 Formulação Rígido-Plástica ou Rígido-Viscoplástica

Considerando-se o material rígido-plástico ou rígido-viscoplástico, assume-se que a tensão de escoamento é função da deformação, da taxa de deformação e da temperatura, desprezando-se a resposta elástica do material quando submetido à deformação plástica.

A utilização da formulação rígido-viscoplástico apresenta vantagens práticas significativas: reduz o tempo e o processamento computacional para a simulação do escoamento do material, além de estimar tensões, deformações, velocidades e temperatura com boa precisão para propósitos industriais (MAGALHÃES, 2008).

3.4.1.2 Formulação Elasto-Plástica - Abordagem Estática Implícita

Para análise através deste método, assume-se para o processo uma condição de equilíbrio quase estático, pois considera-se que o processamento do material ocorre livre de impacto. O esquema estático implícito de integração no tempo atende a este requisito, mas as condições de equilíbrio devem ser mantidas a cada passo de integração. Este tipo de abordagem apresenta problemas de convergência em função da contínua variação do atrito entre a ferramenta e peça considerados na simulação (MAGALHÃES, 2008).

3.4.1.3 Formulação Elasto-Plástica - Abordagem Estática Explícita

Com o objetivo de solucionar os problemas de convergência dos resultados, as equações da matriz de rigidez são resolvidas sem interações a cada passo de integração no tempo, limitando-se o tamanho de cada passo, tornando-o muito pequeno. Com isto, grande número de passos torna-se necessário para completar todo o processo de conformação sem acúmulo de erros em função da pequena contribuição dos termos de alta ordem na integração no tempo (MAGALHÃES, 2008).

3.4.1.4 Formulação Elasto-Plástica - Abordagem Dinâmica Explícita

As equações de equilíbrio dinâmico são a base desta formulação. Nesta abordagem, obtém-se solução para determinado passo mais rapidamente que em abordagens estáticas uma vez que a matriz de rigidez não necessita ser construída e resolvida, sendo esta a principal vantagem deste método. Com o objetivo de obter a solução, limita-se o incremento de tempo de modo que a amplitude da onda de dilação não ultrapasse nenhum elemento. Nesta formulação, o tempo de cálculo pode ser reduzido

aumentando-se a velocidade do ferramental em até 100 vezes a velocidade real, o que pode levar a erros (MAGALHÃES, 2008).

4. METODOLOGIA

Este trabalho estimou a evolução do desgaste (empregando-se o modelo de Archard) e deformação plástica de uma ferramenta destinada ao forjamento a quente de corpos moedores após 950 ciclos de forjamento através de simulações numéricas considerando o amaciamento devido ao revenimento.

O software comercial empregado neste trabalho foi o DEFORM 2D[®] versão 9.0 do fabricante *Scientific Forming Technologies Corporation - SFTC*, Ohio, USA. Este software é formado por três módulos, sendo eles o pré-processador, o processador e o pós-processador estando o primeiro e o terceiro módulo no mesmo ambiente gráfico. Este aplicativo utiliza o método de Newton-Raphson e a iteração direta para a resolução das equações numéricas do conjunto modelado (MAGALHÃES, 2008).

De acordo com o objetivo do trabalho, a metodologia foi dividida em sete etapas:

- Apresentação do ferramental em estudo;
- Modelagem das matrizes e tarugo;
- Determinação de regiões de estudo;
- Determinação da distribuição de temperaturas, pressão normal e velocidade de deslizamento ao longo da cavidade da matriz inferior;
- Determinação das curvas de revenimento;
- Simulações numéricas do processo de forjamento;
- Comparação dos resultados obtidos na simulação numérica com os resultados reais para verificação da coerência dos resultados e validação do modelo numérico proposto.

4.1 Descrição do Ferramental

O conjunto ferramental/peça forjada em estudo foi o mesmo empregado no trabalho de MAGALHÃES *et al* (2009). Para forjamento a quente de corpos moedores esféricos com diâmetro nominal de 90 mm (Figura 4.1) foi construído pela empresa X (nome da

empresa não divulgado) um ferramental que conduz à formação de rebarba entre as matrizes superior e inferior (Figura 4.2). Para assegurar exato posicionamento e evitar possível deslocamento relativo entre as matrizes, fez-se uso de pinos-guia, indicados na Figura 4.2. A concepção do ferramental produzido se enquadra no forjamento a quente em matrizes abertas com formação de rebarba.



Figura 4.1 – Corpo moedor esférico de diâmetro 90 mm (com rebarba).



Figura 4.2 - Matrizes superior e inferior empregadas no forjamento de corpos moedores (MAGALHÃES *et al*, 2009).

A Figura 4.3 mostra as dimensões nominais da cavidade das matrizes superior e inferior (antes do processo de forjamento). A etapa de usinagem das matrizes em estudo não foi acompanhada e, portanto, a aferição das dimensões iniciais e verificação da qualidade superficial da cavidade da matriz não fizeram parte do escopo deste trabalho. As dimensões aqui apresentadas são aquelas informadas pela empresa X.

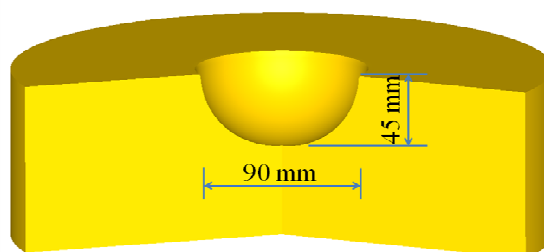


Figura 4.3 – Dimensões da cavidade das matrizes superior e inferior (MAGALHÃES *et al*, 2009).

Para o forjamento foi empregada prensa mecânica de 450 t regulada de forma que no final do seu curso a distância entre as matrizes superior e inferior fosse de 3 mm, definindo, assim, a espessura da rebarba. O tempo total de forjamento, entre dois sucessivos momentos de início do deslocamento da matriz superior, foi de 20s. Entre um ciclo e outro de forjamento as matrizes recebiam um jato de emulsão grafitada (MAGALHÃES *et al*, 2009).

O material empregado na confecção das matrizes foi o aço ferramenta para trabalho a quente H13, cuja composição química típica de acordo com a norma *AISI* é conforme tabela III.1. Não foi realizada análise química na matriz em estudo, portanto, não tem dados específicos de composição química.

Depois de temperadas e revenidas as matrizes superior e inferior apresentaram dureza média de 52 HrC (≈ 544 HV ≈ 512 HB). Não se tem dados de tempo e temperatura empregados nos tratamentos térmicos de têmpera e revenimento das matrizes em estudo.

Para o processo de forjamento, as matrizes inferior e superior foram pré-aquecidas até 250°C.

Para forjamento dos corpos moedores foi utilizado tarugo em aço ABNT 1045 (composição química de acordo com a norma ABNT conforme tabela IV.1) com diâmetro 76,2 mm e altura de 120 mm, aquecido a uma temperatura de 950°C.

Tabela IV.1 – Composição química do ABNT 1045.

%	C	Mn	P	S
Min.	0,43	0,60	-	-
Máx.	0,50	0,90	0,040	0,050

Para o processo de forjamento, o tarugo foi posicionado em pé apoiado na matriz inferior (Figura 4.4).

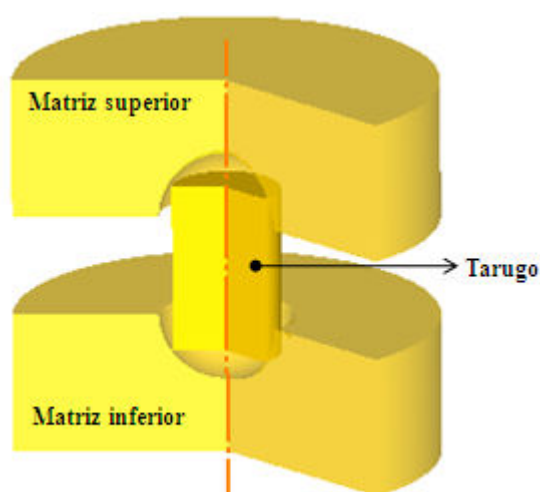


Figura 4.4 – Posicionamento do tarugo sobre a matriz inferior.

Em função de sua quebra, a matriz foi utilizada apenas durante 950 ciclos, envolvendo um tempo total de 19.000s.

As dimensões médias finais do corpo moedor foram medidas ao final dos 950 ciclos.

4.2 Modelagem das Matrizes e Tarugo

A modelagem geométrica das matrizes e tarugo foi realizada utilizando o software SOLIDWORKS versão 2007 do fabricante Dassault Systèmes SolidWorks Corp., disponível no laboratório de Projetos Mecânicos do Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG. O SOLIDWORKS é um programa CAD (*Computer Aided Design*).

Para realização das simulações numéricas do forjamento e desgaste, a modelagem geométrica foi exportada para o ambiente de pré-processamento do aplicativo numérico DEFORM 2D[®] versão 9.0 também disponível no laboratório de Projetos Mecânicos do Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG.

Visando reduzir o tempo computacional, foi realizada uma análise axissimétrica do processo de forjamento, sendo isto possibilitado pelo fato de as matrizes e o tarugo apresentarem geometria de revolução em torno do mesmo eixo (Figura 4.5).

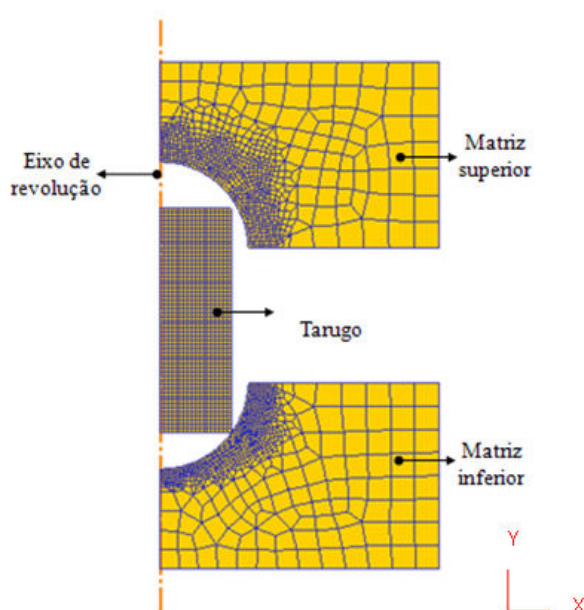


Figura 4.5 – Modelagem do conjunto para simulação numérica.

A simulação do processo de forjamento foi executada pela aplicação de deslocamento da matriz superior a uma velocidade constante de 5 mm/s no sentido $-Y$ sendo o critério de parada a distância de 3 mm (espessura da rebarba) entre as matrizes superior e inferior.

A evolução térmica do material e das matrizes, no processo de forjamento a quente, envolve geração de calor causada pela deformação plástica do material e pelo atrito material/ferramenta e a dissipação de calor por transmissão ao meio ambiente. O aplicativo numérico considera todos estes efeitos (MAGALHÃES *et al*, 2009). Empregou-se temperatura ambiente de 25°C e um coeficiente de transferência

convectiva de $50\text{Watt/m}^2\text{K}$. Foi adotado fator de atrito 0,3 nas interfaces matrizes/tarugo.

Para prever o desgaste nas matrizes de forjamento, o aplicativo numérico utiliza a abordagem generalizada de Archard (equação 4.1).

$$W = \int K \cdot \frac{P^a \cdot V^b}{H^c} \cdot dt \quad (4.1)$$

Para os aços ferramenta o aplicativo sugere $a=b=1$ e $c=2$. K é o coeficiente de desgaste, normalmente calibrado experimentalmente. Neste trabalho foi considerado $K=0,02$ para um ciclo de forjamento. Considerou-se, ainda, que comportamento das matrizes superior e inferior será idêntico durante o forjamento; assim, a análise de desgaste foi realizada apenas na matriz inferior.

4.2.1 Modelagem das Matrizes

As matrizes superior e inferior foram modeladas como materiais isotrópicos e rígido-plásticos, com uma malha de 700 elementos quadrados. Com o objetivo de garantir boa convergência dos resultados, a malha foi mais densa, com elementos de 0,3 mm, na região de contato com o material a ser forjado. Uma malha mais grosseira (elementos de 5 mm) foi empregada no restante das matrizes sem prejuízo para os resultados. A Figura 4.6 ilustra a malha empregada na matriz inferior.

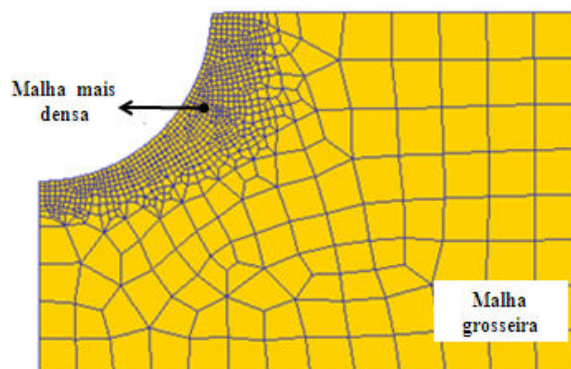


Figura 4.6 – Malha empregada na matriz inferior: mais densa na região de contato com o material a ser forjado e mais grosseira no restante da matriz.

A curva de fluxo para descrever o comportamento do aço AISI H13 é função da deformação, da taxa de deformação e da temperatura e foi extraída diretamente da biblioteca do aplicativo, assim como as curvas de condutividade térmica (Figura 4.7) e capacidade térmica (Figura 4.8) em função temperatura. A emissividade adotada nas simulações foi 0,3 e a temperatura inicial considerada para as matrizes inferior e superior foi 250°C.

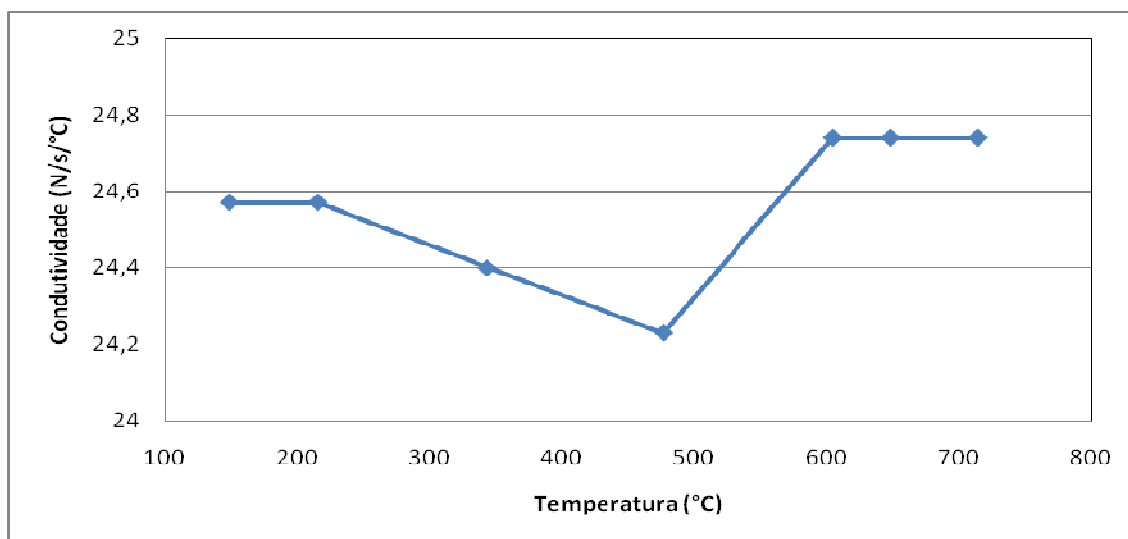


Figura 4.7 – Curva de condutividade térmica em função da temperatura para o aço AISI H13. Fonte: Biblioteca do aplicativo Deform 2D.

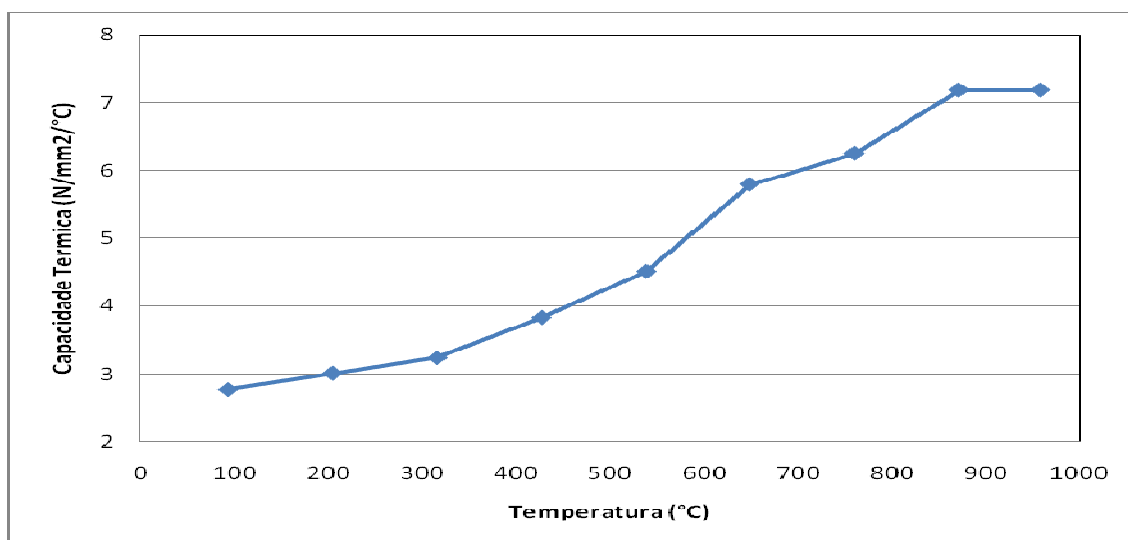


Figura 4.8 - Curva de capacidade térmica em função da temperatura para o aço AISI H13. Fonte: Biblioteca do aplicativo Deform 2D.

4.2.2 Modelagem do Tarugo

O aço ABNT 1045 foi modelado como material isotrópico e rígido plástico, com uma malha de 1.000 elementos quadrados, conforme Figura 4.9. A temperatura inicial empregada para o tarugo foi de 950°C.

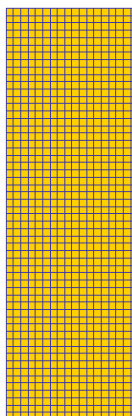


Figura 4.9 – Malha empregada na modelagem do tarugo.

A curva de fluxo para descrever o comportamento do aço ABNT 1045 é função da deformação, da taxa de deformação e da temperatura e foi extraída diretamente da biblioteca do aplicativo, assim como as curvas de condutividade térmica (Figura 4.10) e capacidade térmica (Figura 4.11). A emissividade adotada foi 0,3.

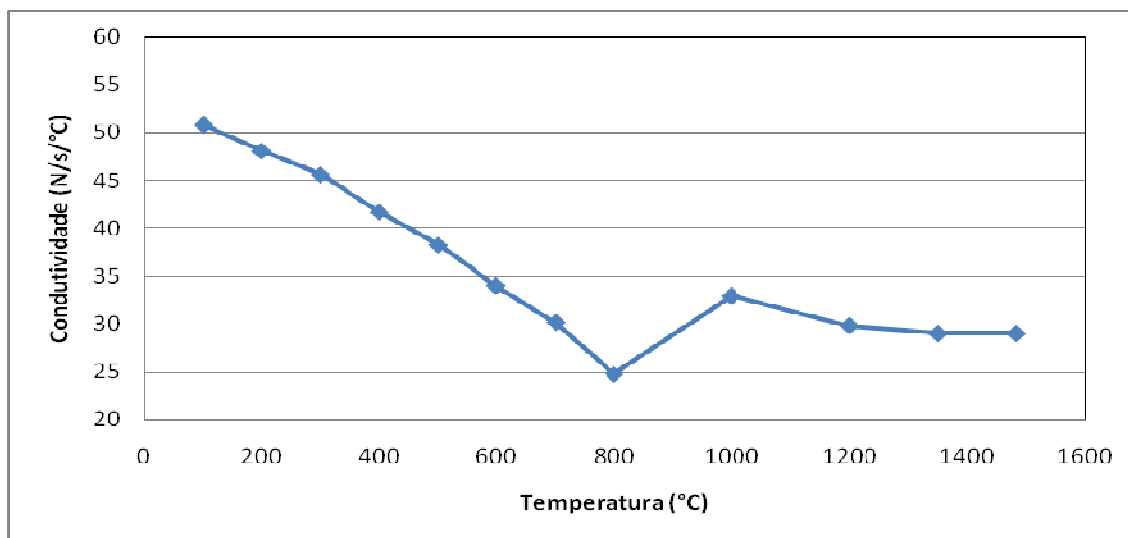


Figura 4.10 – Curva de condutividade térmica em função da temperatura para o aço ABNT 1045. Fonte: Biblioteca do aplicativo Deform 2D.

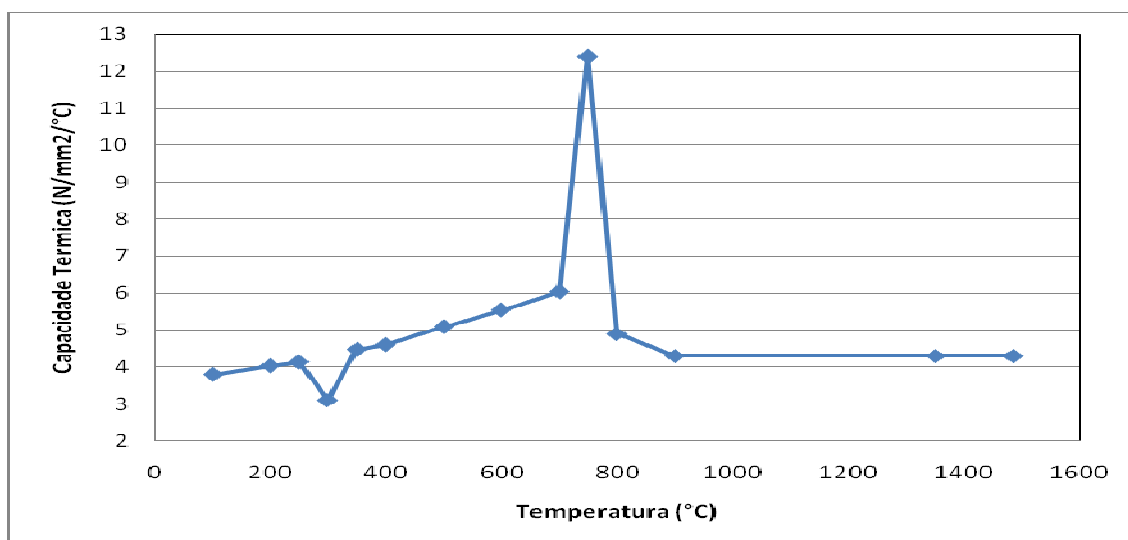


Figura 4.11 - Curva de capacidade térmica em função da temperatura para o aço ABNT 1045. Fonte: Biblioteca do aplicativo Deform 2D.

4.3 Determinação de Regiões de Estudo

Conforme anteriormente descrito, considerou-se neste trabalho que comportamento das matrizes superior e inferior será idêntico durante o forjamento e, portanto, a análise de desgaste foi realizada apenas na matriz inferior.

Similarmente ao trabalho de MAGALHÃES *et al* (2009), para melhor análise térmica, de distribuição de pressão e velocidade de deslizamento, a região entre a quina (ponto P0) e o fundo da cavidade (Ponto Pf) da matriz inferior foi dividida em três regiões (Figura 4.12): a região A refere-se a parte superior incluindo a região de formação da rebarba; B é a região dos primeiros contatos entre tarugo e ferramenta e a região C corresponde ao fundo da matriz.

A distância entre os pontos P0 e Pf foi determinada considerando $\frac{1}{4}$ do comprimento de uma circunferência de raio médio 45 mm, ou seja, 70,7 mm. A distância entre o ponto P0 e o ponto inicial de contato entre o material e a matriz (indicado na Figura 4.12) é 28 mm.

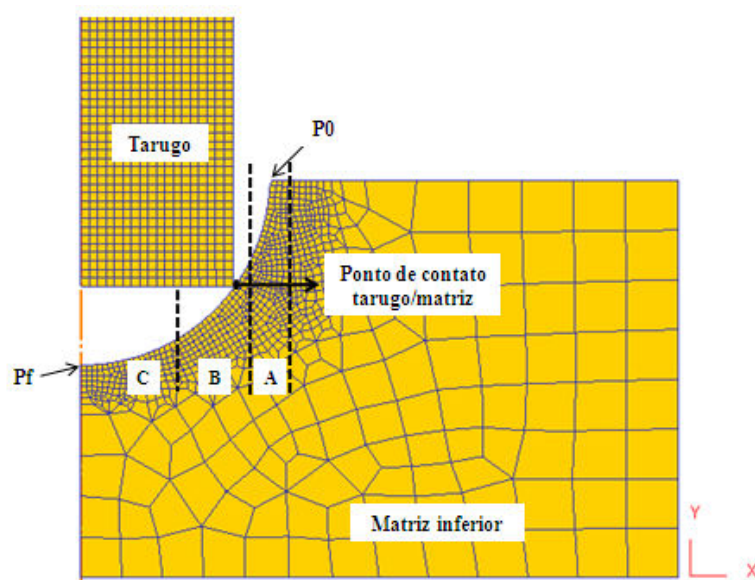


Figura 4.12: Identificação das três regiões para análise da matriz inferior com indicação do ponto de contato tarugo/matriz.

4.4 Determinação de Temperatura Equivalente, Pressão Normal e Velocidade de Deslizamento ao Longo da Cavidade da Matriz inferior

Devido ao fato de as temperaturas da superfície da matriz variarem desde o início da deformação até a ejeção da peça forjada, KIM *et al* (2005) propuseram a introdução de temperatura equivalente (T_{eq}) calculada partir das temperaturas máxima e mínima durante 01 ciclo de forjamento (equação 3.15).

Com o objetivo determinar as temperaturas máxima e mínima ao longo da cavidade da matriz inferior, e a partir destas a T_{eq} , realizou-se simulação de 01 ciclo de forjamento. Para tal, dois momentos distintos foram considerados: final de forjamento (espessura da rebarba de 3,0 mm) e o momento de retirada da bola considerado o resfriamento da matriz pelo meio ambiente e pela emulsão água-grafite.

Determinaram-se ainda, as curvas de pressão normal e velocidade de deslizamento ao longo da cavidade da matriz inferior.

4.5 Determinação das Curvas de Revenimento

Neste trabalho, para determinação das curvas de revenimento representativas da matriz inferior, empregou-se o modelo proposto por KIM *et al* (2005). O fluxograma empregado é conforme Figura 4.13.

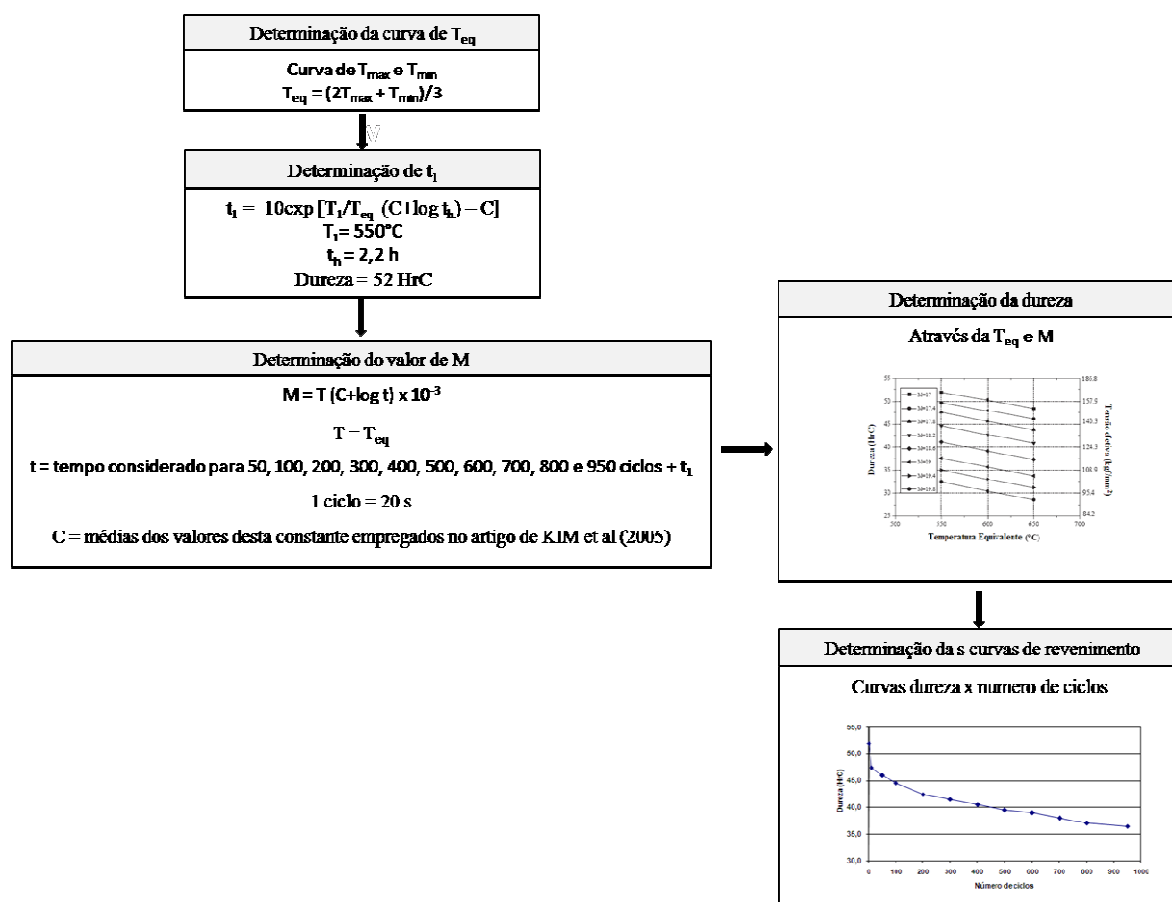


Figura 4.13 – Fluxograma da determinação das curvas de revenimento.

As curvas de temperatura máxima e mínima foram obtidas a partir da simulação de 1 ciclo de forjamento e, a partir destas, a curva de T_{eq} (calculada a partir da equação 3.15) foi determinada.

Para determinação das curvas de revenimento, considerou-se que a matriz foi submetida a 01 tratamento térmico de revenimento anterior ao forjamento.

t_1 (equação 3.18) é o tempo correspondente ao valor de M para dada T_{eq} e leva em consideração a relação entre T_1 (temperatura empregada no tratamento térmico da matriz) e a T_{eq} . Conforme anteriormente descrito, não se tem dados de tempo e temperatura empregados nos tratamentos térmicos de têmpera e revenimento da matriz. Neste estudo as análises foram conduzidas assumindo-se temperatura de revenimento igual a 550°C e o tempo de tratamento térmico de revenimento (para a matriz atingir a dureza de 52 Hrc) de 2,2 horas. Este tempo foi calculado através da equação 3.16, sendo o valor de M determinado a partir da curva de revenimento do aço H13 (Figura 3.25).

O valor da constante C foi obtida a partir das médias dos valores desta constante empregados no artigo de KIM *et al* (2005).

Considerando o tempo de 1 ciclo igual a 20s e somado o valor de t_1 , determinou-se o tempo para 50, 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800 e 950 ciclos de forjamento. O valor de M a cada ciclo foi calculado empregando-se a equação 3.14.

De posse dos valores de M e T_{eq} e a partir da curva de revenimento do aço H13 (Figura 3.25) determinou-se o valor de dureza correspondente a cada ciclo de forjamento.

Foram determinadas curvas de revenimento para 4 pontos representativos da cavidade da matriz inferior. Estes pontos foram definidos em função da temperatura equivalente que, conforme será mostrado no Capítulo 5 varia ao longo da cavidade da matriz.

4.6 Simulações Numéricas do Processo de Forjamento

Em função da curva de T_{eq} , a cavidade da matriz inferior foi dividida em 4 pontos, a saber: P0, P1, P2, P3.

Objetivando a determinação da curva de desgaste da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento, simulações numéricas considerando o desgaste (empregando-se o modelo de Archard – equação 4.1) e o revenimento foram realizadas para vários ciclos de forjamento. Não se têm dados experimentais de forjamento do corpo moedor que permitam análise comparativa e validação dos resultados para os ciclos intermediários (100, 200, 300 ciclos, por exemplo). Portanto, todas as análises de desgaste neste trabalho serão realizadas a partir da curva de desgaste de 950 ciclos.

As simulações numéricas do processo de forjamento foram realizadas para os pontos P0, P1 e P2/P3 considerando-se que toda a cavidade da matriz apresenta a curva de revenimento do ponto considerado. Porém, para determinação da curva de desgaste da cavidade da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento, o desgaste acumulado previsto numericamente nas regiões representadas pelos pontos P0, P1 e P2/P3 foi considerado. O fluxograma empregado na determinação das curvas de desgaste é conforme Figura 4.14.

Para os pontos P0 e P1 é possível observar (Figura 4.14) que foram realizadas simulações numéricas para vários ciclos (que foram determinados em função da curva de revenimento destas regiões). Para as regiões representadas pelos pontos P2 e P3 foi realizada apenas 01 simulação numérica para 950 ciclos de forjamento. Isto porque as curvas de revenimento destas regiões são idênticas e não há amaciamento térmico (não há variação da dureza com o tempo).

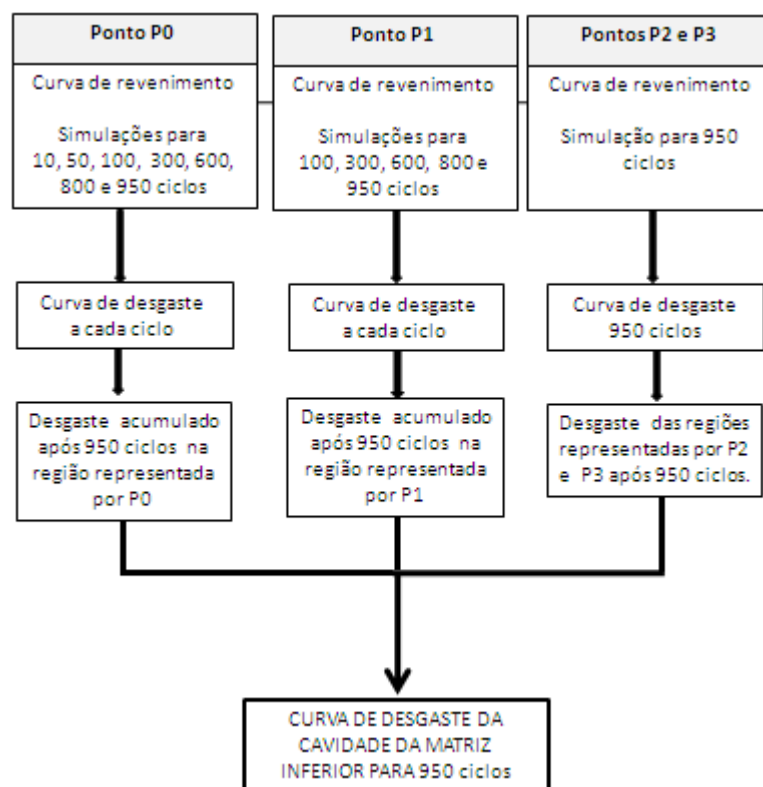


Figura 4.14 – Fluxograma da determinação das curvas de desgaste da matriz inferior para 950 ciclos de forjamento.

Para obter a curva de deformação plástica realizou-se uma simulação de forjamento do corpo moedor levando em consideração a queda da resistência do material com a temperatura sem a ocorrência de desgaste.

A partir das curvas de desgaste para 950 ciclos e deformação plástica foi possível determinar o diâmetro final do corpo moedor e comparar os valores obtidos com os resultados reais para verificação da coerência dos resultados e validação do modelo numérico proposto.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentadas as curvas de revenimento (estimadas a partir do modelo proposto por KIM *et al* (2005)), desgaste e deformação plástica previstas através de simulação numérica para a cavidade da matriz inferior. Em seguida, os resultados obtidos serão comparados com os resultados experimentais com o intuito de validar o modelo proposto.

5.1 Distribuição de Temperatura, Pressão e Velocidade de Deslizamento ao Longo da Cavidade da Matriz Inferior

A Figura 5.1 mostra a distribuição de temperatura ao longo da cavidade da matriz inferior para 01 ciclo de forjamento em dois momentos distintos: momento final de forjamento (espessura da rebarba de 3,0 mm) e no momento de retirada da bola considerado o resfriamento da matriz pelo meio ambiente e pela emulsão água-grafite.

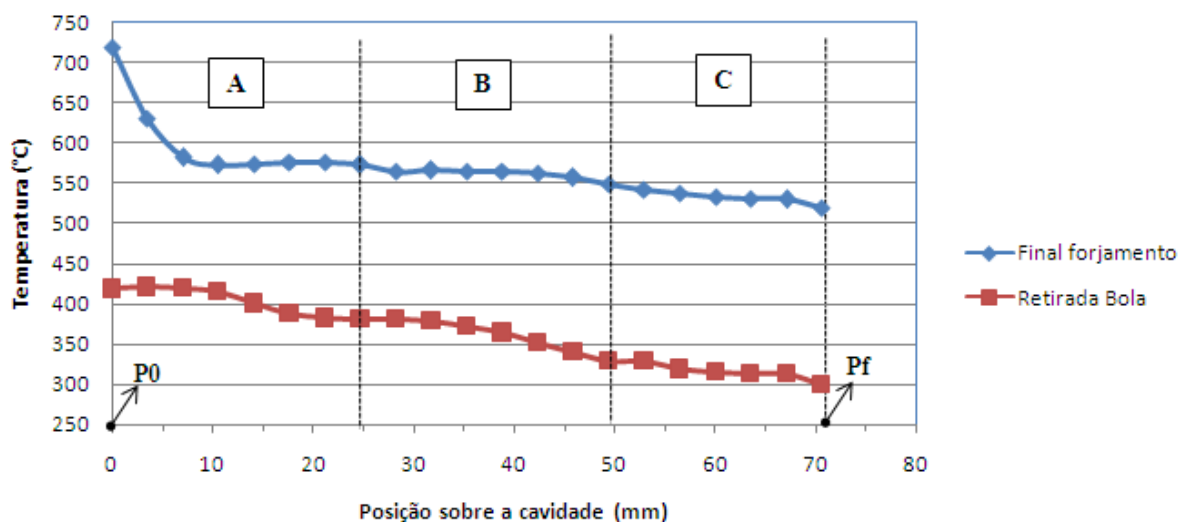


Figura 5.1 – Distribuição de temperaturas ao longo da cavidade da matriz inferior em dois momentos distintos: momento final de forjamento e no momento de retirada da bola considerado o resfriamento da matriz pelo meio ambiente e pela emulsão água-grafite.

Através da análise da Figura 5.1 pode-se verificar que:

- As temperaturas obtidas no momento final de forjamento (ou seja, com máximo contato sobre pressão da peça sobre a matriz inferior) são superiores àquelas obtidas no momento de retirada do corpo moedor da matriz e sua aspersão com emulsão;
- O maior valor de temperatura ocorre no ponto P0 (região A), justificado não só pelas condições extremas de pressão (fonte de calor por atrito), mas também pela geometria da matriz (canto vivo) que acumula muito calor durante o processo de forjamento. Este maior aquecimento causará maior queda da dureza superficial da matriz devido ao revenimento de sua estrutura. Estes fatos sugerem ser esta a região mais suscetível ao desgaste e à deformação plástica;
- O menor valor de temperatura ocorre no ponto PF (região C), possivelmente justificado pelo menor tempo de contato tarugo/matriz nesta região.

As Figuras 5.2 e 5.3 mostram, respectivamente, a distribuição de pressão normal e velocidade de deslizamento ao longo da cavidade da matriz inferior prevista pela simulação numérica no momento final de forjamento (momento de maior aproximação entre as matrizes inferior e superior - espessura de rebarba de 3,0 mm).

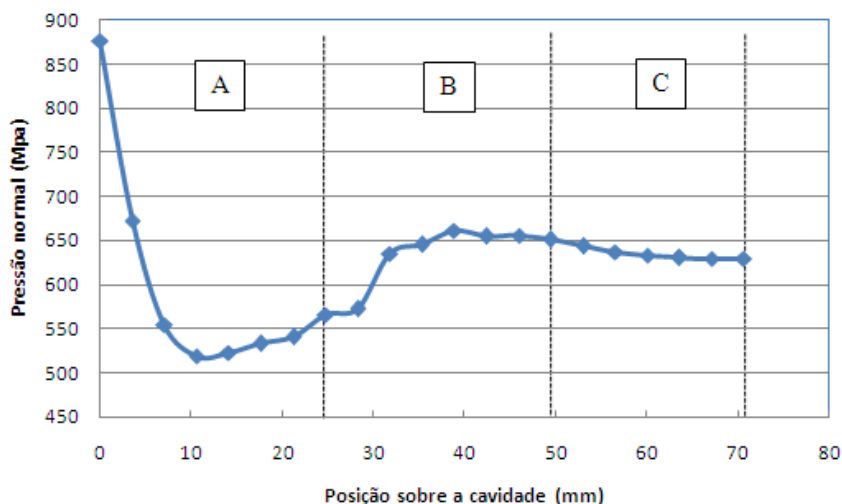


Figura 5.2 – Distribuição de pressão normal ao longo da cavidade da matriz inferior no momento de maior aproximação entre as matrizes inferior e superior - espessura de rebarba de 3,0 mm.

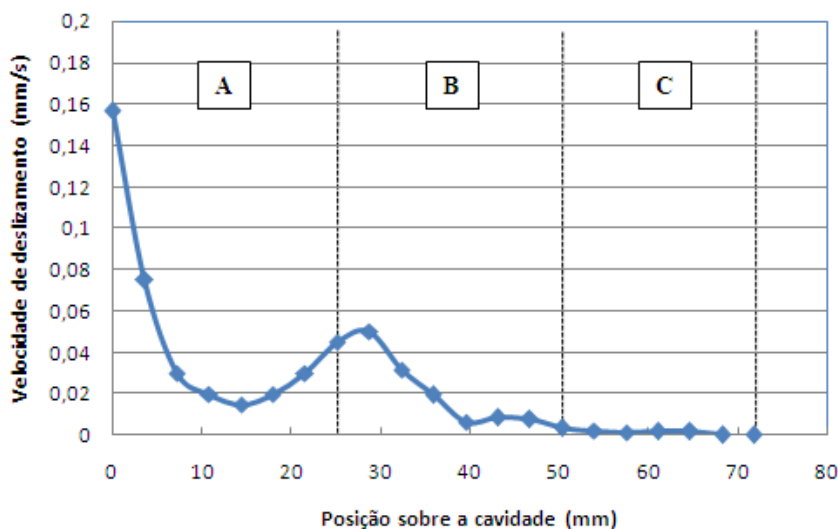


Figura 5.3 – Distribuição de velocidade de deslizamento ao longo da cavidade da matriz inferior no momento de maior aproximação entre as matrizes inferior e superior - espessura de rebarba de 3,0 mm.

A maior pressão (875 MPa) ocorreu na região A no ponto P0 (indicado na Figura 4.12) correspondente à quina da cavidade próxima à região de rebarba. A pressão decresce à medida que progride para o interior da matriz, aumenta na região B correspondente à região de contato inicial tarugo/matriz e estabiliza-se na região C.

A Figura 5.3 indica que é na região A que ocorrem os maiores valores de velocidade de deslizamento e na região C estes valores são praticamente nulos.

De acordo com a abordagem de Archard, espera-se que a região A apresente os maiores valores de desgaste, pois é nesta região que ocorrem os maiores valores de pressão normal e velocidade de deslizamento.

Ainda de acordo com a abordagem de Archard, espera-se que o desgaste na região C seja inferior ao da região A, pois embora ocorram pressões relativamente altas a velocidade de deslizamento é praticamente nula nesta região.

5.2 Determinação das Curvas de Revenimento da Matriz Inferior

A partir das curvas de temperatura máxima e mínima para 1 ciclo de forjamento (Figura 5.1) determinou-se a curva de T_{eq} para a cavidade matriz inferior conforme mostrado na Figura 5.4.

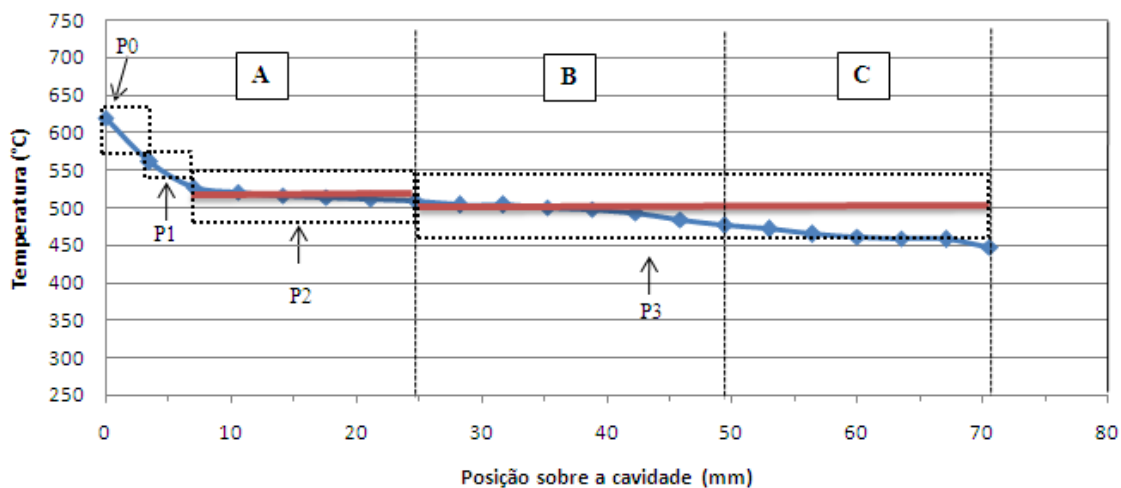


Figura 5.4 – Distribuição de T_{eq} ao longo da cavidade da matriz inferior.

É possível observar que a T_{eq} varia ao longo da cavidade da matriz, sendo que as maiores temperaturas ocorrem na região A. Em função destas variações, para determinação de curvas de revenimento da matriz, adotaram-se 03 temperaturas distintas na região A (Tabela V.1) e temperatura constante nas regiões B e C (500°C) totalizando quatro pontos representativos de temperaturas (Figura 5.4) conforme mostrado na tabela V.I.

Tabela V.I – Pontos de T_{eq} representativos das regiões A, B e C e respectivas T_{eq} .

Região	Ponto	Posição sobre a cavidade (mm)	T_{eq} (°C)
A	P0	0 a 3,49	619
	P1	3,5 a 7,09	561
	P2	7,1 a 24,7	513
B	P3	24,71 a 70,7	500
C			

A mínima T_{eq} considerada foi 500°C por ser este o limite inferior de T_{eq} na curva de revenimento proposta por KIM *et al* (2005) (Figura 3.25).

Com base no modelo proposto por KIM *et al* (2005), determinou-se t_1 para as temperaturas equivalentes 619, 561, 513 e 500°C considerando 550°C a temperatura de revenimento. Os valores encontrados são conforme tabela V.II. Observa-se que para T_{eq} menores o valor de t_1 é bem superior, tornando insignificante o tempo total de forjamento (950 ciclos = 19000 s).

Tabela V.II – Valores de t_1 para as T_{eq} 619, 561, 513 e 500°C.

T_{eq} (°C)	T_1 (°C)	t_1 (h)
619	550	0,06
561		1,37
513		20,63
500		47,65

Conforme anteriormente descrito, C na equação 3.14 é uma constante que depende do material. O valor da constante C considerado por KRAUSS (1989) é 20. O valor médio de C empregado no trabalho de KIM *et al* (2005) é 20,306. Este foi o valor empregado neste trabalho.

A partir dos valores de T_{eq} e do tempo relativo a cada ciclo (considerando 1 ciclo igual a 20 s e somado t_1 correspondente) foi possível calcular o valor de M (Tabela V.III).

Tabela V.III – Valor de M para os diferentes pontos representativos da cavidade da matriz inferior.

Nº ciclos	M			
	P0	P1	P2	P3
10	17,3	17,1	17,0	17,0
50	17,7	17,1	17,0	17,0
100	17,9	17,2	17,0	17,0
200	18,2	17,3	17,0	17,0
300	18,3	17,3	17,0	17,0
400	18,4	17,4	17,0	17,0
500	18,5	17,5	17,0	17,0
600	18,6	17,5	17,0	17,0
700	18,6	17,5	17,0	17,0
800	18,7	17,6	17,0	17,0
950	18,8	17,6	17,0	17,0

Com os valores de T_{eq} e M , através das curvas de revenimento do aço H13 (Figura 3.25) foi possível determinar a curva revenimento para os pontos P0, P1, P2 e P3 representativos cavidade da matriz inferior conforme mostrado nas Figuras 5.5 a 5.8.

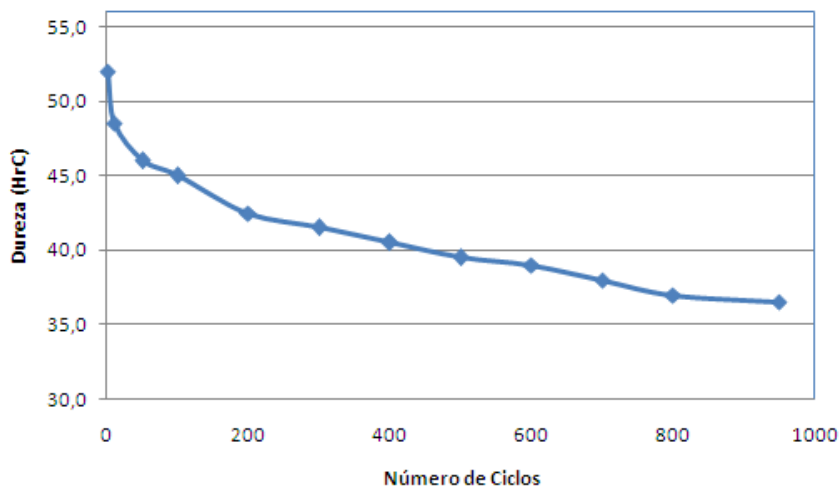


Figura 5.5 – Curva de revenimento do ponto P0, região A.

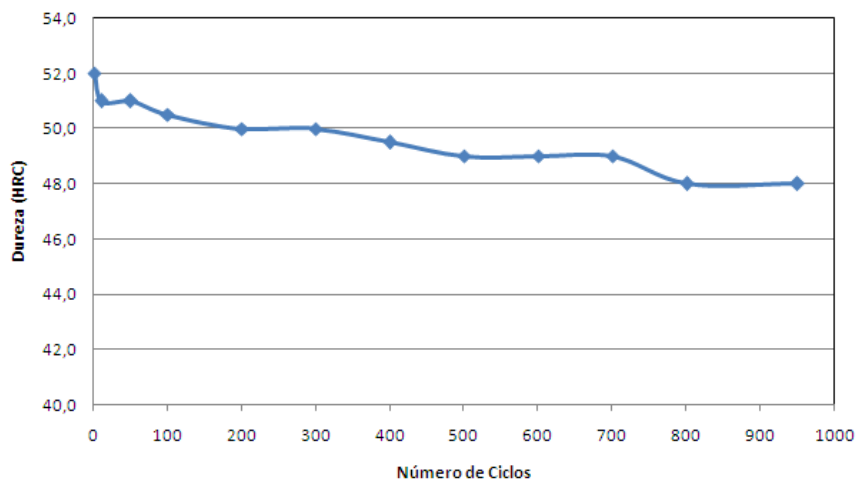


Figura 5.6– Curva de revenimento do ponto P1, região A.

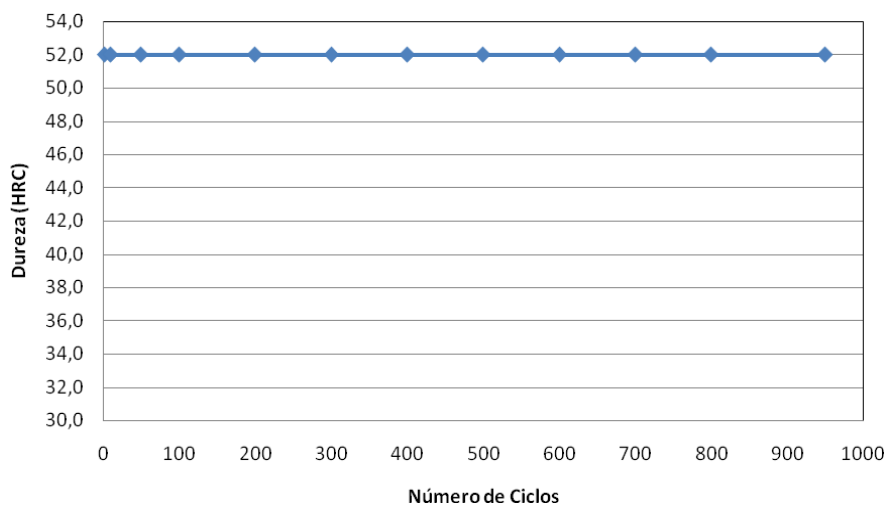


Figura 5.7 – Curva de revenimento do ponto P2, região A.

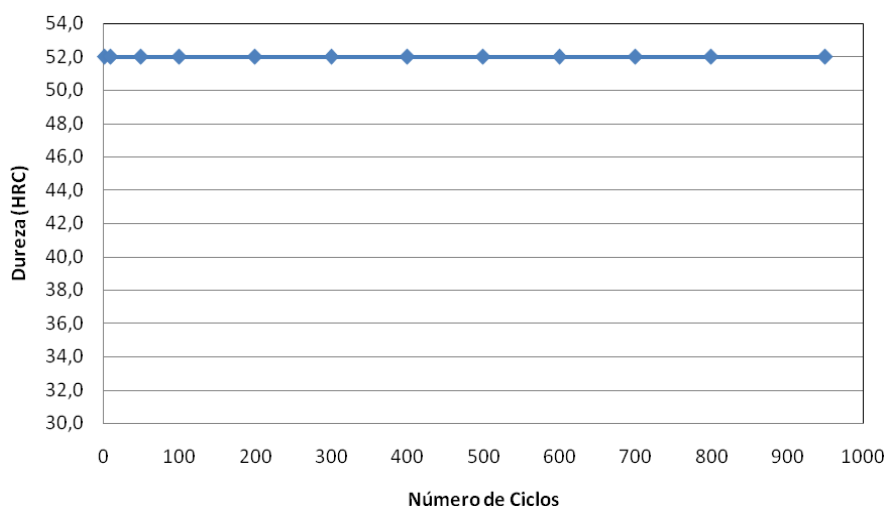


Figura 5.8 – Curva de revenimento do ponto P3, regiões B e C.

Através da análise das Figuras 5.5 a 5.8 é possível observar que ocorre revenimento superficial da matriz nas regiões representadas pelos pontos P0 e P1 (sendo a queda de dureza mais acentuada no ponto P0 em função dos maiores valores de temperatura neste ponto). Não ocorre queda de dureza nas regiões representadas pelos pontos P2 e P3.

Os dados apresentados ratificam a análise que é na região A que se devem esperar os maiores danos: além do canto vivo, dos maiores valores de pressão normal (Figura 5.2) e velocidade de deslizamento (Figura 5.3), ocorre o revenimento superficial da matriz

em parte desta região (P0 e P1). Já na região C (P3), além da velocidade de deslizamento tarugo/matriz ser praticamente nula (Figura 5.3), não ocorre amaciamento térmico nesta região.

O canto vivo na região de rebarba (P0) age como concentrador de tensão. Este fato aliado ao revenimento superficial da matriz (que leva a queda localizada na resistência mecânica) e às solicitações cíclicas de tensão e temperatura torna esta a região mais propícia à formação de trincas. A Figura 5.9 confirma esta análise: após 950 ciclos é possível observar a presença de trincas se originam na região de formação de rebarba (canto vivo – ponto P0) e se propagam para o interior da matriz. Verifica-se, ainda, ocorrência de quebra que levou à inutilização precoce da matriz em estudo. É interessante observar que a geometria da matriz associada ao controle de resfriamento (no sentido de diminuir a ocorrência de revenimento superficial) parecem ser fatores dominantes no controle/aumento de vida útil da ferramenta em estudo.

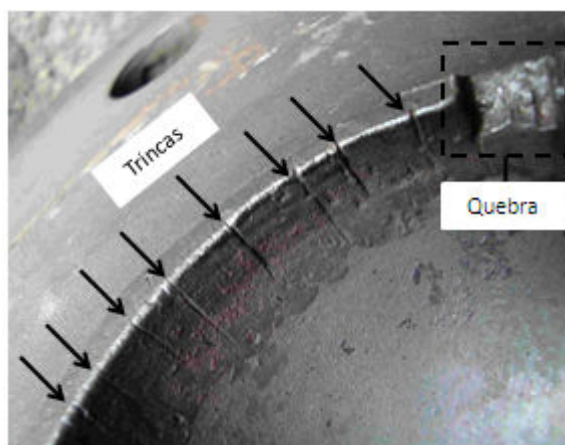


Figura 5.9 – Detalhe da matriz inferior (após 950 ciclos) evidenciando a ocorrência de quebra e trincas (indicadas pelas setas) que nucleiam a partir da quina da matriz e se propagam para o seu interior.

5.3 Simulação Numérica do Desgaste da Matriz de Forjamento Considerando o Amaciamento Devido ao Revenimento

Foram realizadas simulações de forjamento para vários ciclos considerando-se as curvas de revenimento dos pontos P0, P1, P2 e P3. Os resultados serão apresentados a seguir.

5.3.1 Curvas de Desgaste

Simulações numéricas de forjamento de vários ciclos para os pontos P0, P1 e P2/P3 foram realizadas para determinação da curva de desgaste da cavidade da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento. Para estas simulações considerou-se que toda a cavidade da matriz apresenta a curva de revenimento dos pontos em questão. Porém, para determinação da curva de desgaste da matriz inferior, os valores de desgaste acumulado de cada região foram considerados.

5.3.1.1 Ponto P0

Os dados da Figura 5.5 foram discretizados na forma mostrada na tabela V.4, visando sua utilização nas simulações numéricas.

Tabela V.4 – Valor de dureza considerado a cada ciclo para a região representada pelo ponto P0.

Ciclos	Dureza (HrC)
1 a 10	48,5
11 a 50	46,0
51 a 100	45,0
101 a 300	42,5
301 a 600	40,0
601 a 800	38,0
801 a 950	36,0

As Figuras 5.10 a 5.16 apresentam as curvas de desgaste para os ciclos listados na tabela V.4.

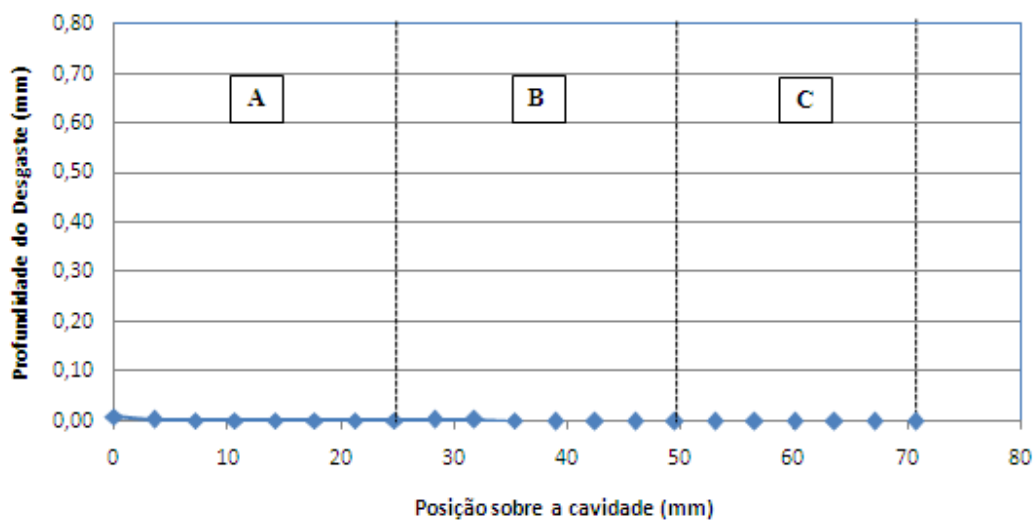


Figura 5.10 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 1 a 10 ciclos de forjamento, dureza 48,5 HrC.

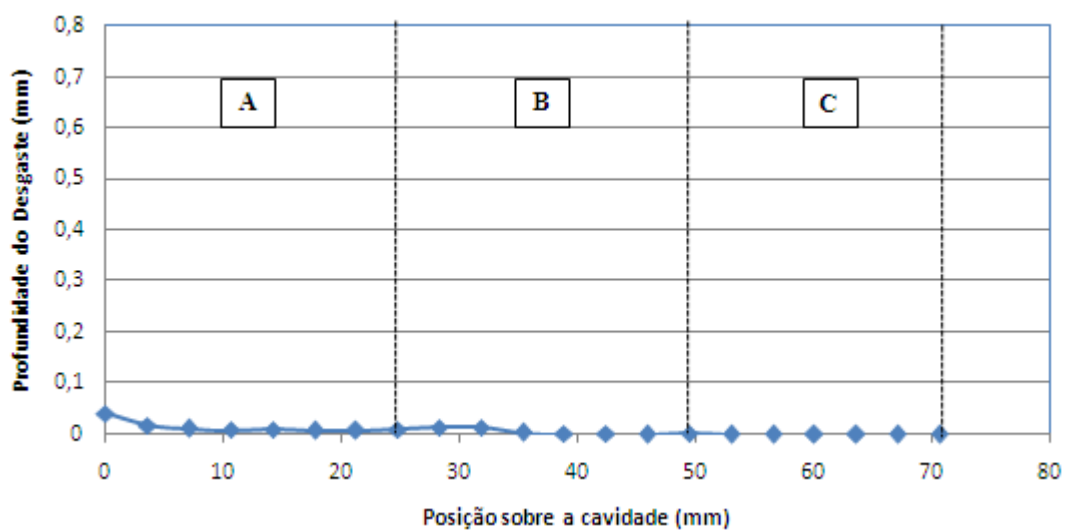


Figura 5.11 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 11 a 50 ciclos de forjamento, dureza 46 HrC.

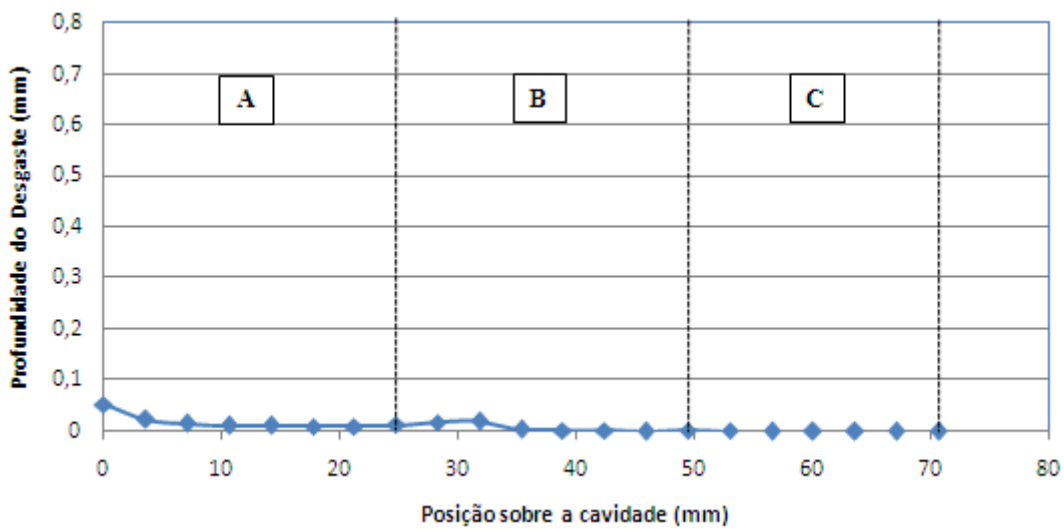


Figura 5.12 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 51 a 100 ciclos de forjamento, dureza 45 HrC.

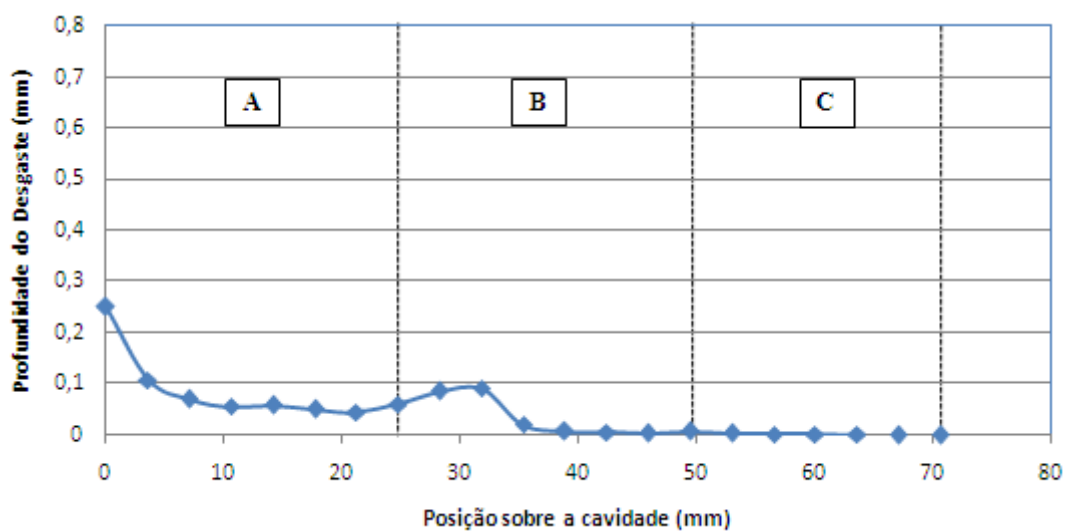


Figura 5.13 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 101 a 300 ciclos de forjamento, dureza 42,5 HrC.

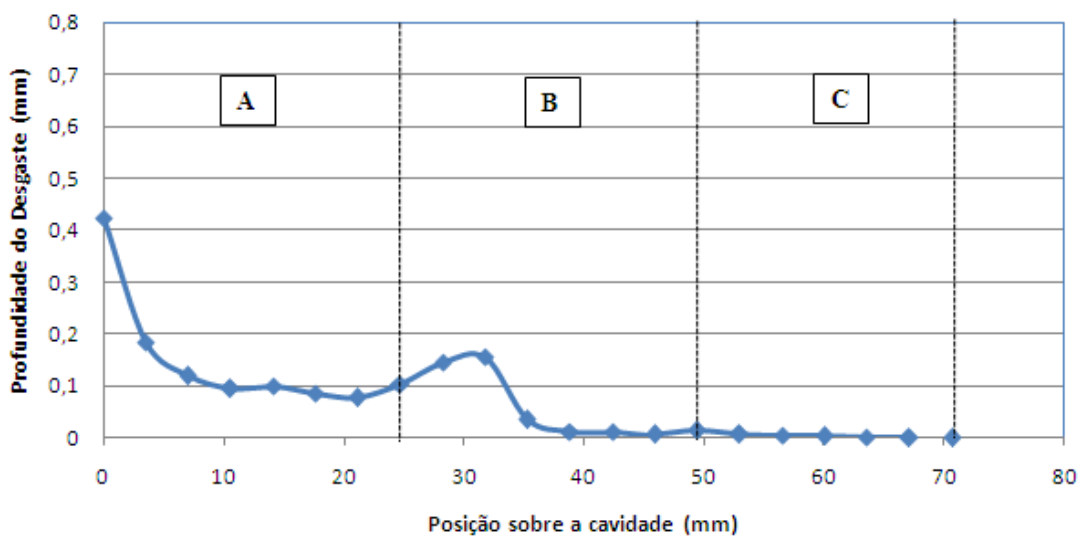


Figura 5.14 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 301 a 600 ciclos de forjamento, dureza 40 HrC.

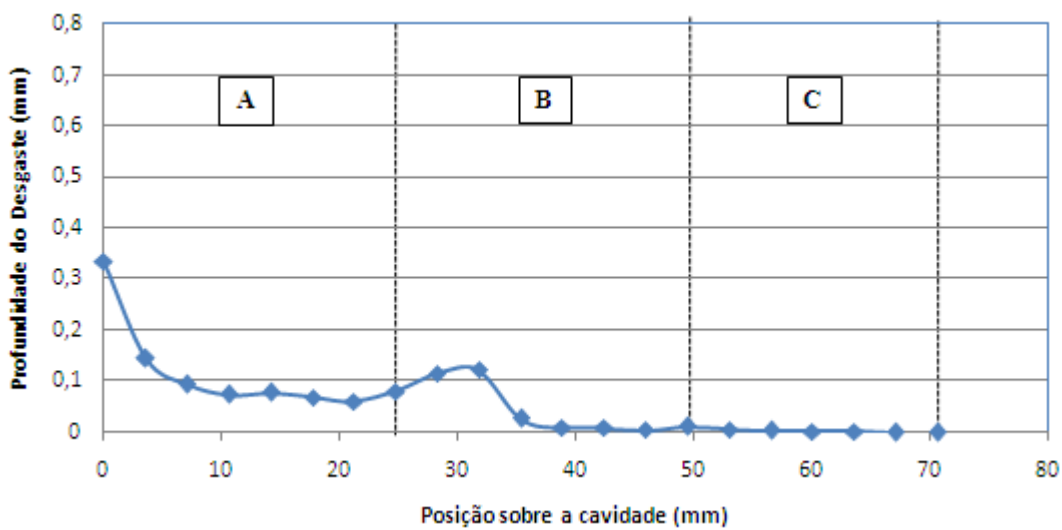


Figura 5.15 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 601 a 800 ciclos de forjamento, dureza 38 HrC.

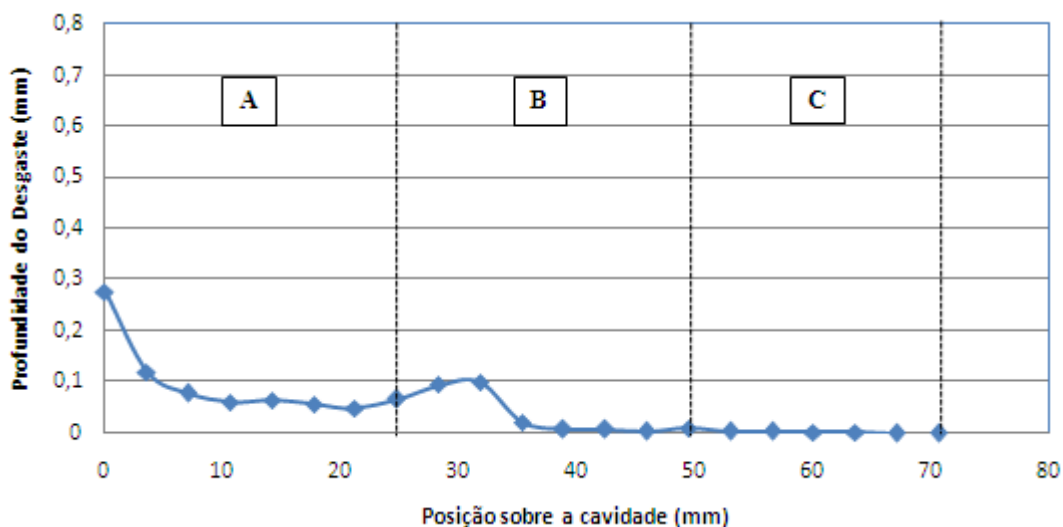


Figura 5.16 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 801 a 950 ciclos de forjamento, dureza 36 HrC.

A Figura 5.17 apresenta a curva de profundidade de desgaste da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento considerando que toda a cavidade da matriz apresenta a curva de revenimento do ponto P0.

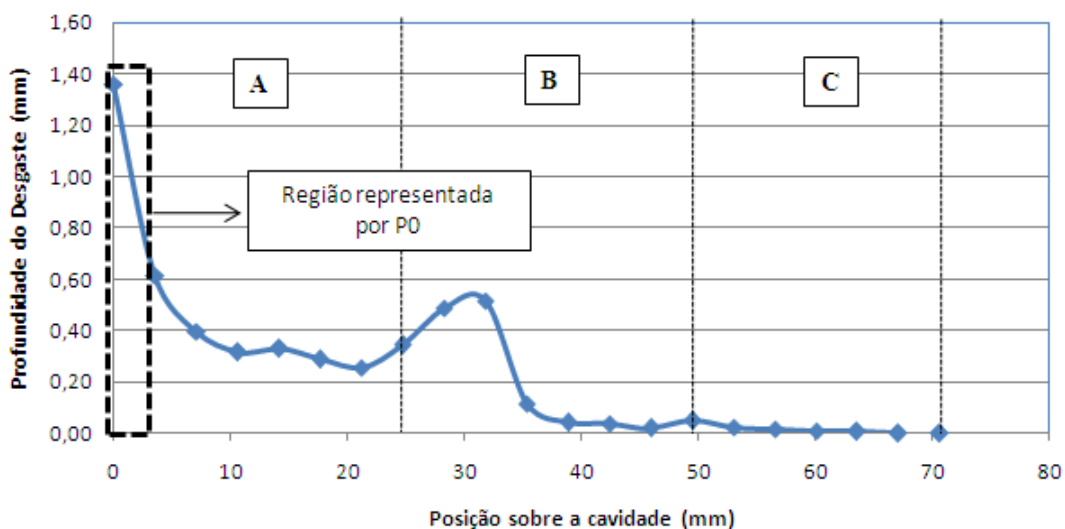


Figura 5.17 - Profundidade de desgaste da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento considerando que toda a cavidade da matriz apresenta a curva de revenimento do ponto P0. A seta indica a região representada por P0.

5.3.1.2 Ponto P1

Os dados da Figura 5.6 foram discretizados na forma mostrada na tabela V.5, visando sua utilização nas simulações numéricas.

Tabela V.5 – Valor de dureza considerado a cada ciclo para a região representada pelo ponto P1.

Ciclos	Dureza (HrC)
1 a 100	51,0
101 a 300	50,0
301 a 600	49,0
601 a 800	48,5
801 a 950	48,0

As Figuras 5.18 a 5.22 apresentam as curvas de desgaste para os ciclos listados na tabela V.4.

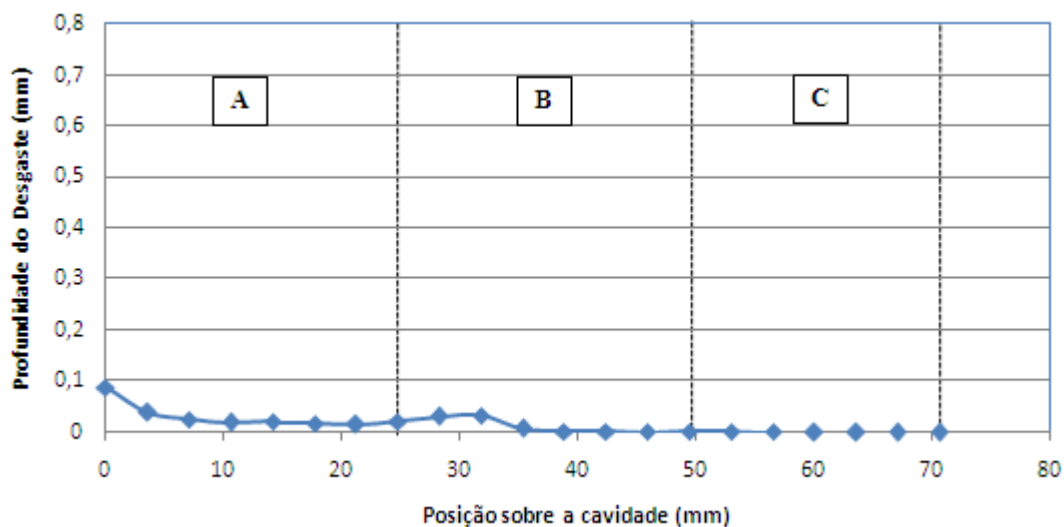


Figura 5.18 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 1 a 100 ciclos de forjamento, dureza 51,0 HrC.

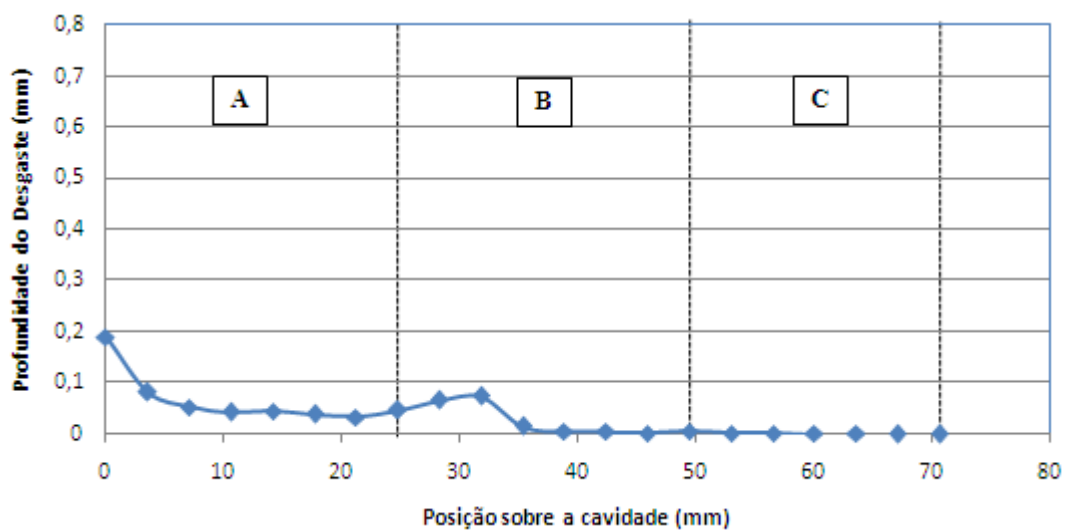


Figura 5.19 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 101 a 300 ciclos de forjamento, dureza 50,0 HrC.

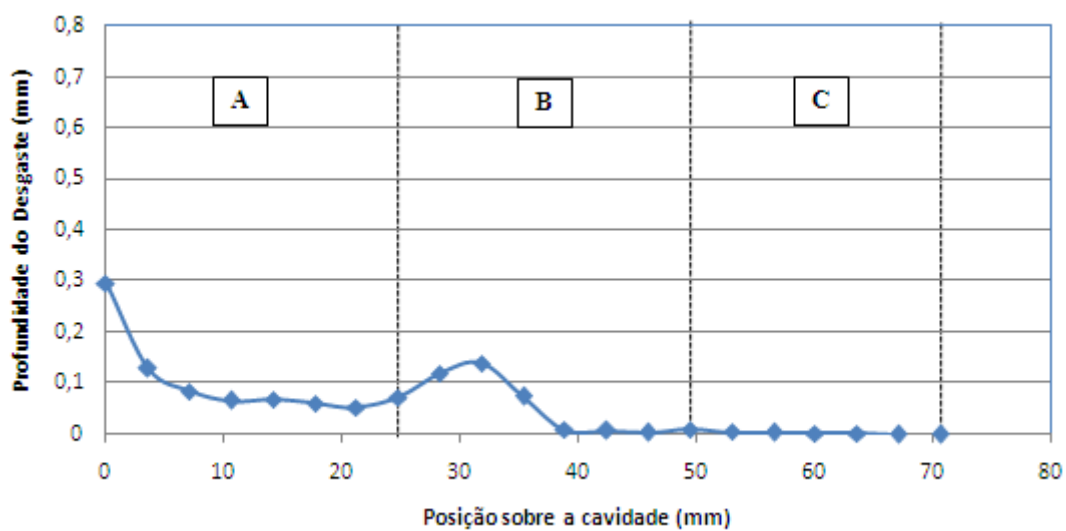


Figura 5.20 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 301 a 600 ciclos de forjamento, dureza 49,0 HrC.

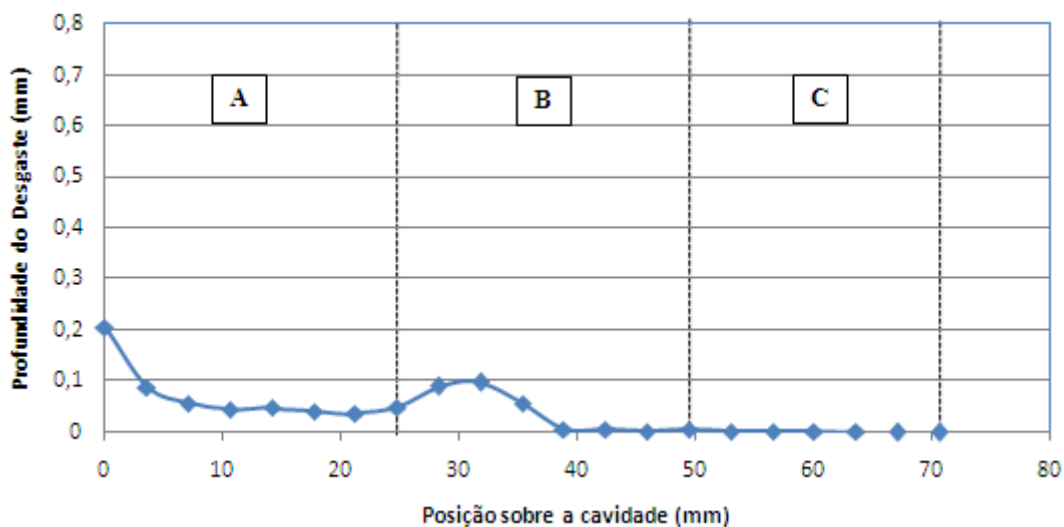


Figura 5.21 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 601 a 800 ciclos de forjamento, dureza 48,5 HrC.

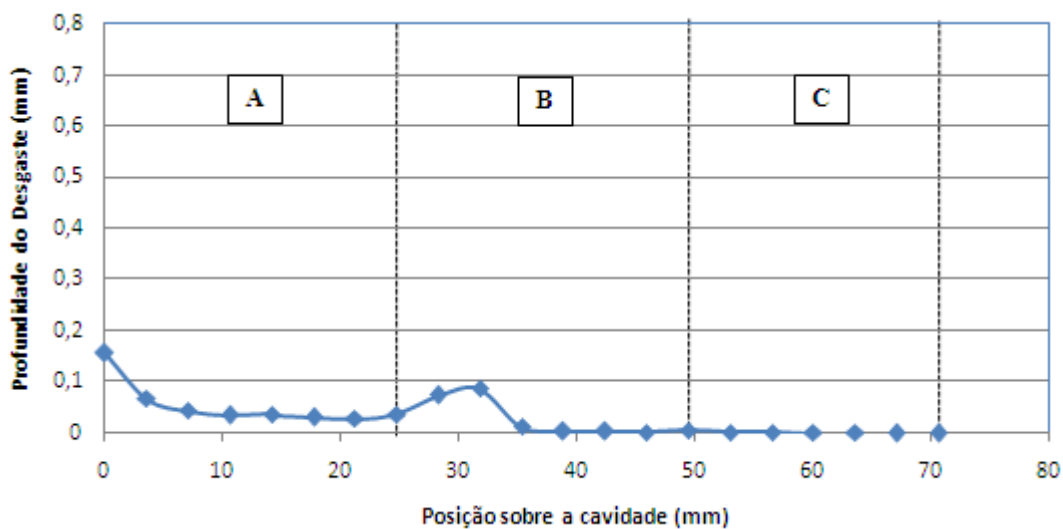


Figura 5.22 - Curva de desgaste da cavidade da matriz para 801 a 950 ciclos de forjamento, dureza 48,0 HrC.

A Figura 5.23 apresenta a curva de profundidade de desgaste da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento considerando que toda a cavidade da matriz apresenta a curva de revenimento do ponto P1.

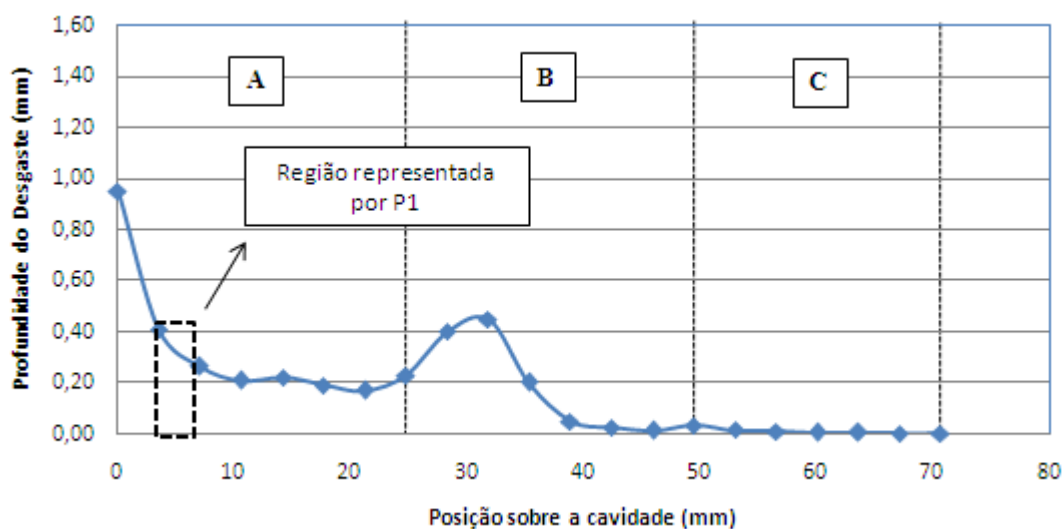


Figura 5.23 - Profundidade de desgaste da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento considerando que toda a cavidade da matriz apresenta a curva de revenimento do ponto P1. A seta indica a região representada por P1.

5.3.1.3 Pontos P2 e P3

Através das Figuras 5.7 e 5.8 é possível observar que as curvas de revenimento dos pontos P2 e P3 são iguais e que não ocorre revenimento nestas regiões. A Figura 5.24 apresenta a curva de desgaste para 950 ciclos de forjamento considerando-se que não ocorre o amaciamento térmico da matriz.

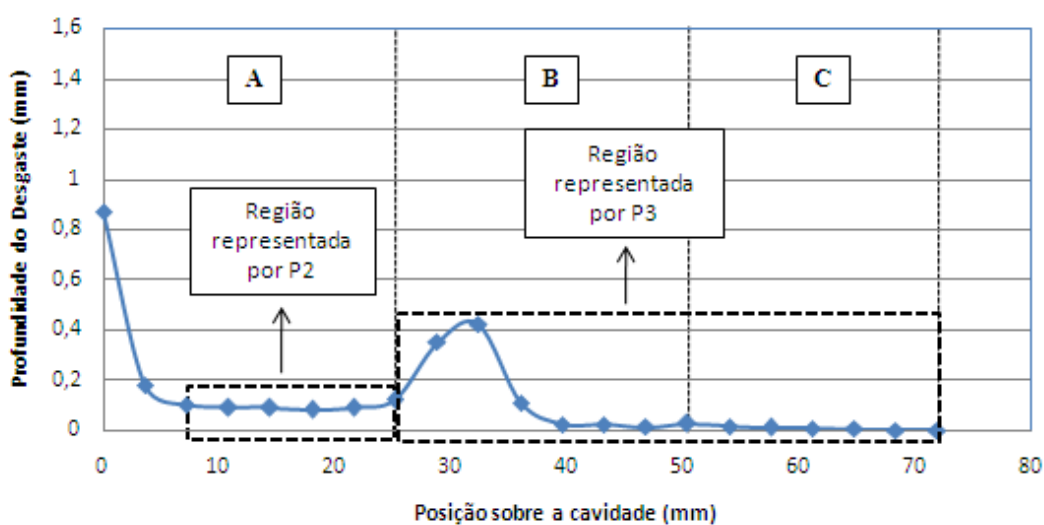


Figura 5.24 – Curva de desgaste da cavidade da matriz considerando a curva de revenimento dos pontos P2/P3 para 950 ciclos de forjamento, dureza 52 Hrc.

Através das Figuras 5.17, 5.23 e 5.24 observa-se que o desgaste está efetivamente relacionado à perda em dureza da ferramenta, sendo o dano maior quanto menor for a dureza.

Mesmo considerando o revenimento da matriz, o desgaste previsto numericamente na região C é praticamente nulo (Figuras 5.17 e 5.23). Este resultado pode ser justificado pelo fato de a velocidade de deslizamento tarugo/matriz ser praticamente nula nesta região (Figura 5.3).

5.3.1.4 Curva de desgaste da cavidade da matriz inferior

A curva de profundidade de desgaste da cavidade da matriz inferior foi determinada considerando-se o desgaste acumulado previsto numericamente nas regiões representadas pelos pontos P0, P1, P2 e P3 (Figuras 5.17, 5.23 e 5.24) e está mostrada na Figura 5.25 para 950 ciclos de forjamento.

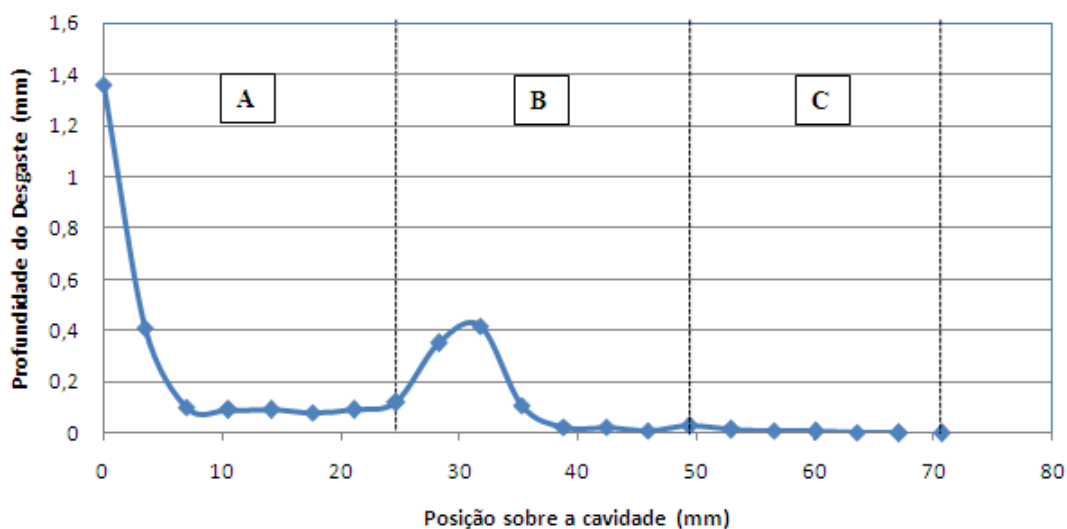


Figura 5.25 – Profundidade de desgaste ao longo da cavidade da matriz inferior prevista numericamente após 950 ciclos de forjamento.

Observa-se que os maiores danos ocorrem nas regiões A (1,36 mm no ponto P0 e 0,41 mm no ponto P1) e na região B (máximo de 0,42 mm).

Os maiores valores de desgaste na região A já eram esperados em função dos maiores valores de pressão e velocidade de deslizamento nesta região, além da ocorrência de revenimento superficial da matriz nas regiões representadas pelos pontos P0 e P1.

O maior valor de desgaste na região B está provavelmente associado ao fato de que é nesta região que ocorre o primeiro contato entre tarugo e matriz. Apesar de não ocorrer revenimento superficial da matriz nesta região (Figura 5.8), os valores de pressão normal (Figura 5.2) e velocidade de deslizamento (Figura 5.3) nos primeiros pontos de contato tarugo/matriz são consideráveis. A profundidade de desgaste prevista na região C é praticamente nula.

5.4 – Dimensões do corpo moedor após 950 ciclos de forjamento

As Figuras 5.26 (a) e (b) mostram, respectivamente, as dimensões médias finais reais do corpo moedor e as dimensões previstas numericamente neste trabalho (considerando o desgaste) após 950 ciclos de forjamento nas direções X e Y. Os valores apresentados foram obtidos somando-se os valores de desgaste (Figura 5.25) nas direções X e Y ao diâmetro inicial do corpo moedor (90,0 mm).

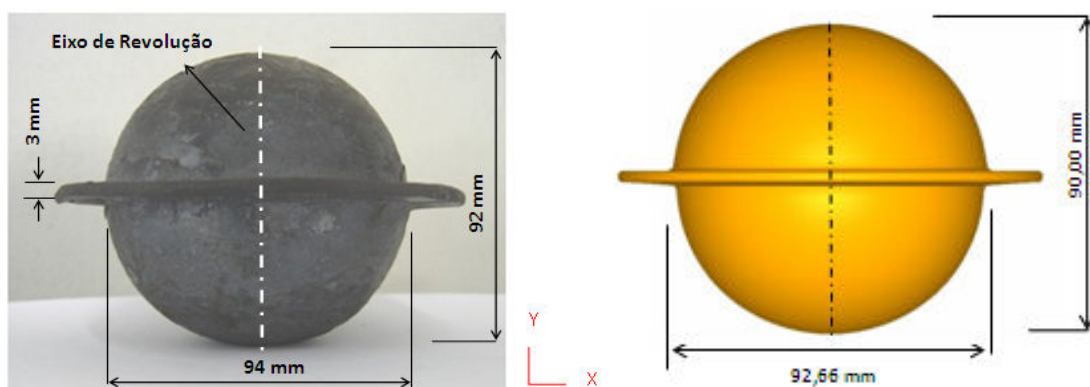


Figura 5.26 – Dimensões finais do corpo moedor após 950 ciclos de forjamento nas direções X e Y: (a) Dimensões reais, (b) Dimensões previstas numericamente neste trabalho.

Pode-se verificar através da Figura 5.26 (b) que o diâmetro do corpo moedor na direção X seria 92,66 mm sendo o desgaste responsável por 66% dos danos (quando comparado com as dimensões reais nesta direção). Já na direção Y seu diâmetro permaneceria inalterado (ou seja, 90,0 mm). Em ambas as direções, os valores reais, mostrados na Figura 5.26 (a), estão acima daqueles previstos numericamente pelo desgaste do material. Acredita-se que estas diferenças seriam resultado da deformação plástica da matriz associada à queda de dureza com o aumento de temperatura.

5.5 Deformação plástica da matriz

Realizou-se simulação de forjamento do corpo moedor levando em consideração a evolução térmica e conseqüente queda da resistência do material da matriz de forjamento desconsiderando a ocorrência de desgaste. A Figura 5.27 mostra as dimensões finais previstas numericamente nestas condições. Constatou-se que a matriz deformou 2,02 mm na direção X (região da rebarba, ponto P0) que somado ao desgaste resultaria em um diâmetro de 96,7 mm (2,7 mm maior que o valor medido experimentalmente). Já o fundo da matriz (direção Y, ponto Pf) deformou-se 0,88 mm o que resultaria em corpo moedor com diâmetro final 91,76 mm, próximo na dimensão experimental (92 mm). Observa-se que, considerando apenas a deformação plástica, o diâmetro do corpo moedor na direção X (94,04 mm) é pouco superior ao valor real (94,0 mm).

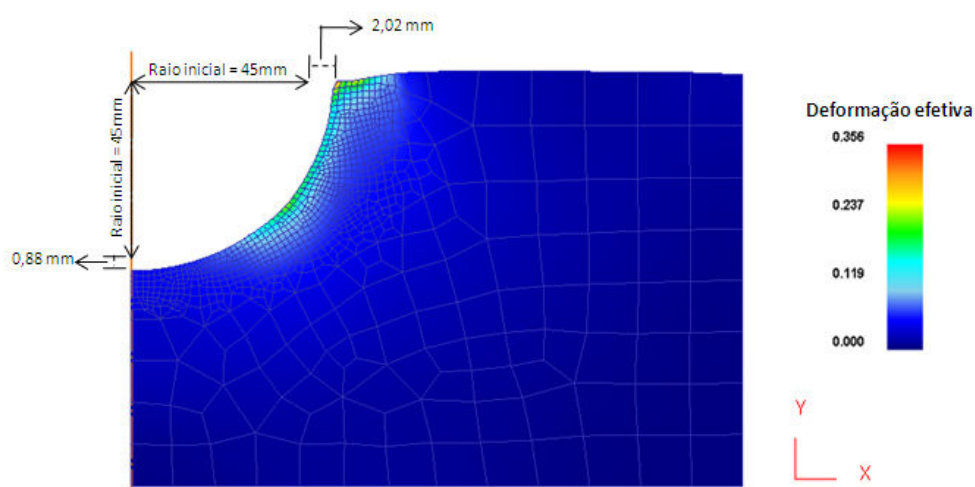


Figura 5.27 – Deformação plástica na matriz inferior.

Os elevados valores de deformação plástica na região de rebarba estão associados à geometria da matriz (canto vivo) e à elevada temperatura nesta região. Conforme mostrado na Figura 5.28 a deformação na quina da matriz foi bem superior às regiões adjacentes ocorrendo amassamento acentuado além de deformação na direção Y (1,06 mm). Desconsiderando-se a região de amassamento, a deformação plástica na direção X na região de rebarba seria 1,02 mm.

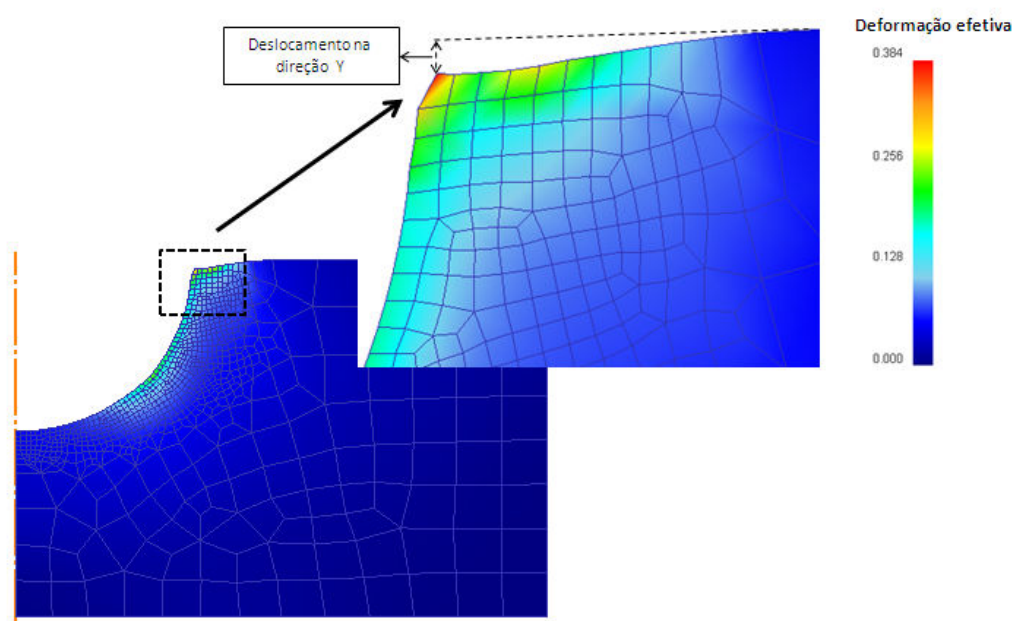


Figura 5.28 – Detalhe da deformação plástica nas direções X e Y na quina da matriz.

Desconsiderando a região de amassamento (direção X), o diâmetro final do corpo moedor nesta direção seria 94,7 mm (0,7 mm maior que o valor real) sendo mais próximo do valor experimental.

Estas diferenças podem estar associadas à modelagem geométrica da região de rebarba da matriz inadequada para este fim e ainda à utilização de dados de entrada obtidos em bibliografias e bancos de dados do software. As diferenças entre resultados reais e experimentais poderiam ser minimizadas se dados experimentais específicos do processo fossem utilizados.

Com o objetivo de verificar a influência do refinamento da malha nos valores de deformação plástica na região de rebarba (direção X), foi realizada simulação numérica com malha de 2000 elementos quadrados: empregou-se malha mais densa, com elementos de 0,01 mm, na região de contato com o material a ser forjado e no restante da matriz foi empregada malha com 0,17 mm. A Figura 5.29 mostra detalhe da região de rebarba nestas condições. É possível observar que ocorre deformação irregular na quina da matriz sendo possível tomar dois pontos como referência para medida da deformação: a matriz deformou 3,5 mm considerando o ponto I e 1,7 mm considerando o ponto I'. Mesmo com o refinamento da malha ocorreu deslocamento e 1,96 mm na direção Y.

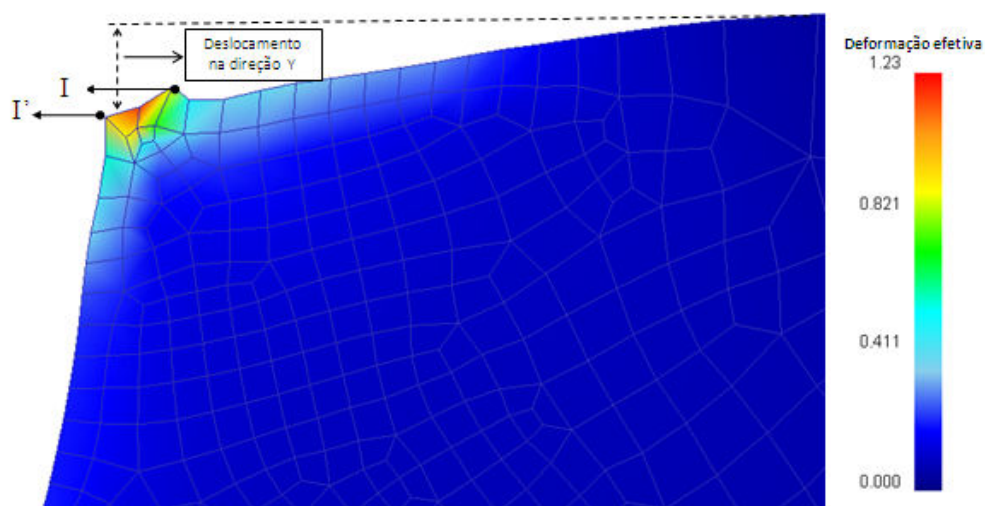


Figura 5.29 – Detalhe da deformação plástica nas direções X e Y na quina da matriz após refinamento da malha.

Os níveis de deformação efetiva apresentados na Figura 5.29 são superiores àqueles da Figura 5.27 e em ambos os casos os valores de deformação na direção X resultaria em corpo moedor com diâmetro superior ao real.

6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

6.1 Conclusões

Através da previsão numérica do desgaste da matriz inferior após 950 ciclos de forjamento o diâmetro final do corpo moedor seria 92,66 mm na direção X e sua altura (direção Y) permanecia inalterada (ou seja, 90,0 mm). Em ambas as direções, os valores reais (94 mm da direção X e 92 mm na direção Y) estão acima daqueles previstos numericamente. Acredita-se que estas diferenças seriam resultado da deformação plástica da matriz associada à queda de dureza com o aumento de temperatura.

Somando-se os valores previstos pela deformação plástica ao desgaste, o resultado previsto numericamente após 950 ciclos de forjamento superestimou o diâmetro do corpo moedor em 2,7 mm na direção X. Desconsiderando a região de amassamento nesta direção (previsto na simulação numérica da deformação plástica) o diâmetro final do corpo moedor seria 94,7 mm sendo, portanto, mais próximo do valor experimental (diferença de 0,7 mm).

Na direção Y o resultado previsto numericamente é 0,24 mm inferior ao diâmetro real do corpo moedor de número 950. Nesta direção (correspondente ao ponto Pf), o desgaste previsto numericamente através do modelo Archard é nulo e, portanto, os danos desta região previstos neste trabalho estão relacionados à deformação plástica.

As diferenças entre resultados reais e experimentais apresentadas podem estar associadas à modelagem geométrica da região de rebarba da matriz inadequada para este fim e à utilização de dados de entrada obtidos em bibliografias e bancos de dados do software. Estas diferenças poderiam ser minimizadas se dados experimentais específicos do processo fossem utilizados.

O desgaste está efetivamente relacionado à perda em dureza da ferramenta durante o processo de forjamento, sendo o dano maior quanto menor for a dureza.

Neste trabalho ficou evidenciada a eficiência da técnica de simulação numérica computacional para prever resultados de desgaste do processo de forjamento, considerando, inclusive, o revenimento superficial da matriz.

6.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Sugere-se o desenvolvimento dos seguintes trabalhos:

- Alteração da modelagem geométrica da matriz na região de rebarba com o objetivo de verificar a influência desta geometria nos valores de deformação plástica;
- Comparação dos valores de dureza reais ao longo da cavidade da matriz inferior com aqueles apresentados nas curvas de revenimento após 950 ciclos de forjamento para validação do modelo empregado neste trabalho;
- Determinação da curva de temperatura equivalente a partir das curvas de estabilização do gradiente térmico da cavidade da matriz inferior, com o objetivo de verificar a influência deste parâmetro na determinação das curvas de revenimento e nos valores de desgaste;
- Estudo da influência dos seguintes fatores na vida útil da matriz: temperatura inicial do tarugo e matriz, velocidade de forjamento; refrigeração e atrito.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALTAN, T; SHIRGAOKAR, M. **Advanced Die Materials and Lubrification Systems to Reduce Die Wear in Hot and Warm Forging**. ERC for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University (2007).

ASM METALS HANDBOOK. **Forming and Forging**. Vol. 14, 4ª edição, 2110 p. 1996.

ASM METALS HANDBOOK. **Heat Treating**. Vol. 4, 3ª Edição, 2173 p. 1995.

BABU, S; RIBEIRO, D; SHIVPURI, R. **Material and Surface Engineering for Precision Forging Dies**. The Ohio State University - Prepared for Precision Forging Consortium - Ohio Aerospace Institute and Nacional Center for Manufacturing Sciences, 1999.

BEHRENS, B.A. **Finite Element Analysis of Die Wear in Hot Forging Processes**. CIRP Annals – Manufacturing Technology, v.57, p. 305-308, 2008.

BEHRENS, B.A; SHAEFER, F. **Prediction of Wear in Hot Forging Tools by Means of Finite-element-analysis**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 167, p. 309-315, 2005.

BICKFORD, W. B. **A First Course in the Finite Element Method**. 2ª. ed., 652 p. Illinois: Irwin, 1994.

BRAGA, L. F. **Simulação Computacional por Elementos finitos do Processo de Forjamento em Matriz Fechada de Rodas SAE 4140 de Utilização em Ponte rolante**. Dissertação de Mestrado, Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, 2005.

CETLIN, P. R.; HELMAN, H. **Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais**. 2ª edição, 263 p. São Paulo, Artliber Editora, 2005.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 6ª edição, 576 p. São Paulo. Publicação da Associação Brasileira de Materiais, 1988.

DIETER, G. E. **Metalurgia Mecânica**. 2ª edição, 653 p. Rio de Janeiro, Editora Guanabara Dois, 1981.

JEONG, D. J; KIM, D.J; KIM, J. H; KIM, B. M; DEAN, T. A. **Effects of Surface Treatments and Lubricants for Warm Forging Die Life**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 113, p. 544 – 550, 2001.

JÚNIOR, A. L. L. **Análise da Influência das Propriedades do Material e Parâmetros do Processo na Simulação Numérica do Processo de Forjamento**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S.R. **Manufacturing Engineering and Technology**. 4ª edição. New Jersey, Prentice Hall.

KANG, J. H; PARK, I. W; JAE, J. S; KANG, S.S. **A study on a die wear model considering thermal softening: (I) Construction of the wear model**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 96, p. 53-58, 1999.

KANG, J. H; PARK, I. W; JAE, J. S; KANG, S.S. **A study on a die wear model considering thermal softening: (II) Application of the suggested model**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 94, p. 183-188, 1999.

KIM, D.H.; LEE, H. C; KIM, B. M; KIM, K.H. **Estimation of die service life against plastic deformation and wear during hot forging process**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 166, p. 372 – 380, 2005.

KIM, D.H.; KIM, B. M; KANG, C.G. **Die life considering the deviation of preheating billet temperature in hot forging proces.** Finite Elements in Analisis and Design, vol. 41, p. 1255 – 1269, 2005.

KIM, D.H.; KIM, B. M; KANG, C.G. **Estimation of die life for a die cooling method in a hot forging process.** International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 27, p.33-39, 2005.

KRAUSS, G. **Steels: Heat treatment and processig principles.** 1ª edição, 497 p. ASM Internatinal, United States of America, 1990.

MAGALHÃES, F. de C. **Estudo da Evolução de Defeitos Superficiais em Barras de Cobre Submetidas ao Processo de Trefilação.** Tese de Doutorado. Escola de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Minas Gerais, 2008.

MAGALHÃES, F. C; PERTENCE, A. E. M; CAMPOS, H. B; AGUILAR, M. T. P; CETLIN, P. R. **Simulação numérica do desgaste de uma matriz de forjamento a quente.** XXIX Senafor, Porto Alegre, 2009.

MESQUITA, R. A; FRANÇA, L. C; BARBOSA, C. A. **Casos de Aplicação de Novos Aços para Ferramenta para Trabalho a Quente.** Tecnologia em Metalurgia e Materiais, v2, p 70-75, 2005.

MESQUITA, R. A; HADDAD, P. T. **Propriedades Fundamentais dos Aços Ferramenta para Matrizes de Forjamento.** XXIX Senafor, Porto Alegre, 2009.

MORENO, M. E. **Desenvolvimento e Implementação de Metodologia de Otimização da Geometria do Blank em Processos de Conformação de Chapas Metálicas.** Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo, 2000.

NEVES, E. M; ALBANI, J; VORUBI JR. S; CINTHO. O.M. **Caracterização Metalográfica de um Aço AISI H13 por meio de Metalografia Convencional e Contraste por Interferência Diferencial (DIC)**. 17º CBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, Foz do Iguaçu, 2006.

NORO, M. R. F; GORNI, A. A. **O Uso do Parâmetro de Revenimento no Tratamento Térmico de Chapas grossas na Usiminas – Cubatão**. 46º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, Santos, 2009.

OLIVEIRA, R. S. **Análise da Fabricação de Fio Retangular de Cobre Eletrolítico, com Seção de 3,5x8,8mm a partir de Vergalhão Cilíndrico de Diâmetro 8 mm**. Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Minas Gerais, 2009.

SCHAEFFER, L. **Forjamento – Introdução ao Processo**. 1ª edição, 202 p. Porto Alegre: Imprensa Livre Editora, 2001.

SHIVPURI, R.; BABU, S. **ASM Handbook: Metalworking: Bulk Forming**, v.14A, p. 62-82, 2005.

VAN VLACK, L. H. **Princípio de Ciência e Tecnologia dos Materiais**. 4ª edição, The University of Michigan, 1994.

ZIENKIEWICZ, O. C. **The Finite Element Method**. 4ª ed. New York: McGraw-Hill, 1989.