

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR MÁRIO LOPES MAGRI

..... E APROVADA
PELA COMISSÃO JULGADORA EM 26 / 08 / 2011

.....
ORIENTADOR

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

Mário Lopes Magri

**Influência da topografia superficial na vida da
matriz de forjamento a quente**

Campinas, 2011

127/2011

Mário Lopes Magri

Influência da topografia superficial na vida da matriz de forjamento a quente

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.

Campinas

2011

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

M276i Magri, Mário Lopes
 Influência da topografia superficial na vida da matriz
de forjamento a quente / Mário Lopes Magri. --
Campinas, SP: [s.n.], 2011.

 Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
 Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

 1. Forjamento. 2. Conformação de metais. 3.
Fresamento. 4. Tribologia. 5. Rugosidade de superfície.
I. Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de
Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
Título.

Título em Inglês: Influence of the surface topography on the life of hot forging
die

Palavras-chave em Inglês: Forging, Metal forming, Milling, Tribology, Surface
roughness

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Sérgio Tonini Button, Renato Goulart Jasinevicius

Data da defesa: 26/08/2011

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

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

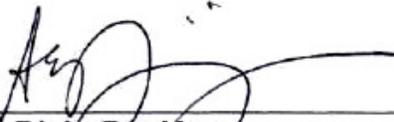
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**Influência da topografia superficial na vida da
matriz de forjamento a quente**

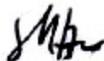
Autor: Mário Lopes Magri

Orientador: Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

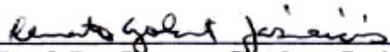
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
Universidade Estadual de Campinas – DEF – FEM – Unicamp



Prof. Dr. Sérgio Tonini Button
Universidade Estadual de Campinas – DEMa – FEM – Unicamp



Prof. Dr. Renato Goulart Jasinevicius
Universidade de São Paulo – EESC – USP

Campinas, 26 de agosto de 2011.

Dedicatória

Este trabalho é dedicado:

Aos meus queridos avós, *Fiore e Amina*; (saudades).

Aos meus queridos pais, *Oswaldo e Neide*, pelo amor, carinho, amizade, dedicação e exemplo.

À minha querida esposa *Suely*, pelo amor, amizade, paciência, carinho, compreensão incentivo, apoio e exemplo.

À minha querida sogra *Rosa*, pelo apoio, incentivo, auxílio nos momentos difíceis, compreensão, amor e exemplo.

Agradecimentos

Seguem abaixo algumas pessoas que foram essenciais e prestaram valorosa contribuição ao desenvolvimento deste trabalho, às quais deixo aqui meu profundo agradecimento:

Ao *Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz* pela orientação, pelo apoio às atividades desenvolvidas, pelo exemplo, pelas valiosas sugestões, pelo compartilhamento dos inúmeros conhecimentos técnicos, pelo companheirismo e principalmente por ter me estendido esta oportunidade.

Ao *Prof. Dr. Sérgio Tonini Button* pelo apoio, pelos conselhos técnicos e pela orientação no desenvolvimento do ferramental e do processo de forjamento, bem como na orientação das atividades práticas nos ensaios de forjamento.

Ao *Prof. Dr. Renato Goulart Jasinevicius* pela orientação e disponibilização do equipamento e da execução das atividades de perfilometria.

Aos *Profs. José Jorge de Andrade, Gleison Rogério Vitti e Marcos Tadeu Venturini*, da Escola SENAI “Vicente Amato”, no município de Jandira (Grande São Paulo), pela disponibilização de máquinas, equipamentos, instrumentos, oficinas e ferramentas para a fabricação das matrizes, do dispositivo de fixação das matrizes (45°), das bases da ferramenta de forjamento e realização do tratamento térmico.

A *Douglas Therezani*, pelo incentivo, amizade e discussões técnicas no decorrer deste trabalho.

A *Gustavo Henrique Pires e Mário Luiz Nunes da Silva*, do departamento de conformação de materiais (DEMa), pelo apoio técnico e orientação durante os ensaios de forjamento.

A *Sílvia do Nascimento Rosa*, pelo auxílio, amizade e orientação em diversas atividades durante a execução dos ensaios de laboratório.

A *Luis Vanderlei Torres*, pelo apoio, amizade e orientação nas atividades de micrografia.

A *Cleiton Lazaro Fazolo de Assis* pelo apoio, execução e orientação nos ensaios de perfilometria.

A *Carlos Ancelmo* e a empresa *Sandvik Coromant* pela amizade e pelo fornecimento de insertos para a usinagem das matrizes.

A *Aristides Magri* pelo apoio, amizade, orientação e auxílio na execução das atividades no laboratório de usinagem.

A *Eduardo José Bernardes* pelo apoio e orientação nas atividades no laboratório de micrografia.

A *Armando Ítalo Sette Antonialli*, pela amizade, pelo apoio, pelas proveitosas discussões técnicas e pela orientação em diversas atividades, principalmente no início deste trabalho.

Ao *Sr. João Lester Garcia Lopes*, da empresa *Thyssen Krupp*, pela orientação e treinamento sobre o processo de forjamento a quente.

A *Alice, Sophia e Izabel*, pelo amor, companheirismo e amizade.

"Estamos aqui para fazer alguma diferença no universo, se não, porque estar aqui?"

(Steve Jobs)

Resumo

MAGRI, Mário Lopes. *Influência da topografia superficial na vida da matriz de forjamento a quente*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2011. 160p. Dissertação (Mestrado).

Vários produtos da indústria metalúrgica mundial são produzidos em regime de produção seriada, que utilizam matrizes em suas operações. Essas matrizes, por sua vez, contêm o perfil negativo do produto e, obviamente, é de interesse econômico que sua vida útil seja a maior possível. Porém, esta vida depende do ambiente ao qual o processo está inserido. No caso do forjamento a quente, que normalmente proporciona um ambiente excessivamente agressivo, as matrizes estão expostas a vários mecanismos de desgaste, como a abrasão, a adesão e a deformação plástica. Uma das variáveis do processo que torna o ambiente agressivo é a faixa de temperatura empregada no aquecimento dos tarugos, entre 900 a 1250°C. Deste modo, durante o tempo de contato, a superfície da matriz pode atingir temperaturas próximas ou mesmo superiores à utilizada para o revenimento do aço-ferramenta empregado na construção das matrizes. Na sequência do processo, após o contato da matriz com o tarugo aquecido ocorre o resfriamento da matriz, gerando um ciclo térmico prejudicial que reduz a dureza das matrizes e, conseqüentemente, a sua vida. Portanto, é de grande interesse conhecer profundamente o processo, bem como as variáveis fundamentais que podem influenciar sua vida. Uma destas variáveis é a topografia da superfície, ou seja, seu perfil de rugosidade. O estudo desta variável é o principal tema deste trabalho. Geralmente se associa a região da matriz ao mecanismo de desgaste característico, e o desgaste abrasivo é o mais agressivo dentre todos. Esse tipo de desgaste ocorre principalmente na região do patamar de rebarbas e, quando atinge certos níveis, compromete a geometria do produto, determinando o fim de vida das matrizes. Por este motivo, essa região foi a escolhida para o estudo dos efeitos da topografia na vida da matriz. Foram desenvolvidas quatro topografias diferentes nesta região, produzidas por fresamento de topo esférico, conforme a metodologia conhecida como “High Speed Machining (HSM)”. Manteve-se a velocidade de corte igual para todas as topografias, pois estas foram obtidas apenas pela variação dos parâmetros f_z e a_e . Destas quatro topografias, duas são formadas por micro-

cavidades e duas são formadas por sulcos direcionais no sentido do avanço. O melhor desempenho tribológico foi alcançado pela topografia com geometria de micro-cavidades, formadas pela utilização dos maiores valores dos parâmetros f_z e a_e . Além do melhor desempenho tribológico verificado por esta topografia, esta superfície apresentou o menor tempo consumido na sua produção.

Palavras-chave

- Forjamento, conformação de metais, fresamento, tribologia, rugosidade de superfície.

Abstract

MAGRI, Mário Lopes. *Influence of the surface topography on the life of hot forging die*, Campinas: Mechanical Engineering Faculty, State University of Campinas, 2011. 160p. Dissertation (Master of Science).

Several products from the worldwide metallurgical industry are produced in mass production system, which use forming dies in their operation. These dies, in turn, contains the negative profile of the product and, obviously, it is of economic interest keep their service life as long as possible. However, the life depends on the process environment in which dies are operating. In hot forging, which usually provides an overly aggressive environment, the dies are exposed to several wear mechanisms as abrasion, adhesion and plastic deformation. A process variable that contributes to the aggressive environment is the temperature range used in the heating of the billets, between 900 to 1250°C. Thus, during the contact time the die surface can reach temperatures close or even higher to the usual tempering temperature of the tool steel applied in the die construction. Following the process, after the contact between die and hot billet, the die cooling occurs what generates a harmful thermal cycle that reduces the die hardness and, consequently, the service life. Therefore, the entire knowledge of the process is desirable, as well as their key variables that can influence the die life. One of these variables is the surface topography, i.e., its roughness profile. The study of this variable is the main subject of this work. Usually, abrasive wear is the most aggressive among all mechanisms of wear. This kind of wear occurs mainly in the flash land, and when this wear reaches a level that compromises the product geometry, determines the die rejection. For this reason, this region was chosen for the study of the effects of surface topography in die service life. Four different topographies were developed on this region, produced by ball end milling in according to a methodology known as High Speed Machining (HSM). All topographies were made under the same cutting speed and they were obtained only by varying the f_z and a_e parameters. In these four topographies, two were formed by micro-cavities and two by grooves along the tool feed direction. The best tribological performance was achieved by micro-cavities topography, formed by the highest values for f_z and

a_e parameters. In addition to the better tribological performance observed in this topography, its roughness profile presented the shortest time consumed in its production.

Key words:

- Forging, metal forming, milling, tribology, surface roughness.

Lista de Figuras

| | |
|---|----|
| Figura 2.1 – Exemplos de fibramento formado pela ação da conformação (MOREIRA, 2004). | 8 |
| Figura 2.2 – Comparação do fibramento obtido por usinagem (a) e forjamento, com recalque nos flanges (b) (BLAIN, 1964)..... | 8 |
| Figura 2.3 – Matriz superior e inferior utilizada no forjamento fechado (THOMAS, 1971)..... | 9 |
| Figura 2.4 – Ângulo de saída nas matrizes de forjamento fechado (THOMAS, 1971)..... | 10 |
| Figura 2.5 – Matriz sem raios de canto e defeitos associados (THOMAS, 1971)..... | 10 |
| Figura 2.6 – Linha divisória, matrizes com desvios simétricos e assimétricos (a) e ação de duas cavidades contrapostas (b) (THOMAS, 1971)..... | 11 |
| Figura 2.7 – Exemplos de linhas divisórias em matrizes (THOMAS, 1971)..... | 11 |
| Figura 2.8 – Cavidade para rebarba de forjamento (DIETER, 1988)..... | 11 |
| Figura 2.9 – Componentes obtidos por forjamento de precisão (a). Comparação entre biela forjada em processo convencional (b1) e em forjamento de precisão (b2) (DOEGE e BOHNSACK, 2000)..... | 12 |
| Figura 2.10 – Regiões propícias ao surgimento de mecanismos comuns de falha em matrizes de forjamento: (1) abrasão, (2) fadiga térmica, (3) fadiga mecânica e (4) deformação plástica (KANNAPPAN, 1970 apud ALTAN, 1988)..... | 16 |
| Figura 2.11 – Geometria de interação entre duas superfícies aparentemente planas. Em escala microscópica, as áreas reais de contato estão nos picos projetados (HONDROS, 1971)..... | 17 |
| Figura 2.12 – Aspecto de uma superfície danificada por abrasão (CZICHOS, 1978)..... | 19 |
| Figura 2.13 – Abrasão de dois corpos (a) e abrasão de três corpos (b) (CZICHOS, 1978)..... | 19 |
| Figura 2.14 – Situação de desgaste adesivo (CZICHOS, 1978)..... | 20 |
| Figura 2.15 – Aspecto da adesão de material por sobre uma superfície (CZICHOS, 1978)..... | 20 |
| Figura 2.16 – Aspecto de uma superfície danificada por fadiga superficial (CZICHOS, 1978). | 22 |
| Figura 2.17 – Matriz para forjamento de manga de eixo. As setas a e b mostram pontos de iniciação de trincas (EBARA e KUBOTA, 2007)..... | 23 |
| Figura 2.18 – Fadiga térmica em matriz para produção de bielas (EBARA e KUBOTA, 2007)..... | 23 |

| | |
|--|----|
| Figura 2.19 – Pequenas trincas encontradas em uma manga de eixo forjada, evidenciadas pela seta “a” (EBARA e KUBOTA, 2007)..... | 24 |
| Figura 2.20 – Trincas por fadiga térmica, e presença de lascamento do material da matriz (seta vermelha) (SJÖSTRÖM e BERGSTRÖM; 2005)..... | 24 |
| Figura 2.21 – Deformação em temperatura ambiente e a 200°C na superfície do pino (BARRAU et al., 2003)..... | 26 |
| Figura 2.22 – Superfície do pino (42 HRC) após o teste com 700°C, evidenciando a formação de cavidades devido ao fluxo de material (BARRAU et al., 2003)..... | 26 |
| Figura 2.23 – Oxidação e óxidos sobre a superfície do pino após ensaios a 800°C (BARRAU et al., 2003)..... | 26 |
| | |
| Figura 3.1 – Balanço da ferramenta normal para 3 eixos em (a), e ferramenta com balanço reduzido para 5 eixos em (b). Com 5 eixos, é possível o uso de uma ferramenta mais curta, ou com menor balanço (JAJE, 2007)..... | 31 |
| Figura 3.2 – Temperaturas de usinagem em fresamento com altas velocidades de corte (SALOMON, 1931 apud SCHULZ, 1999)..... | 32 |
| Figura 3.3 – Diâmetro efetivo de corte em fresa de topo esférico, em relação à profundidade de corte (SANDVIK, 2002)..... | 36 |
| Figura 3.4 – Fresamento com estratégia de contorno (a), e com estratégia de cópia (b) (SANDVIK, 2002)..... | 38 |
| Figura 3.5 – Forma (perfil nominal), ondulação e rugosidade de uma superfície (WHITESTONE, 1994 apud STEPHENSON e AGAPIOU, 1997)..... | 44 |
| Figura 3.6 – Definição dos parâmetros usados para computar a rugosidade média (R_a) (STEPHENSON e AGAPIOU, 1997)..... | 44 |
| Figura 3.7 – Razão de material (fração de contato) (BECKER, SANTOS e SALES, 2005)..... | 45 |
| Figura 3.8 – Parâmetros da curva de Abbott-Firestone (BECKER, SANTOS e SALES, 2005) | 46 |
| Figura 3.9 – Representação do padrão de interferência utilizado para caracterização de superfícies (SCHEY, 1983)..... | 47 |
| Figura 3.10 – Exemplo de texturas superficiais conforme a caracterização dos parâmetros S_{sk} e S_{ku} (COHEN, 2009)..... | 48 |

| | |
|---|----|
| Figura 3.11 – Exemplo de texturas superficiais conforme a caracterização do parâmetro S_{ds} (COHEN, 2009)..... | 49 |
| Figura 3.12 – Exemplo de textura superficial conforme a caracterização do parâmetro S_{sc} (COHEN, 2009)..... | 50 |
| Figura 3.13 – Representação da curva de razão de material, e suas respectivas divisões (S_m , S_c e S_v) (COHEN, 2009)..... | 51 |
| Figura 3.14 – Aspecto da superfície usinada com f_z menor do que a_e e com f_z igual a_e (a). Influência dos parâmetros R e a_e na determinação da altura de crista (h) para a usinagem com fresas de topo esférico (b) (SANDVIK, 2002)..... | 52 |
| Figura 3.15 – Raio efetivo de corte (mm)..... | 53 |
| Figura 3.16 – Influência do aumento da penetração de trabalho (a_e) no tamanho dos sulcos produzidos na usinagem (HIOKI, 2006)..... | 55 |
| Figura 3.17 – Imagem gráfica de superfície para $vc = 150\ m/min.$; $a_p = 0,4\ mm$; $a_e = 0,35\ mm$ e $f_z = 0,25\ mm$ (HIOKI, 2006)..... | 55 |
| Figura 3.18 – Influência do avanço por dente na direcionalidade da superfície. (a) $f_z = 0,25\ mm$ e $a_e = 0,35\ mm$. (b) $f_z = 0,05\ mm$ e $a_e = 0,95\ mm$ (HIOKI, 2006)..... | 55 |
| Figura 3.19 – Superfície com pior desempenho tribológico, produzida com $vc = 300\ m/min.$, $a_p = 0,2\ mm$, $a_e = 0,95\ mm$ e $f_z = 0,05\ mm$. Amostra após a usinagem (a) e após o período de estabilização do ensaio (b), com marcas de lubrificante (HIOKI, 2006)..... | 57 |
| Figura 3.20 – Superfície com melhor desempenho tribológico. Amostra após a usinagem (a) e após o período de estabilização do ensaio (b), com marcas de lubrificante (HIOKI, 2006)..... | 57 |
| | |
| Figura 4.1 a – Matriz Inferior..... | 59 |
| Figura 4.1 b – Matriz Superior..... | 59 |
| Figura 4.2 – Dimensões da matriz e do patamar de rebarba (matriz inferior). No detalhe (círculo), está o alojamento de fixação..... | 59 |
| Figura 4.3 – Dimensões da matriz e do patamar de rebarba (matriz superior). No detalhe (círculo), está o alojamento de fixação..... | 59 |
| Figura 4.4 – Dureza (HR_C) e temperatura de revenimento (VILLARES, 2006)..... | 60 |
| Figura 4.5 – Micrografia do aço ABNT H13 (martensita revenida). Reagente: Villela..... | 61 |

| | |
|---|----|
| Figura 4.6 – Dispositivo utilizado para fixar as matrizes à 45° na operação de fresamento em acabamento..... | 62 |
| Figura 4.7 – Inserto esférico ($R = 4 \text{ mm}$), utilizado na usinagem de acabamento..... | 62 |
| Figura 4.8 – Centro de usinagem utilizado na usinagem de acabamento..... | 63 |
| Figura 4.9 – Topografia teórica resultante dos parâmetros adotados na <i>condição 1</i> | 65 |
| Figura 4.10 – Topografia teórica resultante dos parâmetros adotados na <i>condição 2</i> | 65 |
| Figura 4.11 – Topografia teórica resultante dos parâmetros adotados na <i>condição 3</i> | 66 |
| Figura 4.12 – Topografia teórica resultante dos parâmetros adotados na <i>condição 4</i> | 67 |
| Figura 4.13 – Perfilômetro (a) e imagem virtual gerada pelo equipamento (b)..... | 68 |
| Figura 4.14 – Imagem de superfície usinada conforme os parâmetros: <i>condição 1</i> (a) e <i>condição 2</i> (b)..... | 70 |
| Figura 4.15 – Avaliação da microdureza transversal. Em (a), superfície próxima ao chanfro, em (b) superfície próxima à cavidade. Dimensões em μm | 71 |
| Figura 4.16 – Imagem ampliada (2000x) produzida pelo MEV. Os pontos 1, 2 e 3 indicam o local determinado para se efetuar o processo de caracterização do material (EDS)..... | 72 |
| Figura 4.17 – Prensa hidráulica do Laboratório de Conformação de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP..... | 73 |
| Figura 4.18 – Tarugo utilizado para o forjamento (a). Em (b) tarugo posicionado entre as matrizes antes do forjamento e em (c) o tarugo após o fechamento das matrizes. Em 1 e 2, o deslocamento de material que provoca o desgaste no patamar de rebarbas..... | 73 |
| Figura 4.19 – Conjunto Superior. Em (a), posição de fechamento, e (b), em posição de extração (acionamento do extrator por mola)..... | 74 |
| Figura 4.20 – Conjunto Inferior. Em (a), posição de fechamento, e (b), em posição de extração (extrator acionado após o forjamento)..... | 75 |
| Figura 4.21 – Ferramental montado na prensa. Conjunto Inferior (a) e conjunto superior (b). | 75 |
| | |
| Figura 5.1 – Perfis de rugosidade no patamar de rebarbas das matrizes de forjamento. Em (a), superfície usinada com os parâmetros de corte da <i>condição 1</i> , em (b) a <i>condição 2</i> , em (c) a <i>condição 3</i> e em (d) a <i>condição 4</i> | 80 |

| | |
|--|----|
| Figura 5.2 – Superfícies desgastadas após o ensaio de forjamento (50 peças). Áreas localizadas próximo à cavidade da matriz. Em (a), superfície da <i>condição 1</i> , em (b) da <i>condição 2</i> , em (c) da <i>condição 3</i> e em (d) da <i>condição 4</i> . As setas indicam desgaste abrasivo e os círculos indicam adesão..... | 81 |
| Figura 5.3 – Região de referência para comparação do desempenho das superfícies..... | 82 |
| Figura 5.4 – Comprimento de referência para as quatro condições de usinagem. Em (a), a matriz da <i>condição 1</i> , em (b) da <i>condição 2</i> , em (c) da <i>condição 3</i> e em (d) da <i>condição 4</i> . As setas na figura 5.4c indicam o desgaste nos picos formados na usinagem..... | 83 |
| Figura 5.5 – Comportamento padrão do desgaste de cada superfície, em região próxima ao chanfro, mas antes da faixa de referência. Em (a) superfície da <i>condição 1</i> , em (b) superfície da <i>condição 2</i> , em (c) superfície da <i>condição 3</i> e em (d) superfície da <i>condição 4</i> . As setas em vermelho indicam o topo da cavidade e em azul o fundo da cavidade..... | 85 |
| Figura 5.6 – Fenômenos de desgaste encontrados no patamar de rebarbas. Em (a), sulco característico de abrasão, em (b) adesão de partículas por sobre a superfície, em (c) superfície deformada plasticamente e em (d) corte transversal apresentando adesão e deformação plástica..... | 85 |
| Figura 5.7 – Comparação do peso das matrizes superiores, antes e depois do forjamento. Valores em gramas..... | 86 |
| Figura 5.8 – Comparação do peso das matrizes inferiores, antes e depois do forjamento. Valores em gramas..... | 86 |
| Figura 5.9 – Acréscimo de material no patamar de rebarbas, após os ensaios de forjamento. Valores em microns (μm)..... | 87 |
| Figura 5.10 – Resultado da análise EDS no primeiro ponto tomado no material do forjado..... | 89 |
| Figura 5.11 – Resultado da análise EDS no segundo ponto tomado no material do forjado..... | 89 |
| Figura 5.12 – Comparação da dureza superficial antes e depois do forjamento. Valores em HR_C | 90 |
| Figura 5.13 – Valores (média) de microdureza das matrizes, antes do forjamento. Valores em HR_C . Nas abscissas, a distância entre a indentação e a superfície..... | 90 |
| Figura 5.14 – Valores médios de microdureza transversal (HR_C) para a <i>condição 1</i> . Matrizes após o forjamento de 50 peças. Nas abscissas, a distância entre a indentação e a superfície..... | 91 |

| | |
|--|-----|
| Figura 5.15 – Valores médios de microdureza transversal (HR_C) para a <i>condição 2</i> . Matrizes após o forjamento de 50 peças. Nas abscissas, a profundidade de endentação..... | 91 |
| Figura 5.16 – Valores médios de microdureza transversal (HR_C) para a <i>condição 3</i> . Matrizes após o forjamento de 50 peças. Nas abscissas, a profundidade de endentação..... | 92 |
| Figura 5.17 – Valores médios de microdureza transversal (HR_C) para a <i>condição 4</i> . Matrizes após o forjamento de 50 peças. Nas abscissas, a profundidade de endentação..... | 92 |
| Figura 5.18 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a <i>condição 1</i> , no sentido longitudinal ao avanço..... | 94 |
| Figura 5.19 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a <i>condição 1</i> , no sentido transversal ao avanço..... | 94 |
| Figura 5.20 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a <i>condição 2</i> , no sentido longitudinal ao avanço..... | 96 |
| Figura 5.21 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a <i>condição 2</i> , no sentido transversal ao avanço..... | 96 |
| Figura 5.22 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a <i>condição 3</i> , no sentido longitudinal ao avanço..... | 97 |
| Figura 5.23 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a <i>condição 3</i> , no sentido transversal ao avanço..... | 97 |
| Figura 5.24 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a <i>condição 4</i> , no sentido transversal ao avanço..... | 99 |
| Figura 5.25 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a <i>condição 4</i> , no sentido longitudinal ao avanço..... | 99 |
| Figura 5.26 – Representação típica da topografia referente à <i>condição 1</i> , processada em um perfilômetro, realizada antes dos ensaios de forjamento..... | 100 |
| Figura 5.27 – Em (a), superfície próxima ao chanfro, após forjar 50 peças. Em (b), superfície próxima à cavidade, nas mesmas condições..... | 100 |
| Figura 5.28 – Representação da alteração dos parâmetros de superfície, após os ensaios de 50 peças, para a <i>condição 1</i> (imagem sem escala)..... | 103 |
| Figura 5.29 – Representação típica da topografia referente à <i>condição 2</i> , processada em um perfilômetro, realizada antes dos ensaios de forjamento..... | 104 |

| | |
|---|-----|
| Figura 5.30 – Em (a), superfície próxima ao chanfro, após forjar 50 peças. Em (b), superfície próxima à cavidade, nas mesmas condições..... | 104 |
| Figura 5.31 – Representação da alteração dos parâmetros de superfície, após os ensaios de 50 peças, para a <i>condição 2</i> (imagem sem escala)..... | 105 |
| Figura 5.32 – Representação típica da topografia referente à <i>condição 3</i> , processada em um perfilômetro, realizada antes dos ensaios de forjamento..... | 107 |
| Figura 5.33 – Em (a), superfície próxima ao chanfro, após forjar 50 peças. Em (b), superfície próxima à cavidade, nas mesmas condições..... | 107 |
| Figura 5.34 – Representação da alteração dos parâmetros de superfície, após os ensaios de 50 peças, para a <i>condição 3</i> (imagem sem escala)..... | 108 |
| Figura 5.35 – Representação típica da topografia referente à <i>condição 4</i> , processada em um perfilômetro, realizada antes dos ensaios de forjamento..... | 109 |
| Figura 5.36 – Em (a), superfície próxima ao chanfro, após forjar 50 peças. Em (b), superfície próxima à cavidade, nas mesmas condições..... | 110 |
| Figura 5.37 – Representação da alteração dos parâmetros de superfície, após os ensaios de 50 peças, para a <i>condição 4</i> (imagem sem escala)..... | 110 |
| Figura 5.38 – Em (a) imagem obtida com a <i>condição 1</i> após forjar 125 peças. As setas indicam riscos de abrasão e os círculos pontos de adesão. Em (b), região de referência após forjar 125 peças..... | 118 |
| Figura 5.39 – Em (a) imagem da superfície obtida com a <i>condição 2</i> após forjar 125 peças. Setas indicam sinais de deformação plástica e os círculos sinais de adesão. Em (b), região e referência após forjar 125 peças | 119 |
| Figura 5.40 – Valores de microdureza transversal, para a <i>condição 1</i> , após forjar 125 peças. Nas abscissas, a profundidade de indentação..... | 119 |
| Figura 5.41 – Valores de microdureza transversal, para a <i>condição 2</i> , após forjar 125 peças. Nas abscissas, a profundidade de indentação..... | 120 |
| Figura 5.42 – Acréscimo de material no patamar de rebarbas, após forjar 125 peças. Valores em microns (μm)..... | 120 |
| Figura 5.43 – Em (a), superfície da <i>condição 1</i> , próxima ao chanfro, após forjar 125 peças. Em (b) superfície próxima à cavidade, após forjar 125 peças. É visível nesta imagem que a topografia foi quase totalmente extinta..... | 121 |

| | |
|---|-----|
| Figura 5.44 – Em (a), superfície da <i>condição 2</i> , próxima ao chanfro, após forjar 125 peças. Em (b) superfície próxima à cavidade, após forjar 125 peças. É visível nesta imagem que a topografia foi quase totalmente extinta..... | 122 |
| Figura 5.45 – Região do patamar de rebarbas e do raio de junção com a cavidade, indicado com seta, para as matrizes da <i>condição 1</i> (a), e da <i>condição 2</i> (b)..... | 123 |

Lista de Tabelas

| | |
|--|-----|
| Tabela 2.1 – Composição (% em peso) de alguns aços série AISI H (VILLARES, 2006)..... | 13 |
| Tabela 2.2 – Características dos aços para trabalho a quente (VILLARES, 2006)..... | 13 |
| Tabela 4.1 – Composição química do aço ABNT H13..... | 60 |
| Tabela 4.2 – Parâmetros de corte empregados na <i>condição 1</i> | 64 |
| Tabela 4.3 – Parâmetros de corte empregados na <i>condição 2</i> | 65 |
| Tabela 4.4 – Parâmetros de corte empregados na <i>condição 3</i> | 66 |
| Tabela 4.5 – Parâmetros de corte empregados na <i>condição 4</i> | 66 |
| Tabela 4.6 – Nomenclatura das matrizes conforme condição, réplica e posicionamento na ferramenta..... | 76 |
| Tabela 4.7 – Primeira etapa dos ensaios de forjamento..... | 77 |
| Tabela 4.8 – Segunda etapa dos ensaios de forjamento..... | 77 |
| Tabela 5.1 – <i>Condição 1</i> : valores médios de rugosidade R_y , antes do forjamento..... | 93 |
| Tabela 5.2 – <i>Condição 1</i> : valores médios de rugosidade R_y , após o forjamento..... | 95 |
| Tabela 5.3 – <i>Condição 2</i> : valores médios de rugosidade R_y , antes do forjamento..... | 95 |
| Tabela 5.4 – <i>Condição 2</i> : valores médios de rugosidade R_y , após o forjamento..... | 96 |
| Tabela 5.5 – <i>Condição 3</i> : valores médios de rugosidade R_y , antes do forjamento..... | 97 |
| Tabela 5.6 – <i>Condição 3</i> : valores médios de rugosidade R_y , após o forjamento..... | 98 |
| Tabela 5.7 – <i>Condição 4</i> : valores médios de rugosidade R_y , antes do forjamento..... | 98 |
| Tabela 5.8 – <i>Condição 4</i> : valores médios de rugosidade R_y , após o forjamento..... | 99 |
| Tabela 5.9 – Parâmetros de rugosidade (valores médios) para todas as condições..... | 101 |
| Tabela 5.10 – Parâmetros de rugosidade (valores médios) para todas as condições..... | 121 |

Lista de Equações

| | |
|-------------------|----|
| Equação 3.1..... | 35 |
| Equação 3.2..... | 35 |
| Equação 3.3..... | 35 |
| Equação 3.4..... | 36 |
| Equação 3.5..... | 36 |
| Equação 3.6..... | 36 |
| Equação 3.7..... | 51 |
| Equação 3.8..... | 52 |
| Equação 3.9..... | 52 |
| Equação 3.10..... | 52 |
| Equação 4.1..... | 63 |
| Equação 4.2..... | 64 |

Lista de Abreviaturas e Siglas

Parâmetros de corte

| | | |
|------------|--------------------------------------|----------------|
| a_e | Profundidade radial de usinagem..... | <i>mm</i> |
| a_p | Profundidade axial de usinagem..... | <i>mm</i> |
| f_z | Avanço por faca..... | <i>mm/faca</i> |
| <i>RPM</i> | Rotações por minuto | |
| v_c | Velocidade de corte..... | <i>m/min.</i> |
| v_f | Velocidade de avanço..... | <i>mm/min.</i> |
| h_m | Espessura média do cavaco..... | <i>mm</i> |

Siglas

| | | |
|-------------|--|---------------------------|
| HR_C | Dureza superficial (Hardness Rockwell)..... | <i>kgf/mm²</i> |
| HB | Dureza superficial (Hardness Brinell)..... | <i>kgf/mm²</i> |
| <i>CNC</i> | Controle numérico computadorizado (Computed Numeric Control) | |
| <i>HSM</i> | Usinagem em altas velocidades (High Speed Machining) | |
| <i>CAD</i> | Projeto assistido por computador (Computer Aided Design) | |
| <i>CAM</i> | Manufatura assistida por computador (Computer Aided Manufacturing) | |
| <i>ABNT</i> | Associação Brasileira de Normas Técnicas | |
| <i>AISI</i> | American Iron and Steel Institute | |
| TiN | Nitreto de Titânio | |
| Al_2O_3 | Óxido de Alumínio | |
| $TiCN$ | Carbonitreto de Titânio | |
| $TiAlN$ | Nitreto de Titânio-Alumínio | |
| CrN | Nitreto de Cromo | |

SUMÁRIO

| | |
|--|-----------|
| Dedicatória..... | iv |
| Agradecimentos..... | v |
| Resumo..... | viii |
| Abstract..... | x |
| Lista de Figuras..... | xii |
| Lista de Tabelas..... | xx |
| Lista de Equações..... | xxi |
| Lista de Abreviaturas e Siglas..... | xxii |
| | |
| 1 INTRODUÇÃO..... | 1 |
| | |
| 2 FORJAMENTO..... | 5 |
| 2.1 Introdução..... | 5 |
| 2.2 Forjamento a quente..... | 6 |
| 2.3 Forjamento em matriz fechada..... | 9 |
| 2.4 Materiais Empregados na Fabricação de Matrizes para Forjamento Quente..... | 12 |
| 2.5 Variáveis do processo que influem no desgaste das matrizes..... | 13 |
| 2.6 Mecanismos de desgaste inerentes ao processo..... | 15 |
| | |
| 3 USINAGEM DE MOLDES E MATRIZES..... | 27 |
| 3.1 Introdução..... | 27 |
| 3.2 Fabricação de moldes e matrizes..... | 28 |
| 3.3 Usinagem de moldes e matrizes no estado endurecido..... | 32 |
| 3.3.1 High Speed Machining..... | 32 |
| 3.3.2 Parâmetros de corte empregados na usinagem de moldes e matrizes..... | 33 |
| 3.3.3 Estratégias para usinagem de cavidades nos moldes e matrizes..... | 36 |
| 3.3.4 Ferramental utilizado para fresamento de aços endurecidos..... | 39 |
| 3.4 Integridade superficial..... | 41 |

| | |
|--|-----------|
| 3.4.1 Rugosidade..... | 42 |
| 3.4.2 Caracterização do perfil de rugosidade..... | 43 |
| 3.4.2.1 Parâmetros tridimensionais para caracterização superficial..... | 48 |
| 3.4.3 Perfil de rugosidade produzido no fresamento de topo esférico..... | 51 |
| 3.5 Desempenho Tribológico de Superfícies Usinadas..... | 53 |
| | |
| 4 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS..... | 58 |
| 4.1 Introdução..... | 58 |
| 4.2 Matrizes para Forjamento a Quente..... | 58 |
| 4.2.1 Material Utilizado na Confeção das Matrizes..... | 60 |
| 4.2.2 Preparação das matrizes..... | 61 |
| 4.2.3 Usinagem de acabamento..... | 62 |
| 4.2.3.1 Parâmetros de corte para o acabamento..... | 63 |
| 4.3 Caracterização das matrizes..... | 67 |
| 4.3.1 Caracterização superficial (perfil de rugosidade)..... | 68 |
| 4.3.1.1 Rugosidade longitudinal e transversal..... | 68 |
| 4.3.1.2 Rugosidade tridimensional..... | 68 |
| 4.3.2 Caracterização visual..... | 69 |
| 4.3.3 Caracterização estrutural..... | 70 |
| 4.3.3.1 Microdureza transversal..... | 70 |
| 4.3.4 Caracterização dimensional..... | 71 |
| 4.3.5 MEV..... | 72 |
| 4.4 Ensaio de Forjamento..... | 72 |
| 4.4.1 Ferramental desenvolvido para montagem na prensa..... | 74 |
| 4.4.2 Nomenclatura associada às matrizes..... | 75 |
| 4.4.3 Desenvolvimento dos ensaios de forjamento..... | 76 |
| 4.5 Caracterização das matrizes após o forjamento..... | 77 |
| | |
| 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES..... | 78 |
| 5.1 Primeiro ciclo dos ensaios..... | 78 |
| 5.1.1 Avaliação visual da topografia..... | 79 |

| | |
|---|------------|
| 5.1.2 Avaliação dimensional das matrizes..... | 86 |
| 5.1.3 Caracterização de materiais..... | 87 |
| 5.1.4 Avaliação estrutural das matrizes..... | 89 |
| 5.1.5 Avaliação do perfil de rugosidade..... | 92 |
| 5.2 Conclusões do primeiro ciclo dos ensaios..... | 111 |
| 5.3 Segundo ciclo dos ensaios..... | 117 |
| 5.4 Conclusões do segundo ciclo dos ensaios..... | 124 |
| | |
| 6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS..... | 125 |
| 6.1 Sugestões para trabalhos futuros..... | 126 |
| | |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS..... | 127 |

1 INTRODUÇÃO

Os processos de conformação de metais e injeção de materiais metálicos ou plásticos são amplamente empregados na fabricação de bens de consumo em diversos segmentos. Entre os vários componentes que unidos constituem as ferramentas que realizam os processos mencionados, as matrizes e os moldes, por possuírem cavidades com o perfil do produto, são os responsáveis por conferir a forma e as dimensões finais aos materiais conformados.

Uma vez que esses processos normalmente se desenvolvem em sistema de produção seriada, e a produtividade depende linearmente do seu ritmo – que deve ser contínuo, com um mínimo de paradas de linha – deve-se evitar ao máximo a interrupção do ciclo produtivo (*tempos ociosos* ou *improdutivos*). Portanto, é de grande importância que as matrizes e os moldes sejam utilizados até o limite de sua vida útil, porém sem comprometer a qualidade final dos produtos conformados ou injetados. Mas ainda, é fundamental que esta vida seja a mais longa possível.

É fato que a vida da matriz afeta grandemente os custos de manufatura, ou seja, existe o prejuízo financeiro gerado na manutenção ou substituição desses componentes. Esse custo é inversamente proporcional à vida da ferramenta, e é somado aos prejuízos envolvidos nos atrasos devido à parada da produção em si. De fato, quanto maior a necessidade de manutenção ou substituição desses componentes, maior será o prejuízo financeiro observado pela empresa.

O custo da matriz engloba cerca de 30% do custo total em um processo de forjamento a quente em matriz fechada (que será estudado neste trabalho). Portanto, um aumento de 100% na vida da matriz pode reduzir esse custo total para cerca de 15%, indicando que deve-se utilizar adequadamente todos os recursos disponíveis que resultem em maximização da vida da matriz.

Porém, para se maximizar a vida do ferramental de forjamento a quente é necessário conhecer plenamente as condições e os fenômenos atuantes durante o processo em questão, bem como as características desejáveis que devem estar presentes no ferramental com o objetivo de se minimizar os efeitos do desgaste, resultando em aumento da vida útil da ferramenta (BAYRAMOGLU, POLAT e GEREN, 2008; TURK, PERUŠ e TERČELJ, 2004; BERTI e MONTI, 2005; KIM et al., 2004).

Durante o processo de forjamento a quente, as matrizes não estão sujeitas apenas a tensões mecânicas, mas também a tensões térmicas induzidas pelo ciclo térmico e pelas operações

sucessivas de forjamento, causando danos às superfícies das matrizes e às camadas imediatamente abaixo.

Essas tensões estão presentes tanto no processo de preenchimento da matriz (deformação e propagação do material dentro da cavidade) quanto na extração do componente forjado, quando a matriz é refrigerada pelo *spray* lubrificante (BERTI e MONTI, 2005; KIM et al., 2004).

Devido a esse ambiente desfavorável, alguns fenômenos que provocam a redução da vida da ferramenta podem ser observados durante o desenvolvimento do processo.

Um fenômeno que pode ser verificado neste processo é a fadiga térmica, que é produto de tensões originadas por choques térmicos (ciclo intermitente de contração e expansão) e mecânicos gerados em cada golpe da prensa.

Essas solicitações ocasionam trincas pequenas (ocorrem já no início do processo, por volta de 1% da vida da ferramenta) que com a continuidade do processo se tornam trincas maiores e resultam em lascamentos, responsáveis pela adesão do material durante a propagação do mesmo pela cavidade da matriz (SJÖSTRÖM e BERGSTRÖM, 2005).

Outro fenômeno envolvido é a deformação plástica, causada pela ação conjunta da carga térmica e do deslizamento do material em alta pressão sobre a superfície da matriz.

Como o gradiente de temperatura característico do processo causa a perda de dureza superficial da matriz, essa camada não oferece a resistência ideal às solicitações do processo. Esse detalhe se verifica principalmente nas regiões de cantos na superfície da ferramenta, devido à carga térmica e ao fato da pressão do material em deslizamento ser mantida por um tempo maior. Como consequência, observa-se pequenas deformações nessas regiões que, devido às elevadas temperaturas e cargas de forjamento em cada ciclo, podem resultar em grande deformação plástica (SAIKI et al., 2001).

Um terceiro tipo de fenômeno envolvido é o da adesão. A origem da adesão é associada à coesão das superfícies em contato devido à interações físicas e químicas durante o processo. Essas coesões são freqüentemente descritas como micro-soldas e dificultam a extração do produto forjado de dentro da cavidade da matriz, podendo ocasionar lascamentos (MRÓZ e STUPKIEWICZ, 1997).

Outro tipo de fenômeno comum é produzido por fadiga mecânica, porém essa ocorre mais freqüentemente em regiões da matriz onde a seção é mais fina.

A fadiga mecânica é afetada pela magnitude das cargas aplicadas, pela temperatura média da matriz e pelas condições superficiais das matrizes. As trincas por fadiga mecânica normalmente se iniciam em pontos onde as tensões são maiores, tais como cavidades profundas com raios pequenos de curvatura, cujos efeitos são similares a entalhes (ALTAN, 1988).

Porém, de todos os mecanismos de desgaste, a abrasão é predominante neste processo a quente, devido a partículas abrasivas em deslocamento presentes no material forjado que escoam pela cavidade da matriz sob altas pressões, provocando a perda progressiva de partículas da mesma.

O desgaste abrasivo é definido como remoção intencional de material de uma superfície, como em retificação e polimento de componentes de engenharia, e perda indesejada de material que ocorre quando componentes de engenharia estão em movimento relativo.

Em forjamento a quente, o aço da matriz deve possuir e manter a dureza a quente após períodos extensos de exposição em elevadas temperaturas. Os fatores que afetam o desgaste abrasivo durante o contato do metal são a temperatura, a rugosidade das superfícies em contato, a dureza do material da matriz, a pressão normal na superfície da matriz, a distância de deslocamento entre as superfícies em contato e as condições de lubrificação.

O desgaste abrasivo da matriz influencia a precisão dimensional e o acabamento superficial dos produtos durante o processo (RIGNEY, 1981; KIM et al., 1997; HANSEN e BAY, 1990 apud KIM et al., 2004).

Como essas matrizes, na sua maioria, são produzidas pelo processo de fresamento realizado em alta velocidade (HSM), empregando-se ferramentas de topo esférico (ball nose), o resultado é a produção de uma topografia superficial característica, formada por microcavidades ou sulcos na direção de avanço da ferramenta (SANDVIK, 2002).

Essa textura superficial resultante mantém contato com o produto em forjamento, ou seja, suporta as condições desfavoráveis mencionadas, especialmente no caso do desgaste abrasivo. A resistência desta camada neste ambiente desfavorável determina a vida da superfície da matriz.

Por isso, é de grande interesse analisar se esta topografia produzida pelo processo de fresamento de topo esférico possui relação com a vida das matrizes, ou seja, possui maior resistência aos mecanismos de desgaste. Este, portanto é o objetivo principal deste trabalho.

Para este trabalho, foram produzidas através de fresamento de topo esférico 4 topografias (ou perfis de rugosidade) diferentes, semelhantes às adotadas na indústria. Os parâmetros de corte

que sofreram variação na produção destas topografias foram a profundidade radial de corte (a_e) e avanço por dente (f_z), mantendo-se a mesma velocidade de corte (vc).para todas as topografias.

Após a usinagem das matrizes em estado endurecido, o processo de forjamento a quente foi realizado com o intuito de se analisar quais são e como se desenvolvem os mecanismos de desgaste, para cada perfil de rugosidade.

A sequência deste texto continua no capítulo 2, onde se apresenta uma revisão sobre o processo de forjamento a quente, suas variáveis e os mecanismos ativos de desgaste da matriz.

O capítulo 3 apresenta uma revisão sobre o processo de fresamento de moldes e matrizes no estado endurecido, bem como aspectos relativos à integridade superficial e ao perfil de rugosidade das superfícies produzidas por este processo.

No capítulo 4 são definidos todos os procedimentos operacionais empregados neste trabalho, no capítulo 5 são apresentados os resultados e as discussões sobre estes e no capítulo 6 esses resultados são apresentados de forma resumida.

2 FORJAMENTO

2.1 Introdução

O forjamento é um processo de conformação mecânica realizado por compressão aplicada em materiais dúcteis. Essa conformação é obtida por se comprimir um metal contra uma matriz, alterando plasticamente a forma desse metal. O metal, como resultado da compressão aplicada, assume o perfil da matriz, que é a ferramenta de trabalho.

Essa compressão pode ser aplicada ao material por meio de golpes sucessivos e rápidos, ou por um só movimento de compressão em baixa velocidade. Adicionalmente, as operações de forjamento são realizadas na sua maioria a quente, mas certos metais podem ser forjados a frio.

Embora o forjamento provavelmente seja o processo mais antigo de trabalho em metal, os equipamentos para forjamento foram desenvolvidos durante a Revolução Industrial para substituir os trabalhos manuais realizados até aquela época, em meados do século 18.

Hoje em dia há uma ampla variedade de equipamentos para forjamento capazes de fabricar peças de tamanhos variados, por exemplo, desde parafusos utilizados em rotores de turbina até partes estruturais (reforços) de asas de avião.

O forjamento pode ser realizado com matriz livre (ou aberta) ou matriz fechada. As operações realizadas com matriz livre são executadas entre matrizes planas ou com formas muito simples e geralmente são aplicadas para forjamento de peças de grande porte, ou quando o número de componentes a ser fabricado é pequeno. Pode também ser usado para preparar peças para o forjamento em matriz fechada.

O forjamento em matriz fechada é realizado entre duas metades da matriz, produzindo a forma desejada final na peça, possibilitando a obtenção de tolerâncias dimensionais mais estreitas e geometrias finais mais complexas, comparadas ao forjamento livre (TOMLINSON, 1971; DIETER, 1988).

2.2 Forjamento a quente

Em geral, o forjamento a quente é o primeiro passo na fabricação de peças de aços e outras ligas em lotes grandes ou médios. Além de o trabalho a quente resultar na diminuição da energia necessária à deformação e no aumento da ductilidade, a temperatura do processo favorece a difusão, reduzindo as heterogeneidades químicas do lingote. Por outro lado, as porosidades e microcavidades inerentes ao processo de solidificação fecham-se durante o processo, além de ocorrer refino do tamanho do grão pela recristalização. A redução aplicada ao produto forjado causa melhora sensível nas propriedades mecânicas do material até um máximo de deformações entre 3/1 e 4/1 (área da seção transversal inicial / final).

Entretanto, a deformação a quente apresenta algumas desvantagens: na faixa aplicável de temperaturas do processo, os aços e superligas se oxidam a taxas bastante sensíveis, resultando em perdas por oxidação (até 7% em peso), menor precisão dimensional, possibilidade de incrustações de óxidos, etc. No caso de forjados, por exemplo, deve-se prever um sobremetal de modo a ser possível obter as dimensões finais desejadas.

Porém, o forjamento é uma operação responsável pela produção de grande parte dos elementos mecânicos. Para peças com grandes dimensões, apenas esse processo torna possível a fabricação de componentes com as formas e propriedades requeridas (SILVA e MEI, 1981).

Durante o forjamento a quente ocorre o amaciamento dinâmico nos forjados, pelos mecanismos de recuperação e recristalização. Na recuperação há a eliminação parcial dos defeitos da deformação, e na recristalização ocorre a restauração total da estrutura e das propriedades originais.

Isto porque durante a *recuperação* não há uma variação sensível na densidade das discordâncias presentes nos contornos dos grãos deformados do material, mas pode haver uma redução significativa dos defeitos pontuais, como vazios e átomos intersticiais.

Como o processo de recuperação é ativado termicamente – e esta depende também das características do material – para um material metálico deformado plasticamente em temperaturas relativamente altas existe a possibilidade de a recuperação se iniciar durante a deformação, ocorrendo o que se chama de recuperação dinâmica.

A velocidade de recuperação decresce com o tempo à medida que a energia de deformação é consumida.

Já a *recristalização* provoca a eliminação total dos efeitos da deformação plástica na estrutura e nas propriedades do material, pois ocorre a nucleação e o crescimento de grãos cristalinos não deformados, retornando aos valores iniciais. Novas partículas sólidas surgem no interior de uma fase sólida e vão gradativamente substituindo os grãos deformados, restaurando as condições originais.

Portanto, a deformação a quente é considerada a que se realiza em temperaturas acima da temperatura de recristalização, sendo esta suficiente para ocorrer durante a deformação. Se o material já recristalizado for mantido a uma temperatura alta, existe a possibilidade de alguns grãos continuarem o crescimento, provocando o desaparecimento de outros (SANTOS, 2006).

O processo de forjamento a quente dos aços é realizado em temperaturas entre 900 e 1250°C, e tem grande importância para a manufatura de componentes complexos. Devido à alta temperatura, é possível se produzir grande deformação plástica.

Como o forjamento produz tensões residuais, além das tensões introduzidas pela diferença de temperatura durante o contato com o ar, o resfriamento se torna crítico e deve ser feito de forma controlada, seja por cobrir as peças forjadas ou por transferi-las para fornos de tratamento térmico. Adicionalmente, o conhecimento do tempo de vida da ferramenta é de importância particular, para assegurar uma alta eficiência no processo de forjamento (KANG e PARK, 1999 apud BEHRENS e SCHAEFER, 2005; SILVA e MEI, 1981).

Para concluir, o forjamento não atua eliminando as heterogeneidades químicas e inclusões metálicas formadas na solidificação após a fundição, mas pode orientar essas imperfeições no sentido do alongamento que sofre o lingote. Se este alongamento for grande, obter-se-á o que se chama de fibramento, que corresponde aproximadamente à deformação do metal (figura 2.1).

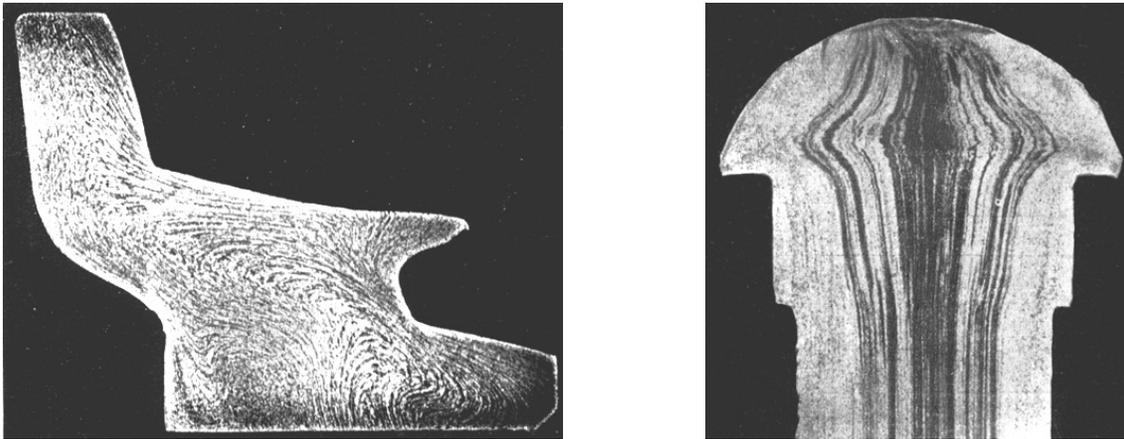


Figura 2.1 – Exemplos de fibramento formado pela ação da conformação (MOREIRA, 2004).

Durante o desenvolvimento do processo, esse fibramento no sentido do alongamento pode ser favorável aos esforços solicitantes que serão aplicados às peças no conjunto em que serão montadas. Por exemplo, em um componente hidráulico que atua sob alta pressão, o esforço predominante é o de flexão nos flanges no sentido transversal. Se a peça é fabricada por usinagem, as fibras são cortadas, comprometendo a resistência do componente.

Se a peça sofrer recalque nos flanges, o mesmo é fibrado favoravelmente (figura 2.2), melhorando sua resistência mecânica (BLAIN, 1964).

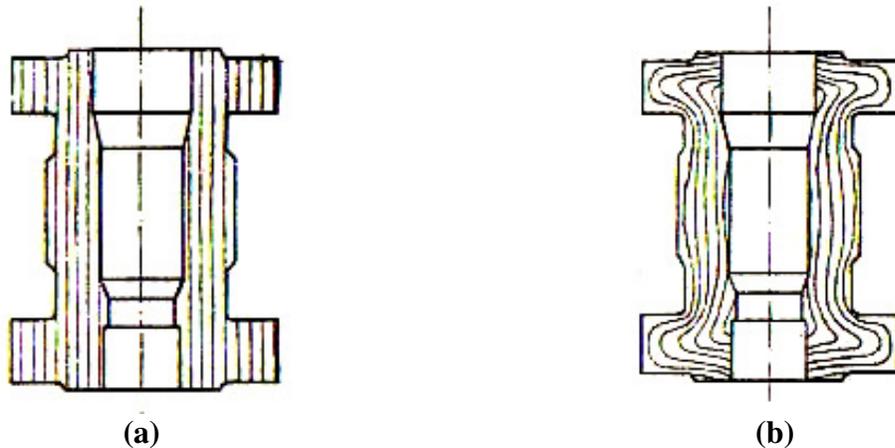


Figura 2.2 – Comparação do fibramento obtido por usinagem (a) e forjamento, com recalque nos flanges (b) (BLAIN, 1964).

2.3 Forjamento em matriz fechada

No processo de forjamento livre o ferramental é relativamente simples, o trabalho de conformação é gradual e os produtos conformados não têm grandes tolerâncias dimensionais. No forjamento com matrizes fechadas efetua-se a conformação do tarugo por martelamento ou compressão, produzindo a impressão desejada no metal (perfil da cavidade). O processo é indicado para produção em massa de componentes utilizados pela indústria automobilística, ferroviária, aeronáutica e de componentes gerais de engenharia. Esse tipo de matriz pode ser aplicado para forjamento a frio, quente e morno.

Os custos da matriz para forjamento fechado são influenciados pela quantidade a ser produzida e a vida da matriz. A vida da matriz depende da forma, tamanho e projeto detalhado. Além disso, cantos vivos, flanges muito finos, nervuras profundas e estreitas e o uso de tolerâncias apertadas desnecessariamente são desaconselháveis (THOMAS, 1971). A figura 2.3 mostra as diversas partes de uma matriz de forjamento.

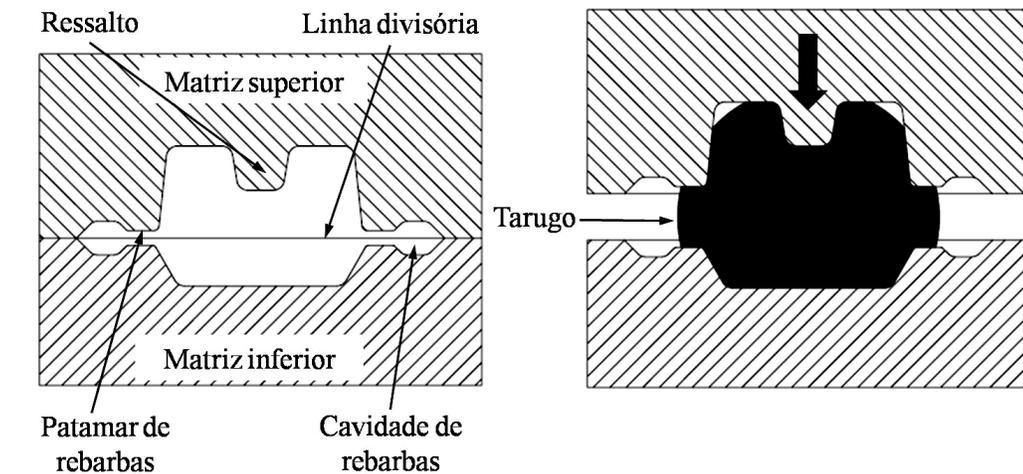


Figura 2.3 – Matriz superior e inferior utilizada no forjamento fechado (THOMAS, 1971).

O projeto da matriz pode afetar os aspectos econômicos do processo e as propriedades mecânicas dos produtos forjados. Algumas características referentes ao projeto de matrizes serão expostas a seguir:

Ângulo de saída (figura 2.4) – O ângulo de saída deve ser incorporado em matrizes para facilitar a extração do forjado de dentro da cavidade. Os ângulos geralmente usados para

ferramentas construídas para prensas excêntricas ou hidráulicas são de 5 a 7° nas faces externas e de 7 a 10° nas faces internas. Em prensas com ejetores mecânicos, os ângulos usados são de 2 a 4°.

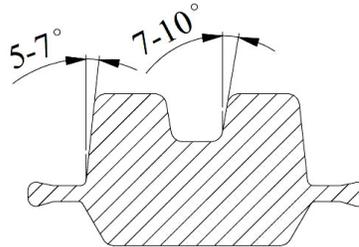


Figura 2.4 – Ângulo de saída nas matrizes de forjamento fechado (THOMAS, 1971).

Raios de canto – São necessários para evitar a formação de defeitos de forjado e aumentar a vida da matriz (figura 2.5). O raio usado depende do tamanho do forjado, altura das nervuras e bossas. É comum o desgaste da matriz ocorrer no raio de entrada para a região de escoamento da rebarba. Por isso esta área não deve ser selecionada como ponto de posicionamento de gabaritos.

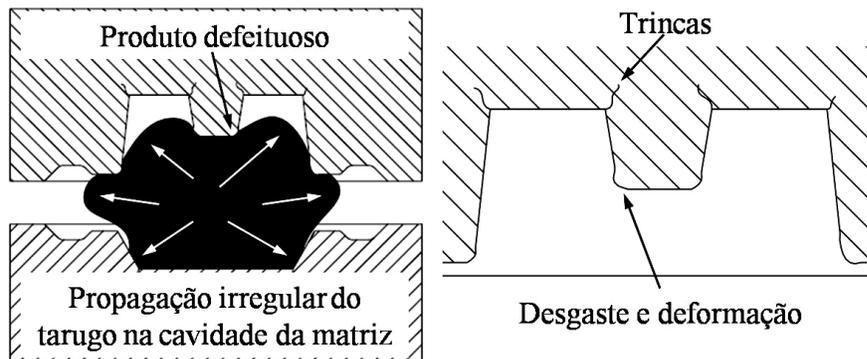


Figura 2.5 – Matriz sem raios de canto e defeitos associados (THOMAS, 1971).

Linha divisória – A linha divisória entre as matrizes inferior e superior pode estar contida num plano ou em diversos planos com desvios simétricos e assimétricos (figuras 2.6a, 2.6b e 2.7), e pode influenciar a facilidade com a qual os tarugos podem ser posicionados e ajustados para garantir a concentricidade no forjamento. A necessidade de preencher nervuras pode ser evitada pelo uso de linhas divisórias com desvios. Linhas assimétricas devem ser evitadas, pois causam impulso lateral, afetando o forjado e a prensa de forjamento. Este problema pode ser evitado por se posicionar contrariamente duas matrizes na mesma cavidade.

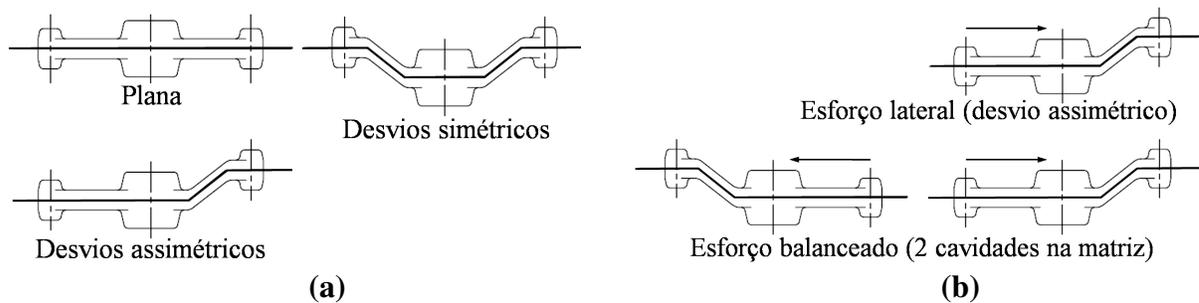


Figura 2.6 – Linha divisória, matrizes com desvios simétricos e assimétricos (a) e ação de duas cavidades contrapostas (b) (THOMAS, 1971).

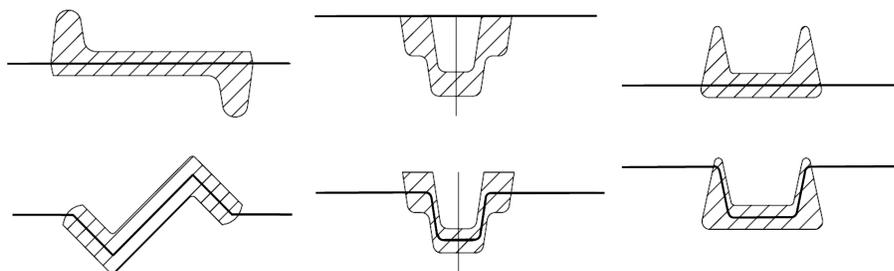


Figura 2.7 – Exemplos de linhas divisórias em matrizes (THOMAS, 1971).

Região para rebarbas – É importante usar material suficiente no tarugo de forjamento para que a cavidade seja completamente preenchida. Como o preenchimento exato da cavidade é difícil, adota-se um pequeno acréscimo de volume no material. No fechamento das matrizes, o metal excedente escoava para fora da cavidade, em uma região conhecida como cavidade ou bacia para rebarbas (figura 2.8). O passo final para concluir o forjamento em matriz fechada é a remoção da rebarba com uma matriz de rebarbação (DIETER, 1988).

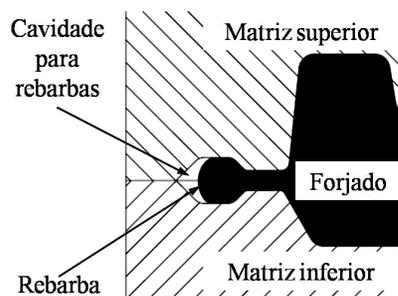


Figura 2.8 – Cavidade para rebarba de forjamento (DIETER, 1988).

É importante ressaltar que a pressão necessária para se preencher a cavidade da matriz é fornecida pela resistência ao fluxo de material no patamar de rebarbas. Por isso, é desejável que a região de rebarbas proporcione grande atrito (SCHEY, 1983). Adicionalmente, para atender à

crescente demanda de qualidade, baixo custo e produtividade, o processo de forjamento com matrizes fechadas pode ser adequado para produzir componentes sem rebarbas, com fluxo de grãos orientados de forma a melhorar suas propriedades mecânicas, com as dimensões finais acabadas ou com um mínimo de sobremetal para operações posteriores de usinagem, por exemplo. Esse tipo de processo é denominado forjamento de precisão. Algumas peças fabricadas por este tipo de processo são evidenciadas na figura 2.9.

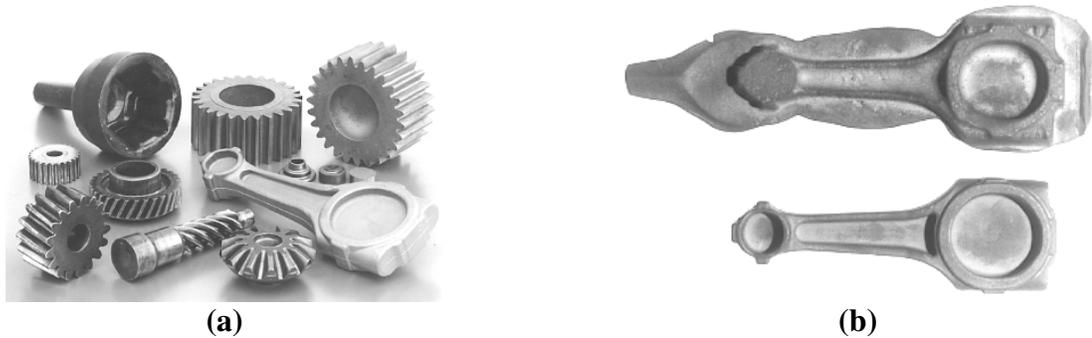


Figura 2.9 – Componentes obtidos por forjamento de precisão (a). Comparação entre biela forjada em processo convencional (b1) e em forjamento de precisão (b2) (DOEGE e BOHNSACK, 2000).

Para realizar o forjamento de precisão com matrizes fechadas e atender sua demanda em relação principalmente à exatidão do perfil, é necessário maior precisão dimensional do tarugo, temperatura constante da ferramenta, temperatura constante de forjamento, guias exatos dos elementos de ferramentas, posicionamento exato do tarugo dentro da matriz, fechamento perfeito das matrizes, espaço para montagem da ferramenta e montagem de ejetores (DOEGE e BOHNSACK, 2000).

2.4 Materiais Empregados na Fabricação de Matrizes para Forjamento Quente

Os materiais empregados na fabricação de matrizes para forjamento a quente incluem aços-ferramenta para trabalho a quente (série AISI H), algumas ligas de aço como AISI 4300 ou 4100 e um pequeno número de materiais de baixa liga. Os aços AISI série H para trabalho a quente podem ser livremente agrupados de acordo com sua composição (Tabela 2.1) e características de trabalho (Tabela 2.2). As propriedades desejadas no material que determinam sua seleção são

endurecimento uniforme, resistência ao desgaste abrasivo, resistência à deformação plástica, tenacidade e resistência à fadiga térmica e mecânica (ALTAN, 1988).

Tabela 2.1 – Composição (% em peso) de alguns aços série AISI H (VILLARES, 2006)

| Material | HB máx. | C | Si | Mn | Cr | Mo | V | W |
|----------|---------|------|------|------|------|------|------|------|
| AISI H11 | 230 | 0,36 | 0,30 | - | 5,00 | 1,40 | 0,40 | - |
| AISI H12 | 235 | 0,35 | 1,00 | - | 5,00 | 1,50 | 0,25 | 1,35 |
| AISI H13 | 207 | 0,40 | 1,00 | 0,35 | 5,20 | 1,50 | 0,90 | - |

Tabela 2.2 – Características dos aços para trabalho a quente (VILLARES, 2006)

| Material | HR _C máx. | Têmpera | Revenimento | Pré-aquecimento |
|----------|----------------------|----------------|--------------|-----------------|
| AISI H11 | 53 | 1010 a 1030 °C | 550 a 650 °C | 200 a 300 °C |
| AISI H12 | 55 | 1010 a 1030 °C | 550 a 650 °C | 200 a 300 °C |
| AISI H13 | 56 | 1010 a 1030 °C | 550 a 650 °C | 200 a 300 °C |

Esses materiais citados também podem sofrer tratamentos superficiais (como a nitretação ou carbonitretação) que reduzem o coeficiente de atrito e aumentam o isolamento térmico.

Além dos tratamentos superficiais, é comum o uso de lubrificantes aplicados sobre a matriz antes de cada golpe da prensa. Geralmente, o grafite é utilizado como lubrificante sólido, aplicado em soluções a base de água ou a base de óleo. Sua função também é reduzir o atrito e a transferência de calor, inerentes ao processo (JEONG et al., 2001).

2.5 Variáveis do processo que influem no desgaste das matrizes

As matrizes de forjamento a quente sofrem falhas por vários mecanismos, e os efeitos das condições do processo estão intimamente interligados. Desta forma, citam-se a seguir algumas variáveis do forjamento a quente que influenciam no desgaste da matriz. São elas:

As altas *temperaturas* no processo (e conseqüentemente na matriz) reduzem a vida da mesma, quando estas atingem faixas em torno do revenimento do material. Assim, a superfície da matriz perde sua dureza (em uma camada fina), o que a torna menos resistente à abrasão e à deformação plástica. Atingindo a temperatura de austenitização, o ciclo térmico (aquecimento rápido pelo contato do tarugo e resfriamento rápido durante a remoção da carepa ou lubrificação)

pode gerar uma camada fina, dura e frágil, conhecida como camada branca que, embora seja mais resistente à abrasão, é mais suscetível à fadiga. O choque térmico pode ser minimizado pelo pré-aquecimento uniforme da matriz. Porém, conforme a temperatura inicial da matriz aumenta, a vida útil da mesma diminui, pois a redução consequente da dureza reduz a resistência da matriz aos fenômenos de desgaste (SCHEY, 1983; KIM et al., 2004).

Os *óxidos*, gerados pela reatividade química com elementos ambientes (como o oxigênio), são úteis como isolantes de calor e redutores de atrito, mas são prejudiciais como fontes de partículas que podem contribuir para a abrasão. A oxidação, portanto, é um processo ativado termicamente e é responsável pela formação de uma densa camada quimicamente estável por sobre a superfície (carepa). Dependendo das propriedades mecânicas do metal de base e do óxido desse metal, a carepa pode ser uma substância dura e abrasiva, formada pela combinação de elementos químicos (por exemplo, o cromo) e oxigênio sobre a superfície aquecida do material forjado, em altas temperaturas. A quantidade de carepa varia para cada material e comumente é eliminada, sempre que possível (HONDROS, 1971; SCHEY, 1983; ALTAN, 1988).

A *lubrificação* possui efeitos mais complexos. Pode contribuir para tornar o desgaste mais uniforme ao longo de uma superfície a uma profundidade menor, ao invés de permitir a concentração do desgaste por sobre uma pequena área. Para soluções aquosas ajuda na redução da temperatura, mas torna-se prejudicial se o resfriamento resultante for excessivo, isto é, pode intensificar a fadiga térmica.

O *tempo de contato* durante o processo acarreta o aumento da temperatura superficial da matriz. À medida que esse tempo aumenta, uma fina camada da superfície fica mais propensa a atingir a temperatura austenítica. Se o lubrificante utilizado no processo tiver uma base aquosa, pode acelerar o resfriamento da superfície, com consequências deletérias para a vida da matriz (SCHEY, 1983).

A *velocidade relativa* entre a matriz e o forjado durante o preenchimento da cavidade também determina o tipo de desgaste. A perda de dureza da matriz devido ao ciclo térmico reduz sua resistência. Em regiões onde a velocidade de propagação do forjado durante o preenchimento da cavidade da matriz aumenta, a vida útil da matriz diminui, pois embora o tempo de contato seja menor, favorece o desgaste abrasivo. Em regiões onde a velocidade relativa entre ambas é menor, o maior tempo de contato proporciona aumento da temperatura, induzindo a deformação plástica (KIM et al., 2004).

A intensidade do golpe também é variável influente. Quando o golpe da prensa é aplicado rápida e uniformemente, sem pressão excessiva, este contribui para o aumento da vida da ferramenta. Um golpe muito rápido faz com que o material preencha rapidamente a matriz, desenvolvendo grande pressão superficial. Se toda a energia for aplicada em um só golpe, o risco de ruptura da matriz é alto. Diminuindo-se a pressão, essa possibilidade é reduzida, porém aumenta o tempo de produção e o tempo de contato do produto quente com a matriz (ALTAN, 1988).

A configuração geométrica da matriz, associada à lubrificação, determina o fluxo do material. Peças mais complexas necessitam de maior pressão e mais golpes para preencher a cavidade, são mais propensas à adesão, criando mais rebarba, resultando em maior desgaste. Uma região mais ampla de rebarbas ocorre um desgaste menor, porém gera maior pressão na cavidade da matriz (SCHEY, 1983).

Produtos com tolerâncias de forjamento apertadas também influenciam a vida da matriz. Quanto menor a tolerância, mais rápido a matriz deverá sofrer retrabalho, devido à progressão do desgaste. Um pequeno aumento na tolerância proporciona o aumento da vida útil da matriz. Ainda, o desgaste não é constante. As primeiras centenas de produtos forjados causam mais desgaste na matriz do que uma quantidade intermediária na seqüência. Perto do fim da vida, poucos forjados causam grande desgaste.

O material do produto em forjamento possui suas características mecânicas, produzindo diferentes efeitos na superfície da matriz. A resistência do aço à deformação plástica aumenta à medida que o teor de carbono e elementos de liga é maior. Além disso, cada liga tem uma temperatura adequada para conformação, e esta deve ser mantida em todas as operações de forjamento (ALTAN, 1988).

2.6 Mecanismos de desgaste inerentes ao processo

O processo de forjamento a quente, apesar das suas vantagens, expõe as ferramentas a tensões mecânicas e térmicas prejudiciais devido às variáveis do processo. Como resultado, essas

matrizes ficam vulneráveis a inúmeros tipos de desgaste (figura 2.10), e estes provocam sua substituição prematura, aumentando os custos produtivos.

De fato, o desgaste pode ser definido como a perda de partículas do material de uma superfície de engenharia, através da interface de contato, como resultado do movimento relativo entre superfícies. Além disso, o desgaste leva à perda das propriedades mecânicas originais de uma superfície.

Por isto, este processo apresenta várias situações de interesse para a ciência da *tribologia*, uma vez que esta estuda os fenômenos intrínsecos às superfícies sólidas em contato, quando estas desenvolvem movimento relativo. Por exemplo, é de vital importância a análise da origem da resistência ao atrito de deslizamento, e como esta é afetada pela natureza dos materiais, pelas forças aplicadas, pela temperatura e pela presença de filmes de lubrificantes ou pela presença de camadas de óxidos.

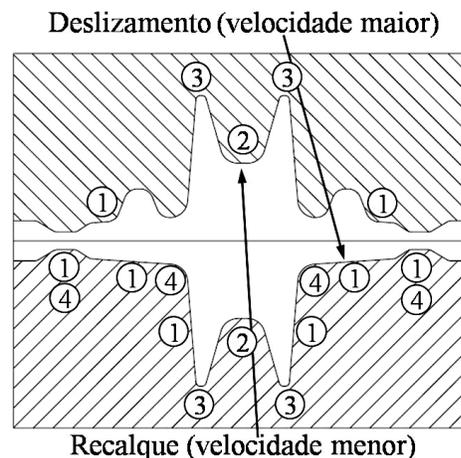


Figura 2.10 – Regiões propícias ao surgimento de mecanismos comuns de falha em matrizes de forjamento: (1) abrasão, (2) fadiga térmica, (3) fadiga mecânica e (4) deformação plástica (KANNAPPAN, 1970 apud ALTAN, 1988).

Como o processo se desenvolve em temperaturas entre 900 a 1250°C, a temperatura superficial dessas matrizes pode atingir 500°C ou mais (dependendo do tempo de contato), portanto dentro da faixa de revenimento dos aços-ferramenta para trabalho a quente.

O processo implica troca de calor em regime intermitente entre a matriz e a peça em forjamento, e assim é gerado um gradiente térmico nas camadas internas do material da matriz, favorecendo o surgimento dos mecanismos de desgaste (CZICHOS, 1978; HONDROS, 1971; BEHRENS e SCHAEFER, 2005; ANDREIS et al., 1999; WALTER et al., 1999; KIRCHER et

al., 1999; JEAN et al., 2001; DOEGE et al., 1994; DELAGNES et al., 1999 apud BARRAU et al., 2003).

Além da variável térmica, outros fenômenos surgem durante o processo. Sempre que há contato (em movimento relativo ou não) entre superfícies sólidas, ocorrem interações mecânicas e tribológicas.

Uma consequência é a resistência ao deslizamento de um corpo sobre outro, e a magnitude dessa resistência depende de várias características das superfícies em contato, como por exemplo, sua rugosidade ou a existência de um filme lubrificante entre o contato.

Essa resistência, também chamada de força de atrito, quando prejudicial (e, portanto indesejável) deve ser superada. De fato, em várias situações de engenharia continuamente se desenvolvem mecanismos que contribuem para reduzir este atrito prejudicial. Por exemplo, os efeitos do atrito podem ser indesejados quando estes são responsáveis por causar desgaste de superfícies ou consumo (e conseqüentemente perda) de energia entre corpos em movimento relativo e, nestes casos, são desenvolvidos sistemas que favorecem a armazenagem e a ação de lubrificantes (HONDROS, 1971).

As superfícies de engenharia também desempenham papel fundamental no desenvolvimento do processo. Apesar dos procedimentos, dos maquinários e das técnicas de fabricação utilizadas na produção de uma superfície, estas sempre irão possuir irregularidades, que se tornarão pontos de contato (figura 2.11). Conforme o trabalho realizado por Bowden e Tabor (1950), citados por Hondros (1971), estes pontos são definidos como área real de contato, e diferem da área aparente ou geométrica de contato.

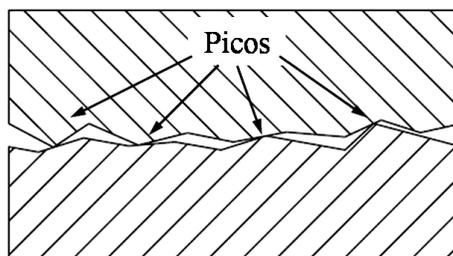


Figura 2.11 – Geometria de interação entre duas superfícies aparentemente planas. Em escala microscópica, as áreas reais de contato estão nos picos projetados (HONDROS, 1971).

Os experimentos realizados pelos autores citados se basearam na medição da área real de contato pela aplicação da técnica de resistividade elétrica sobre uma superfície de aço. Assim,

comprovou-se que o contato real ocorre através de uma fração diminuta das superfícies em contato, e que esta área aumenta proporcionalmente com o aumento da carga.

Deste ensaio comprovou-se também que as pressões localizadas de contato são tão grandes que algumas extremidades dos picos são deformadas plasticamente, chegando a se soldar (por pressão), produzindo junções entre as superfícies metálicas. Este fenômeno sugere que altas temperaturas são atingidas durante o deslizamento, mesmo sob pequenas cargas e em baixas velocidades de deslizamento, gerando pequenos pontos de fusão, que são confinados à fina interface onde ocorre o deslizamento. Desta forma, o atrito pode ser definido como a força gerada para romper as soldas formadas nestes pontos de contato. Portanto, pode-se considerar que existe uma estreita conexão entre o atrito e a aderência. Isto porque a força de adesão entre dois sólidos em contato é a resistência à tração das junções formadas, e o atrito é a força necessária ao cisalhamento dessas junções (HONDROS, 1971).

Estas interações citadas são responsáveis pela geração de vários mecanismos de desgaste, que são prejudiciais ao desenvolvimento do processo. É de grande importância, portanto, analisar como esses mecanismos se manifestam, e desta forma desenvolver metodologias que contribuam para minimizar seus efeitos.

Entre esses mecanismos, talvez o mais relevante seja a abrasão, que é uma forma gradual de desgaste provocada pela remoção de material por asperezas (geralmente, partículas com dureza pelo menos 1,5 vezes maior do que o material que sofre a abrasão), que se interpõem entre duas superfícies deslizantes em contato, sob uma pressão normal. Existem várias fontes de partículas duras. Muitos materiais, particularmente ligas resistentes, contêm elementos que podem se transformar em óxidos duros por difusão. Como o ciclo térmico pode provocar redução na dureza das matrizes, estas devem possuir (e manter) alta dureza, para resistir a essas partículas duras (BOBKE, 1991; WALTER, 1999 apud BEHRENS e SCHAEFER, 2005; SCHEY, 1983).

Em um sistema onde há interação de superfícies com durezas diferentes, como no forjamento a quente, essas partículas duras geradas são pressionadas para dentro da superfície com dureza menor (no caso o tarugo), criando assim uma superfície altamente abrasiva em movimento por toda a superfície deslizante de contato, como ocorre durante o preenchimento de uma cavidade (CZICHOS, 1978).

Durante este movimento, esta superfície abrasiva gerada vai remover o material da matriz (pois sua dureza é menor do que essas partículas duras incrustadas), em um processo semelhante a um micro-corte, conforme detalhado na figura 2.12 (imagem gerada por MEV).

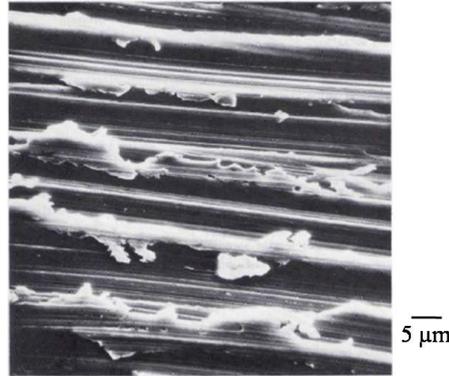


Figura 2.12 – Aspecto de uma superfície danificada por abrasão (CZICHOS, 1978).

Este processo é bem comum, de fato, estima-se que cerca de 50% do desgaste encontrado na indústria é devido à abrasão.

Este tipo de desgaste pode ocorrer em sistemas de dois corpos (figura 2.13a), como ocorre em mecanismos de transporte de minerais soltos, e pode ocorrer em sistemas de três corpos (figura 2.13b), como no caso da entrada de partículas estranhas em rolamentos ou do forjamento a quente (duas matrizes e um corpo entre as matrizes). A resistência a esse tipo de desgaste é muito dependente da dureza do material (CZICHOS, 1978).

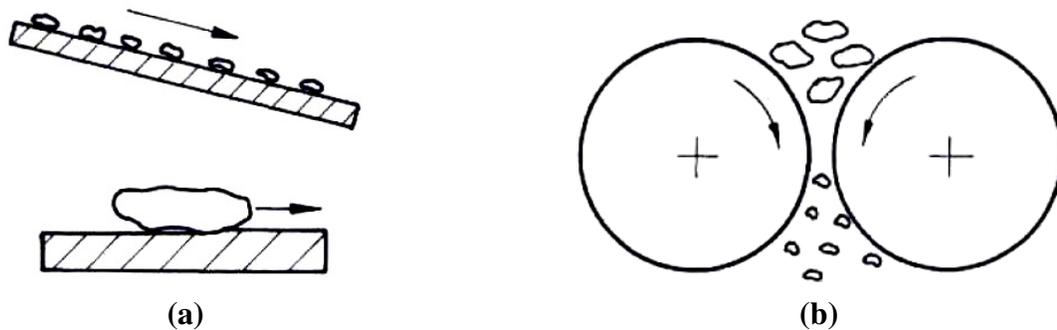


Figura 2.13 – Abrasão de dois corpos (a) e abrasão de três corpos (b) (CZICHOS, 1978)

Além da abrasão, outros fenômenos podem contribuir para reduzir a vida útil das matrizes. Dependendo do material constituinte e das altas pressões de contato, podem ser geradas junções adesivas (ou solda fria, que ocorre em fase sólida) entre duas superfícies (figura 2.14).

Caso ocorra movimento relativo entre ambas (deslizamento ou separação normal da superfície), e a força de cisalhamento não for grande o suficiente para romper essas junções (ou soldas), pode ocorrer fratura nas subcamadas de um ou ambos os materiais em contato, especialmente no material menos resistente. Assim, estas junções podem ser destruídas, levando à ruptura da superfície ou à *adesão* de material da superfície menos resistente na superfície de maior dureza (figura 2.15) (CZICHOS, 1978).

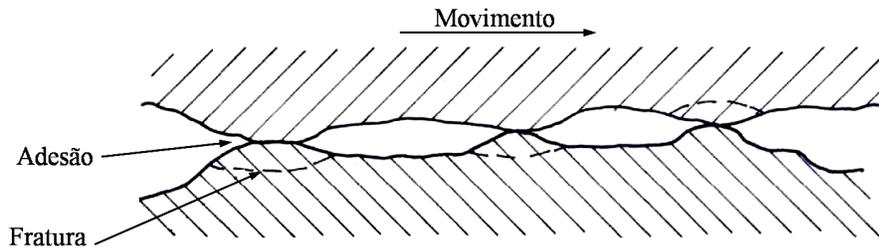


Figura 2.14 – Situação de desgaste adesivo (CZICHOS, 1978).

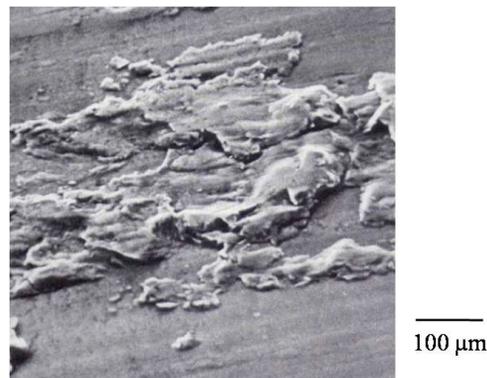


Figura 2.15 – Aspecto da adesão de material por sobre uma superfície (CZICHOS, 1978).

Referente à junção (solda) formada entre as superfícies, deve considerar que se esta for tão ou mais forte do que o material da matriz (por exemplo, através da formação de compostos intermetálicos), a junção se separa ou na peça ou na matriz. O desgaste da matriz se torna inaceitavelmente elevado, particularmente quando as altas temperaturas da interface promovem a difusão dos elementos de liga da matriz na peça, reduzindo assim a sua resistência.

Se a junção é mais forte do que a peça, a separação ocorre na peça, com o acúmulo que começa na matriz. Em contato subsequente com a superfície da peça, várias possibilidades existem:

- O material aderido cresce (acumula), tornando-se ao mesmo tempo encruado. Quando atinge uma dimensão crítica, é submetido a cargas periódicas que levam à fadiga e à separação, formando uma partícula de desgaste.
- A partícula separada pode ser transferida para a peça e, em contato repetido, pode retornar para a matriz e novamente para a peça, até deixar a zona de deformação ou ser removida com o lubrificante.
- O local de acúmulo de material pode ser coberto com lubrificante e, em seguida, o equilíbrio dinâmico entre a transferência e a remoção de material pode resultar em baixa taxa de desgaste com um gradual acúmulo de resíduos de desgaste no lubrificante.
- Se o acúmulo não é removido por nenhum dos processos anteriores, o encruamento ou alterações químicas podem contribuir para a criação de superfícies ásperas, que continuam crescendo pela deposição contínua de material, podendo determinar a interrupção do processo pelo excessivo atrito ou pela produção de produtos com acabamento inaceitável.

Se a junção é mais fraca do que o material da peça, a separação ocorre na interface. O desgaste, se ocorrer, é devido a outras causas (CZICHOS, 1978; SCHEY, 1983).

Além da abrasão e da adesão, uma superfície pode sofrer também *fadiga*, normalmente associada a tensões cíclicas (tensões alternadas de compressão e tração) em situações tribológicas, gerando trincas ou fraturas na superfície. Podemos citar dois tipos de fadiga associadas ao fim de vida de uma superfície.

Observa-se a *fadiga mecânica*, comum em elementos de máquina sob solicitações cíclicas, como rolamentos e engrenagens, ou em ferramentas como matrizes de forjamento e ferramentas sob corte intermitente. Esse tipo de carregamento pode provocar a geração de microtrincas, geralmente abaixo da superfície, em locais propícios como raios de pequenas dimensões. Em carregamentos subseqüentes, as microtrincas se propagam, criando várias ramificações, que ao atingir um tamanho crítico, mudam de direção e emergem na superfície, ocasionando lascamento.

Como exemplo, é exposto na figura 2.16 um exemplo típico do aspecto de uma superfície com fadiga superficial, após vários ciclos de deslizamento unidirecional em um ensaio de pino sobre disco.

No processo a quente, o aquecimento repentino da superfície resulta na sua expansão e na geração de tensões entre o substrato (sub-superfície) e a superfície. Após o contato, o substrato

mais frio resfria a superfície, novamente induzindo a tensões e – se a temperatura estiver alta o suficiente – a mudanças metalúrgicas. Essas tensões geradas pelo carregamento da superfície produzem a chamada *fadiga térmica*, também destrutiva, resultando no surgimento de trincas e lascamento, determinando o fim de vida da matriz (CZICHOS, 1978; SCHEY, 1983).

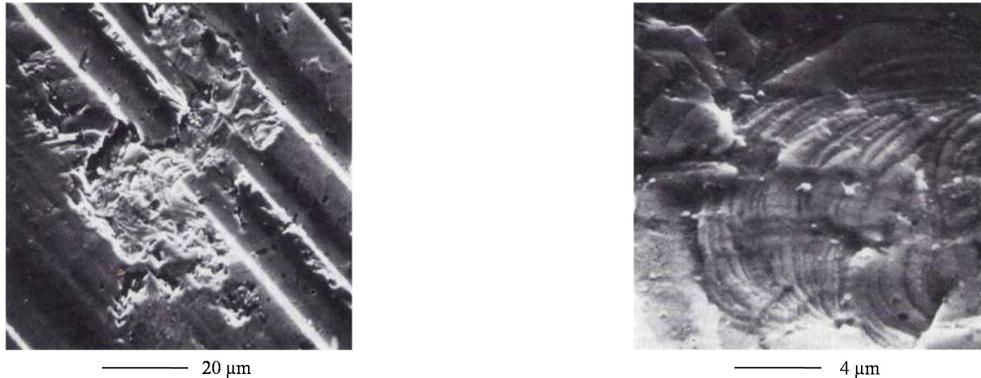


Figura 2.16 – Aspecto de uma superfície danificada por fadiga superficial (CZICHOS, 1978).

Além dos vários mecanismos citados acima, a *deformação plástica* também contribui para limitar a vida da ferramenta. Este tipo de desgaste é associado à excessiva pressão normal e tangencial exercida sobre materiais dúcteis, no caso, a ferramenta com a sua dureza reduzida, devido aos repetidos ciclos térmicos. Os sucessivos impactos mecânicos durante as operações de forjamento ocasionam o recuo das superfícies da matriz, a formação de saliências e a abertura de cavidades (ANDREIS et al., 1999; WALTER et al., 1999; KIRCHER et al., 1999; JEAN et al., 2001; DOEGE et al., 1994; DELAGNES et al., 1999 apud BARRAU et al., 2003; SCHEY, 1983).

Vários trabalhos foram realizados visando compreender os mecanismos de desgaste e suas relações com as variáveis do processo. Ebara e Kubota (2007) apontam que vários defeitos em matrizes de forjamento a quente estão relacionados com a matriz (material, projeto e fabricação) e com as operações de forjamento em si.

Referente ao material da matriz é recomendado que se utilize aqueles com alta resistência à fratura e ao desgaste, além de apresentar boa usinabilidade. Ainda, o sentido de fluxo do material em forjamento deve seguir o sentido de laminação do material da matriz (proporcionando maior tenacidade) e a cavidade deve ser fabricada seguindo esta orientação. No projeto, devem-se evitar cantos vivos, pois permitem a geração e a concentração de tensões (que serão submetidas à fadiga

térmica e mecânica ocasionando trincas), matrizes com pouca espessura e operações de pré-forma insuficientes. Essas trincas podem ser observadas em matrizes para forjamento de mangas de eixo, bielas e virabrequins (figura 2.17).

Na fabricação, o tratamento térmico deve ser realizado cuidadosamente para garantir a dureza superficial, a profundidade de dureza e as propriedades dessa camada produzida. É comum também a realização de tratamentos superficiais, como a nitretação. Durante a operação, é necessário o aquecimento da matriz para que esta atinja a temperatura em que sua tenacidade é máxima (em torno de 300°C). Adicionalmente, a fadiga térmica nesses componentes pode causar trincas superficiais (figura 2.18), que se rompem com seu crescimento, comprometendo a qualidade dos produtos forjados (figura 2.19) (EBARA e KUBOTA, 2007).

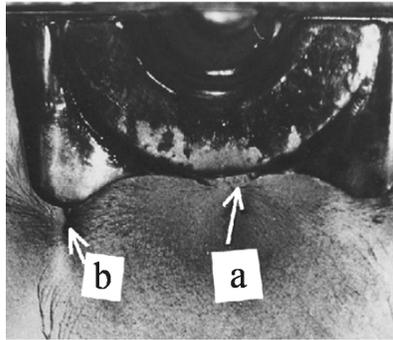


Figura 2.17 – Matriz para forjamento de manga de eixo. As setas a e b mostram pontos de iniciação de trincas (EBARA e KUBOTA, 2007).

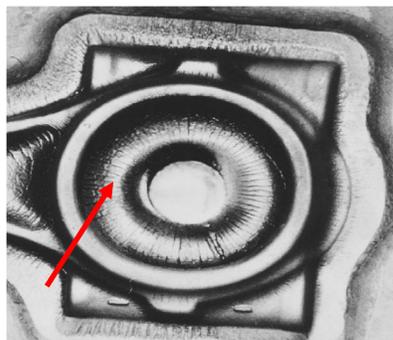


Figura 2.18 – Fadiga térmica em matriz para produção de bielas (EBARA e KUBOTA, 2007).

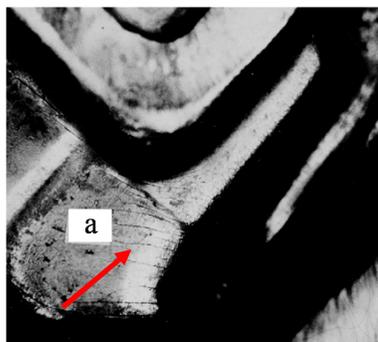


Figura 2.19 – Pequenas trincas encontradas em uma manga de eixo forjada, evidenciadas pela seta “a” (EBARA e KUBOTA, 2007).

Sjöström e Bergström (2005) investigaram os efeitos da fadiga térmica em aços-ferramenta. Em seus experimentos utilizaram o aço H13 temperado e revenido.

Os autores verificaram que os maiores valores de temperatura foram encontrados na cavidade – que contém o perfil do produto – devido ao maior tempo de contato do tarugo aquecido com a matriz nesta região, contribuindo para o aumento local da temperatura.

Este tempo de contato maior é característico de regiões da cavidade onde a propagação do material se dá de forma lenta. Deste modo, estes pontos com temperatura maior são mais afetados pelos efeitos da redução de temperatura durante o resfriamento da matriz.

Assim, é gerada após vários ciclos a fadiga térmica, que contribui para o surgimento de trincas por sobre a superfície da matriz. Quando estas trincas se propagam por uma determinada área surgem lascamentos (figura 2.20), onde pequenos fragmentos são extraídos da superfície.

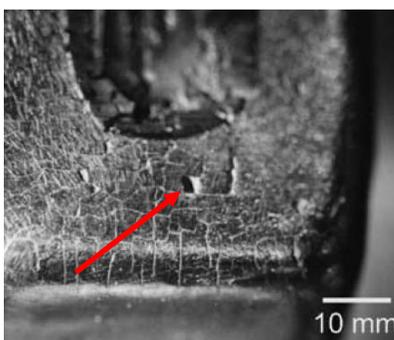


Figura 2.20 – Trincas por fadiga térmica, e presença de lascamento do material da matriz (seta vermelha) (SJÖSTRÖM e BERGSTRÖM; 2005).

Barrau et al. (2003) realizaram ensaios tribológicos (pino-disco) para analisar os mecanismos de desgaste atuantes em aços ferramenta e sua relação com a temperatura dos ensaios, em duas faixas de dureza (AISI H11, 42 e 47 HRC).

Nos ensaios, os autores evidenciaram deformação plástica no pino (AISI 1018) em todas as temperaturas do teste (entre 20 e 950°C), e que esta foi favorecida com o aumento da temperatura. De 200 até 500°C, o aço AISI H11 se tornou mais dúctil, resultando no aumento da espessura da zona plasticamente deformada, sendo este o comportamento característico para essa faixa de temperatura (figura 2.21).

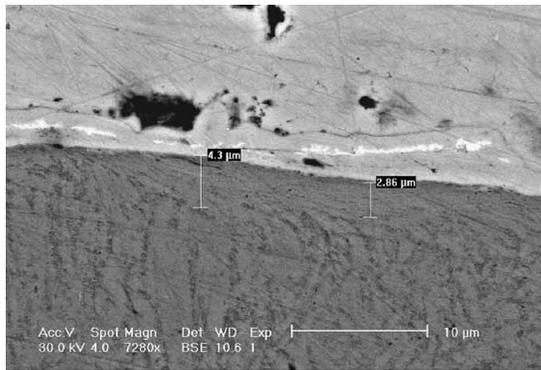
Porém, a 500°C o desgaste abrasivo se sobrepôs em relação à deformação plástica, limitando a espessura da camada deformada. A geração de óxidos, principalmente hematita, favoreceu o processo abrasivo. Como os óxidos se tornam mais espessos à medida que a temperatura aumenta, o atrito sobre a superfície do disco aumenta e este reduz a espessura afetada pela deformação plástica (BARRAU et al., 2003).

Acima de 500 até 800°C (faixas de trabalho para matrizes de forjamento), para o pino com 42 HRC, a deformação plástica resultante induziu a formação de cavidades na estrutura do material. O cisalhamento na interface gerou coeficiente de atrito superior a 0,4, produzindo significantes tensões de cisalhamento. Em escala microscópica, esse pino permitiu um alongamento de 160% antes da ruptura. O resultado é um comportamento viscoso (deformação plástica) devido à perda de propriedades mecânicas (figura 2.22).

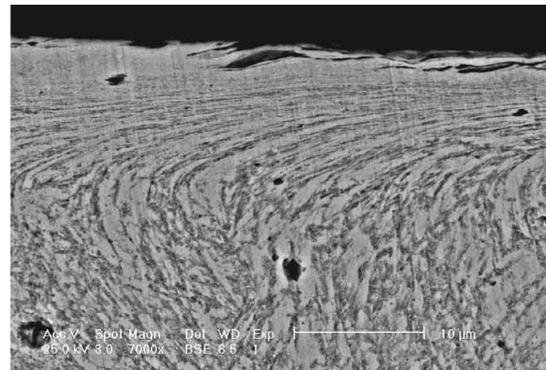
Para o material com 47 HRC, na escala microscópica, observou-se abrasão e emissão de detritos. A diferença da resistência à abrasão parece ser devido à diferença no tamanho e densidade de carbonetos. O resultado é um comportamento quebradiço e a produção de grandes detritos. Para os ensaios com maior temperatura, observa-se oxidação interna que contribui para a formação dos detritos do pino. Também se define que a emissão de detritos é consequência da capacidade de alongamento em escala microscópica (figura 2.23).

Adicionalmente, os óxidos presentes em altas temperaturas desempenham o papel de lubrificante sólido por formar superfícies vitrificadas. Contribuem também para o alargamento do percurso de contato (aumenta a superfície de contato) e redução do coeficiente de atrito.

A perda de propriedades mecânicas do pino também reduziu o coeficiente de atrito, especialmente para o teste a 950°C, em que o material tem um comportamento viscoso.



*Baixa deformação microscópica
(42 HRC a 20°C)*



*Alta deformação microscópica
(47 HRC a 200°C)*

Figura 2.21 – Deformação em temperatura ambiente e a 200°C na superfície do pino (BARRAU et al., 2003).

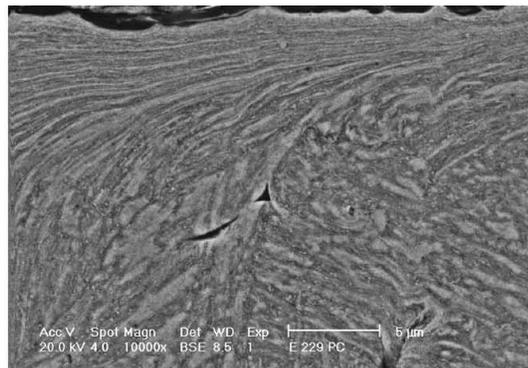
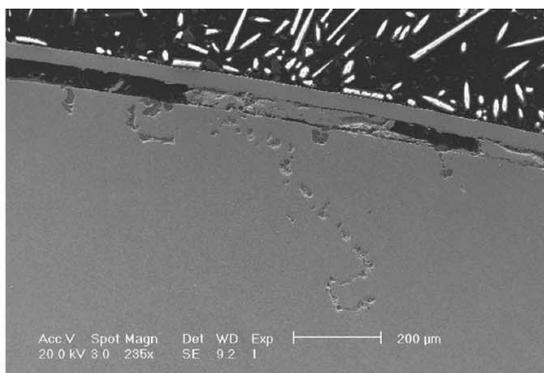
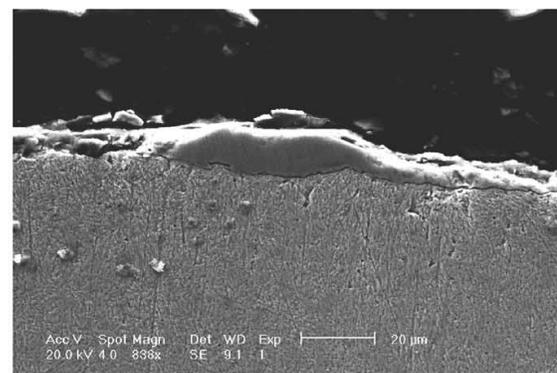


Figura 2.22 – Superfície do pino (42 HRC) após o teste com 700°C, evidenciando a formação de cavidades devido ao fluxo de material (BARRAU et al., 2003).



Oxidação interna do pino a 700°C (47 HRC)



Óxidos do disco aderidos no pino (47 HRC)

Figura 2.23 – Oxidação e óxidos sobre a superfície do pino após ensaios a 800°C (BARRAU et al., 2003).

3 USINAGEM DE MOLDES E MATRIZES

3.1 Introdução

Na indústria, matrizes e moldes são os principais componentes para ferramentas de conformação ou modelagem de materiais. Essas ferramentas são amplamente empregadas em processos de fundição, forjamento, injeção de material metálico e plástico e conformação de chapas metálicas.

A geometria desses componentes fornece o perfil desejado para o produto, possibilitando obter o mesmo em suas formas e dimensões finais ou com algum sobremetal para processamento posterior. Porém, a fabricação do ferramental adequado para cada tipo de processo é complexa.

Por exemplo, as ferramentas para injeção de materiais plásticos ou para forjamento de precisão, devido a sua diversificação e requerimentos de produtos e processos, necessitam de moldes e matrizes com geometrias complexas, produzidos a partir de materiais com alta dureza e alta resistência ao trabalho a quente, resultando em grande dificuldade de fabricação.

Para atender às exigências da fabricação de moldes e matrizes, as máquinas operatrizes e as ferramentas de corte vêm sendo aperfeiçoadas, proporcionando melhor desempenho. A informática associada ao processo permite o armazenamento e o controle de informações referentes ao projeto e à usinagem das matrizes e dos moldes.

Arquivos CAD, prototipagem de peças funcionais com modelos sólidos e simulação de processos de usinagem por computador através do CAM permitem racionalizar os processos de fabricação, prevenir retrabalhos e escolher as melhores estratégias para usinagem. Além disso, a utilização da usinagem em alta velocidade (HSM – High Speed Machining) apresenta vantagens em relação ao processo convencional de fabricação de moldes e matrizes. Essas alternativas contribuem para melhorar a qualidade dimensional, superficial e geométrica e reduzir o lead time de fabricação (RAMOS e MACHADO, 2002).

3.2 Fabricação de moldes e matrizes

A indústria de moldes e matrizes tem como característica a produção de uma quantidade limitada de ferramentas com o mesmo desenho, e estas freqüentemente estão sujeitas a modificações devido à alterações nos produtos.

Devido aos requerimentos funcionais e estéticos dos produtos manufaturados, principalmente na indústria automotiva, os moldes e matrizes são projetados e fabricados com superfícies geométricas complexas.

Essas superfícies demandam processos de usinagem eficientes e precisos, e o método de fabricação mais freqüente desses componentes é o fresamento com ferramentas de topo esférico, realizado em centros de usinagem CNC (SANDVIK, 2002; KANG et al., 2001).

O processo tradicional para produzir esses componentes, com faixas de dureza em torno de 32 a 63 HRC, é executado conforme a seqüência:

- Desbaste e semi-acabamento da matriz ou molde na condição recozida;
- Tratamento térmico para atingir a dureza final;
- Acabamento fino com ferramentas de metal duro, cerâmica mista, cermet ou CBN (nitreto de boro cúbico);
- Fabricação dos eletrodos;
- Usinagem por eletro-erosão de raios pequenos e cavidades profundas, devido a pouca acessibilidade das ferramentas de usinagem a esses detalhes;
- Acabamento final por polimento manual, automático ou processo eletroquímico.

Porém, essa seqüência possui alguns inconvenientes. Por exemplo, a etapa de acabamento final realizada após a usinagem produz uma superfície com textura superficial adequada, mas além de consumir tempo (por exemplo, uma matriz para produzir o capô de um automóvel pode exigir 400 horas de polimento) e aumentar os custos de manufatura, compromete a qualidade geométrica e dimensional da matriz.

Já o processo de eletro-erosão (EDM – electrical discharge machining), usado principalmente para acabamento em materiais endurecidos, usinagem de geometrias complexas e de cavidades profundas, possui baixa taxa de remoção de material, produz micro-trincas na

superfície usinada, acarreta problemas ambientais devido ao descarte do fluido dielétrico e acrescenta ao processo a atividade de confecção de eletrodos.

Com o objetivo de reduzir ou mesmo eliminar essas etapas no processo, melhorar a eficiência da usinagem e reduzir o *lead time* e os custos de produção de moldes e matrizes, a HSM em materiais endurecidos tem sido amplamente empregada. Porém, como a taxa de remoção de cavacos não é tão alta para materiais endurecidos, o processo é economicamente viável apenas para matrizes com dimensões reduzidas (aproximadamente 400 mm x 400 mm x 150 mm). Na maioria dos casos, geometrias com essas dimensões podem ser fabricadas em set-up único.

Assim, com a aplicação da HSM, o processo de confecção de moldes e matrizes se desenvolve da seguinte maneira:

- Desbaste do molde ou matriz no estado endurecido (dureza final do componente);
- Semi-acabamento;
- Acabamento;
- Acabamento superfino em alguns casos, como moldes para injeção de materiais plásticos (aplicação de EDM e técnicas de polimento).

O principal benefício ao utilizar essa seqüência é a redução das etapas de fabricação, eliminando-se tempos de processo e set-up de máquina, tornando o fluxo de produção mais simplificado. Como o ciclo dos produtos na indústria é cada vez menor – demandam renovação constante – um processo enxuto proporcionado pela aplicação da HSM contribui para o desenvolvimento rápido desses produtos.

Além disso, se essa geometria (cavidade) for rasa e relativamente simples – como no caso das matrizes para forjamento – o processo de usinagem se torna mais fácil, pois possibilita o uso de ferramentas mais curtas, sujeitas a menor deflexão (SANDVIK, 2002; FALLBÖHMER et al., 1996; KANG et al., 2001; KRAJNIC e KOPAČ, 2004).

As vantagens do HSM na produção de moldes e matrizes vão além da redução do lead time de fabricação. Esse processo proporciona melhor precisão dimensional e geométrica, excelente acabamento, melhor integridade superficial e eliminação de distorções nos componentes após o tratamento térmico, em comparação com o processo tradicional.

O HSM possui uma ampla variedade de aplicações, por exemplo, na indústria aeroespacial e automobilística para usinagem de componentes fabricados a partir de materiais especiais como ligas de alumínio, ligas de titânio e superligas de níquel. Tem sido também empregado para usinar eletrodos de cobre ou grafite usados em processo de usinagem por eletro-erosão. Desde os anos 90, o processo HSM tem sido cada vez mais utilizado para fabricar moldes e matrizes partindo-se de materiais endurecidos por tratamento térmico como o aço AISI H13, P20 e D2, produzindo uma ampla variedade de ferramentas para o setor automotivo e eletrônico.

O HSM também permite a execução de operações de furação, roscamento e alargamento em materiais endurecidos, graças a materiais de ferramentas mais resistentes e com revestimentos especiais, como o TiN, o TiCN e o TiAlN (COLDWELL et al., 2002).

Graças ao desenvolvimento no desempenho das máquinas-ferramentas resultantes de melhorias no sistema de fuso e avanços, o processo de fresamento HSM é uma alternativa economicamente viável, pois produz componentes com alta qualidade superficial, baixas variações na superfície usinada e boa precisão dimensional.

Os centros de usinagem CNC utilizados para essa tarefa possuem normalmente 3 eixos de deslocamento, permitindo que a ferramenta produza a geometria tridimensional da peça. Porém, para uma maior exatidão na usinagem de geometrias complexas utiliza-se centros de usinagem com 5 eixos, pois permitem o fresamento de qualquer superfície. Embora a programação da máquina seja similar nos dois processos, com máquinas 5 eixos é possível realizar o corte lateral da peça, com a ferramenta mantendo ângulo constante com as diversas superfícies usinadas do material. Somando estas características com as muitas possibilidades que os softwares CAD-CAM oferecem em termos de geração de trajetória de ferramenta e elaboração de programas, os equipamentos de 5 eixos se tornam a alternativa mais completa de manufatura, habilitando a usinagem lateral e de topo com apenas um set-up de máquina.

A manutenção da inclinação entre ferramenta e superfície usinada, quando se utiliza fresas de topo esférico para fresamento de superfícies, proporciona que a velocidade de corte seja constante durante o processo e evita que a usinagem seja executada com velocidades de corte tendendo a zero quando se aproxima do centro da ferramenta. Esse procedimento é impossível de ser realizado com um equipamento de 3 eixos (KRAJNIC e KOPAČ, 2004).

Para permitir a inclinação do fuso principal, conjuga-se o movimento rotativo de dois eixos A e B aos eixos lineares X, Y e Z. Esses dois eixos adicionais ajudam a cobrir virtualmente todas

as trajetórias da superfície, possibilitando o alcance de grandes profundidades de trabalho sem o aumento do balanço da ferramenta e sem ocorrer colisão com o porta-ferramentas. Adicionalmente, existem máquinas com 5 eixos na qual a mesa de trabalho onde a peça está fixada pode rotacionar e inclinar.

O uso de ferramentas curtas (relação L/D baixa) é o fator chave de sucesso para a usinagem com 5 eixos em comparação ao processo com 3 eixos, pois assim reduz-se significativamente a deflexão da ferramenta, possibilita-se o aumento do avanço, reduz-se a vibração durante a usinagem, aumenta-se a vida útil da ferramenta, produz-se melhor qualidade superficial, previne-se retrabalho de acabamento na peça e o número de operações de eletro-erosão (figura 3.1).

Além disso, a usinagem em 5 eixos evita reposicionamentos adicionais da peça, eliminando a possibilidade de alinhamento incorreto, além do tempo gasto em fixação, busca de referência e posicionamento coordenado para cada operação de usinagem (TOENSMEIER, 2006; JAJE, 2007; DICKIN, 2002).

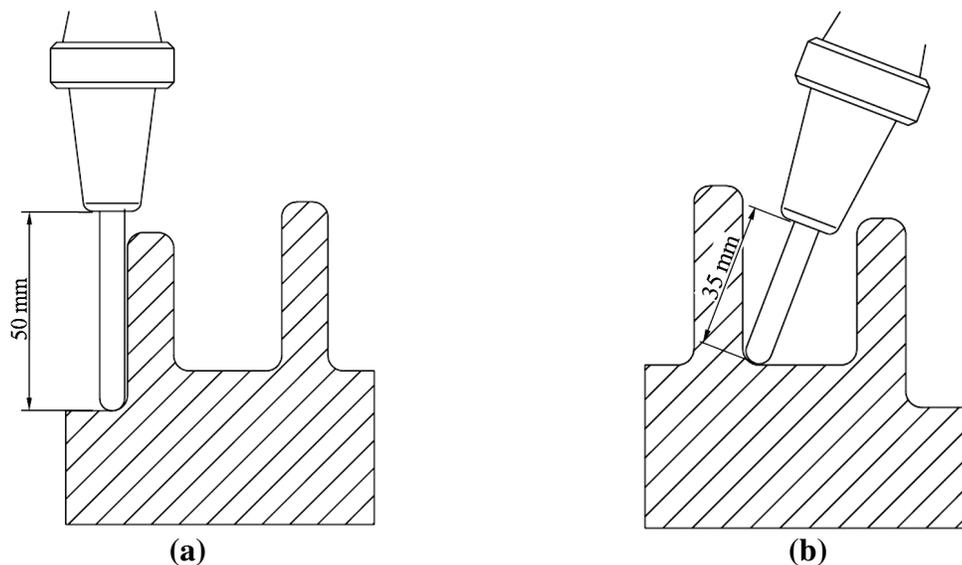


Figura 3.1 – Balanço da ferramenta normal para 3 eixos em (a), e ferramenta com balanço reduzido para 5 eixos em (b). Com 5 eixos, é possível o uso de uma ferramenta mais curta, ou com menor balanço (JAJE, 2007).

3.3 Usinagem de moldes e matrizes no estado endurecido

3.3.1 High Speed Machining

Conforme mencionado anteriormente, o processo mais comumente utilizado para fabricação de moldes e matrizes, no estado endurecido, é o fresamento em altas velocidades de corte (High Speed Machining), realizado com fresas de topo esférico. Esse processo é o que mais aproxima o perfil usinado do perfil desejado, pois devido a sua geometria, a ferramenta se adapta prontamente a usinagem de superfícies (SCHULZ, 1995; TOH, 2005).

Segundo Schulz (1999), historicamente a HSM é uma tecnologia patenteada em 1931, referente aos estudos de C. Salomon desenvolvidos para usinagem de aços, metais não-ferrosos e metais leves com velocidades de corte altas. Esse estudo descreveu que, acima de certa velocidade de corte (considerando-se a tecnologia da época), as temperaturas durante o processo começam a cair, e o calor gerado durante a usinagem é em grande parte dissipado com a remoção dos cavacos.

Após um período de cerca de 60 anos sem aplicações relevantes, os desenvolvimentos recentes em ferramentas e máquinas operatrizes capazes de desenvolver altas rotações no fuso indicam que esta tecnologia avançada de produção ainda possui potencial para desenvolvimento.

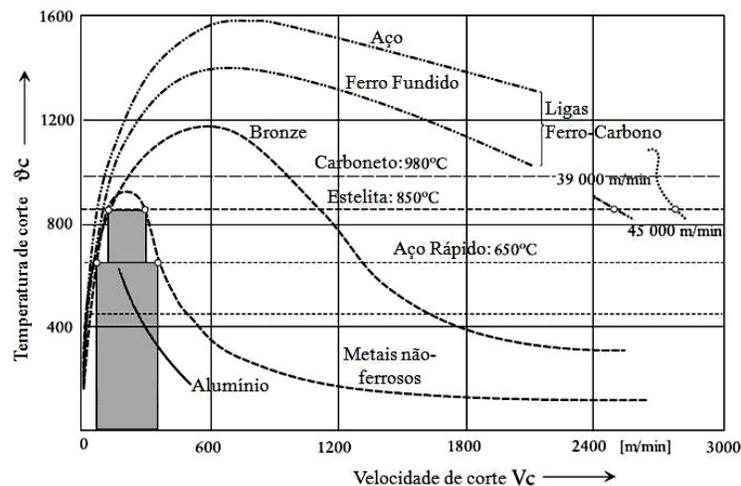


Figura 3.2 – Temperaturas de usinagem em fresamento com altas velocidades de corte (SALOMON, 1931 apud SCHULZ, 1999).

Porém, observa-se que essa redução de temperatura varia para diferentes materiais, sendo menor para aços e ferros fundidos e maior para alumínio e não-ferrosos.

Os experimentos realizados por Salomon se basearam em ferramentas de grandes diâmetros para se atingir altas velocidades de corte. Atualmente, porém, a HSM é realizada com ferramentas de diâmetros menores que permitem a usinagem de superfícies complexas, porém com altas velocidades de rotação, possível nos equipamentos modernos.

O instituto PTW (engenharia de produção e máquinas-ferramenta) da Universidade Técnica de Darmstadt, na Alemanha, define a usinagem com altíssimas velocidades de corte como aquelas superiores em 5 a 10 vezes às utilizadas convencionalmente.

O desenvolvimento e a adequação dessa tecnologia através do tempo proporcionaram o aprimoramento das máquinas-ferramenta, das ferramentas e materiais de corte e contribuíram para a elaboração de novas estratégias de usinagem e para a aplicação intensiva dos sistemas CAD-CAM.

Graças aos desenvolvimentos citados acima, vários benefícios da aplicação dessa tecnologia puderam ser evidenciados.

Por exemplo, descobriu-se que as forças de corte diminuem com o aumento da velocidade de corte, que as superfícies resultantes possuem melhor qualidade e que a usinagem pode ser executada em uma faixa de rotações não sujeita a vibrações críticas, permitindo a realização de trabalhos de usinagem com alta precisão e excelente acabamento superficial (SCHULZ, 1999).

3.3.2 Parâmetros de corte empregados na usinagem de moldes e matrizes

Apesar de se tratar de uma tecnologia difundida nos meios produtivos, a definição sobre o que é HSM ainda causa polêmica. Usinagem em alta velocidade, a princípio, pode compreender os seguintes pontos de vista:

- *Altas velocidades de corte (vc)* – cerca de 5 a 10 vezes superiores às usadas na usinagem convencional;

- *Altas velocidades no fuso* – embora HSM não seja necessariamente usinagem com altas velocidades no fuso, altas rotações (n) podem ser utilizadas quando a usinagem é realizada com ferramentas de diâmetros pequenos;
- *Altas velocidades de avanço* – no fresamento, devido à dependência linear entre a velocidade de corte e a velocidade de avanço, ao utilizar altas rotações (n), conseqüentemente o processo é realizado com altos avanços (v_f), sendo possível atingir velocidades lineares de até 30 metros por minuto;
- *Alta produtividade* – conforme mencionado, o processo permite a eliminação de etapas no processo de fabricação de moldes e matrizes. Além disso, permite desbaste e acabamento em peças de todos os tamanhos, crescendo em importância quanto maior for a necessidade de componentes próximos do formato final.

O processo de fresamento em altas velocidades pode ser aplicado em operações de desbaste em moldes e matrizes, mas é principalmente indicado para operações de semi-acabamento e acabamento desses componentes.

Isto porque para remoção de material em aços endurecidos não se utilizam altas profundidades de corte (a_p), pois a aresta de corte da ferramenta não suportaria a pressão, o calor gerado e as excessivas cargas mecânicas que incentivariam o surgimento de lascas ou pequenas trincas e evoluiriam rapidamente para um desgaste maior devido à perda de integridade da aresta de corte. O aumento da penetração de trabalho (a_e), que é responsável pelo ângulo de contato entre a ferramenta e a peça, causaria o mesmo efeito. À medida que o a_e aumenta, aumenta a temperatura gerada na usinagem, reduzindo drasticamente a vida da ferramenta (SANTOS et al, 2003; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006).

Segundo Sandvik (2002), as profundidades de corte (a_e e a_p) e a espessura média dos cavacos (hm) produzidos são baixas, comparadas ao fresamento convencional. Porém, para não se ter espessura média de cavacos mínima, que é conseqüência da pequena penetração de trabalho (a_e), usualmente utiliza-se valores de avanço linear (v_f) maiores do que aqueles que normalmente são utilizados no fresamento convencional de acabamento.

A taxa de remoção de material (Q) também é menor se comparada à usinagem convencional, porém bastante alta em relação ao processo de eletro-erosão que visa substituir.

Para usinagem de aços endurecidos, utilizando o processo de fresamento HSM, os parâmetros de corte possuem os seguintes valores médios:

- Profundidade axial de corte (a_p) – entre 0,01 a 0,5 mm;
- Profundidade radial de corte (a_e) – entre 0,05 e 4 mm;
- Avanço por dente (f_z) – entre 0,02 a 0,25 mm.
- Velocidade de corte (v_c) – entre 100 e 250 m/min.

Para operações de acabamento em aços-ferramenta endurecidos, utiliza-se velocidades de corte entre 200 e 250 m/min., baixas profundidades de corte (a_p e a_e) e baixo avanço por dente (f_z), que não devem exceder 0,2/0,2/0,2 mm ($a_e/a_p/f_z$) para evitar deflexão excessiva no suporte/ferramenta de corte, mantendo alto nível de tolerância e precisão geométrica do molde ou matriz usinada (SANDVIK, 2002).

Porém, como o avanço no fresamento depende da rotação do fuso (n – equação 3.1) e da quantidade de arestas de corte da ferramenta (z_n), o processo HSM pode ser realizado com altas velocidades de avanço linear (v_f – equação 3.2).

$$n = \frac{v_c \times 1000}{\pi \times D} \quad (\text{rev/min}) \quad (3.1)$$

$$v_f = f_z \times n \times z_n \quad (\text{mm/min}) \quad (3.2)$$

Por exemplo, aumenta-se a rotação ao usar ferramentas com diâmetros menores. Com isso, o avanço linear (v_f) também cresce, mesmo mantendo-se o avanço por dente e o número de dentes iguais a de ferramentas maiores.

Com o aumento da velocidade de avanço, aumenta-se também a taxa de remoção de material (Q – equação 3.3), em comparação com ferramentas de diâmetros maiores mas a_p e a_e iguais.

Adicionalmente, como já citado é recomendável utilizar valores de avanço por dente (f_z) mais alto, resultando em um aumento da espessura média dos cavacos (hm – equação 3.4), reduzindo a pressão de corte sobre a aresta.

$$Q = \frac{a_p \times a_e \times v_f}{1000} \quad (\text{cm}^3/\text{min}) \quad (3.3)$$

$$hm = f_z \sqrt{a_p / D} \quad (mm) \quad (3.4)$$

Quando se utiliza fresas de topo esférico (ball nose), a rotação (n) deve ser calculada em relação ao diâmetro efetivo de corte (D_e), que varia conforme a profundidade de corte utilizada (figura 3.3). Para esse tipo de ferramenta, quanto menor o a_p , maior a rotação e maior a velocidade de avanço. Utiliza-se a equação 3.5 para cálculo do diâmetro efetivo de corte e a equação 3.6 para cálculo da velocidade efetiva do fuso (n_e) (SANDVIK, 2002; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006).

$$D_e = 2 \sqrt{a_p (D - a_p)} \quad (mm) \quad (3.5)$$

$$n_e = \frac{v_c \times 1000}{\pi \times D_e} \quad (rev/min) \quad (3.6)$$

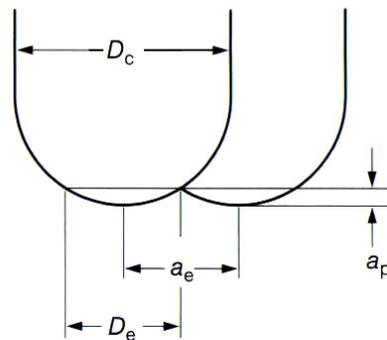


Figura 3.3 – Diâmetro efetivo de corte em fresa de topo esférico, em relação à profundidade de corte (SANDVIK, 2002).

3.3.3 Estratégias para usinagem de cavidades nos moldes e matrizes

As cavidades dos moldes e matrizes, como já visto, possuem a geometria que irá modelar o produto durante o processo de conformação.

Para usinagem dessas cavidades em materiais endurecidos, algumas recomendações se tornam úteis, seja para benefício direto das ferramentas, da eficiência do processo, ou da integridade superficial do componente.

Sandvik (2002) recomenda usar o fresamento concordante para materiais endurecidos. Esta estratégia permite que a espessura do cavaco atinja o seu valor máximo, em comparação com o fresamento discordante, onde o calor gerado antes do início efetivo do corte é consideravelmente maior por causa do atrito na entrada do dente no corte em cada rotação da fresa. Além disso, com esta estratégia a aresta de corte está sujeita a esforços de compressão, adequados para materiais de ferramentas como o metal duro e o CBN.

Associado ao fresamento concordante, o uso da estratégia de contorno (Z constante) resulta em produtividade mais alta (proporciona variações menos bruscas de direção e de cargas de trabalho sobre a aresta de corte), diminui a deflexão da ferramenta e minimiza vibrações (figura 3.4a).

A pior condição é o tradicional fresamento em cópia, com alternância de movimentos descendentes e ascendentes (figura 3.4b). Nos movimentos descendentes, a espessura do cavaco é maior e as velocidades de corte são baixas devido à proximidade com o centro da fresa de topo esférico. Durante os movimentos ascendentes, a espessura do cavaco é menor e a velocidade de corte é mais alta, pois a parte mais periférica da ferramenta participa no processo.

Adicionalmente, ocorre fresamento concordante e discordante, onde são geradas muitas entradas e saídas da ferramenta que provocam deflexão na haste e deixam marcas de material removido na superfície usinada.

Entre as operações de usinagem é desejável que se produza uma camada de sobremetal uniforme entre cada operação, pois isso proporciona um nível de produtividade alto e constante, principalmente com relação a detalhes do perfil como raios e cantos.

Essa particularidade pode exigir o uso de fresas com diferentes diâmetros, dos maiores até os menores, principalmente nas operações de semi-acabamento e acabamento. Deve-se sempre chegar o mais próximo possível do perfil final da cavidade em cada operação.

O sobremetal uniforme também promove um processo mais seguro, proporcionando que algumas operações de semi-acabamento e acabamento possam ser realizadas sem acompanhamento pessoal ou com ajuda parcial de um operador.

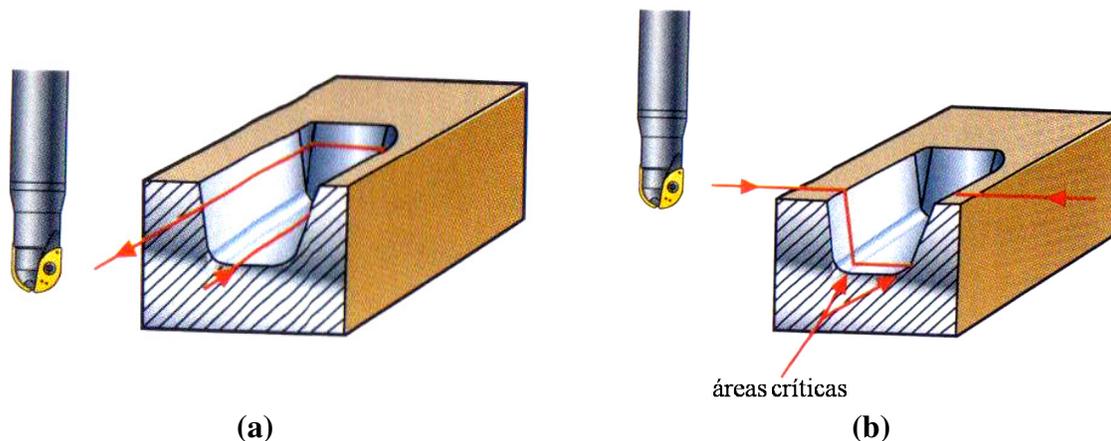


Figura 3.4 – Fresamento com estratégia de contorno (a), e com estratégia de cópia (b) (SANDVIK, 2002).

Kang et al (2001), realizando experimentos de fresamento em planos inclinados, em aços-ferramenta endurecidos, afirmam que o corte realizado na direção vertical (cópia), no sentido descendente e ascendente causam lascamento na aresta de corte da ferramenta e desgaste de flanco, por causa da vibração do eixo da ferramenta durante o avanço, reduzindo drasticamente a vida da mesma.

A melhor condição de trabalho indicada pelos autores foi quando realizaram o corte na direção horizontal (contorno), no sentido ascendente, eliminando a vibração e reduzindo as forças de corte. Em relação à inclinação do plano de trabalho, as forças de corte na direção axial foram menores conforme o ângulo ia aumentando, com a melhor condição sendo o plano inclinado em 45° .

Toh (2005), realizando experimentos de fresamento em planos inclinados (75°), com aço AISI H13 e dureza de 52 HRC, revelou que a vida da ferramenta é maior quando se emprega corte descendente independente da orientação (horizontal ou vertical).

Porém, na trajetória ascendente a rugosidade é menor, independente da orientação, apesar de proporcionar a menor vida da ferramenta. O pior acabamento superficial foi atingido usando orientação horizontal com sentido descendente.

Oliveira (2007), em experimentos com fresamento do aço ABNT H13 (50 HRC), para operação de semi-acabamento, concluiu que ao aumentar o ângulo de inclinação da parede usinada com a horizontal (plano da mesa da máquina) de 45° para 75° , a vida da ferramenta (que estava na vertical) diminui drasticamente devido ao aumento das forças radiais de corte durante o processo, resultante da maior inclinação no segundo caso.

Para experimentos de fresamento do aço ABNT D2 (61 HRC), o mesmo autor verificou que quando se diminui o diâmetro da fresa de topo esférico de 12 mm para 8 mm (pastilhas e corpo de metal duro), mantendo o comprimento de balanço em 70 mm, os valores de rugosidade da superfície usinada tendiam a aumentar, para uma mesma velocidade de corte (v_c).

Schulz (1995), afirma que o processo de corte e o desgaste da ferramenta podem sofrer influência da inclinação do eixo da ferramenta.

O corte concordante com inclinação da ferramenta na faixa de 10-20° representa a estratégia ótima de usinagem High Speed Milling para produção de moldes e matrizes.

Dewes e Aspinwall (1997) ressaltam que o comprimento de balanço da ferramenta (L) e o seu diâmetro (D) são parâmetros importantes associados à deflexão da ferramenta. Dependendo do valor da relação L/D, podem ocorrer oscilações que danificam a peça, a ferramenta e componentes da máquina-ferramenta.

A relação existente entre comprimento e deflexão é que quando se dobra o comprimento de balanço da ferramenta, para um mesmo diâmetro, a deflexão irá aumentar 8 vezes. Essa característica acaba restringindo a aplicação da HSM em cavidades muito profundas e estreitas.

3.3.4 Ferramental utilizado para fresamento de aços endurecidos

Ao realizar o fresamento HSM em materiais endurecidos, a ferramenta de corte fica sujeita a excessivas cargas mecânicas e térmicas, devido às altas velocidades de corte empregadas e a variação desses esforços. Portanto, a ferramenta deve possuir resistência ao calor, mas também certa tenacidade.

O metal duro, material comumente empregado para fabricação de ferramentas de corte, quando é fabricado com tamanho de grãos reduzidos (1 μ m ou menor), possui maior dureza e resistência à ruptura, o que melhora a resistência ao desgaste e a tenacidade.

Ainda, o metal duro pode ser fabricado com gradiente de sinterização, em que uma zona enriquecida de cobalto é formada no topo do substrato próximo à interface com a camada de cobertura, garantindo mais tenacidade na região da aresta de corte da ferramenta. Obviamente, essa camada mais tenaz deve ser revestida por materiais altamente resistentes.

Os materiais mais comumente usados para revestimento são a alumina (Al_2O_3), que fornece excelente resistência ao desgaste em altas temperaturas, o carbonitreto de titânio (TiCN), que fornece ao metal duro resistência ao desgaste abrasivo, o nitreto de titânio (TiN), que reduz o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco, contribuindo para redução dos esforços de corte, e o nitreto de titânio-alumínio (TiAlN), que fornece alta resistência e estabilidade térmica e química. Esses materiais podem ser depositados em uma ou mais camadas sobre o substrato (SANTOS et al., 2003; DINIZ, MARCONDES E COPPINI, 2006).

Adicionalmente, materiais mais avançados, como o próprio TiAlN e o nitreto de cromo (CrN) têm sido usados para revestir essas ferramentas, em aplicações multicamadas (várias camadas alternadas).

Por limitações de custo, fresas de metal duro inteiriças são utilizadas em diâmetros de até 15 mm. São constituídas de micro-grãos e possuem de 2 a 6 arestas de corte, permitindo a usinagem com avanços mais altos devido ao número maior de arestas de corte em comparação com as fresas de insertos intercambiáveis, com o mesmo diâmetro.

Adicionalmente, possuem tolerâncias de fabricação apertadas (como batimento menor do que $5\mu m$), possibilitando maior precisão dimensional – desejável em operações de acabamento – e são mais seguras em comparação com os suportes que utilizam insertos, pois não há o risco de um inserto se desprender em alta velocidade. Podem receber revestimento, como o TiAlN.

Para suportes com insertos intercambiáveis, os mesmos estão disponíveis acima de 8 mm de diâmetro, com custo mais baixo em comparação a ferramentas semelhantes de metal duro, sem considerar o valor do suporte de fixação, que pode ser fabricado de aço ou metal duro.

Embora o metal duro ainda tenha uso predominante, outros materiais de ferramentas também são usados para HSM, como os cermets, cerâmicos, PCD (diamante policristalino) e CBN (nitreto de boro cúbico) (SHARMAN, 1998; SCHULZ, 1994 apud URBANSKI et al., 2000).

Referente à fixação da ferramenta, deve-se proporcionar o menor batimento radial possível para se obter carga uniforme de trabalho sobre cada aresta de corte. O máximo valor deste batimento deve ser de $10\mu m$.

Empiricamente, define-se que a cada $10\mu m$ de batimento radial na aresta de corte, a redução na vida da ferramenta será de 50%.

Como a operação de balanceamento adiciona custos ao processo, os suportes de fixação devem ser escolhidos corretamente, de modo a permitir operações rápidas de troca das ferramentas. Atualmente, os sistemas de fixação por contração térmica, por pressão hidráulica ou por pressão hidro-dinâmica proporcionam os menores batimentos e permitem a redução nos tempos de troca.

Por último, em altas velocidades, a força centrífuga pode causar uma ligeira expansão no diâmetro interno do fuso da máquina, ocasionando que a ferramenta seja puxada para dentro por causa da força constante aplicada pela máquina no tirante de tração da ferramenta. Essa força poderia causar o emperramento da ferramenta durante a troca ou a perda de precisão no eixo Z.

Para minimizar esse problema, é necessário o uso de suportes de fixação que permitam o contato axial e radial simultâneo no fuso. Com isso, impede-se que a ferramenta seja deslocada para dentro do fuso, possibilitando uma usinagem mais agressiva. Outra solução é a aplicação de ferramentas ocas, que sofrem expansão junto com o fuso (SANDVIK, 2002).

3.4 Integridade superficial

O termo “integridade superficial” foi citado pela primeira vez em 1964 (FIELD e KAHLES, 1971) referindo-se a um conjunto de alterações mecânicas, metalúrgicas, químicas e outras causadas na superfície usinada pela ação de ferramentas de corte.

A natureza de uma superfície caracteriza-se pela textura superficial e pelas transformações metalúrgicas (como a microdureza e a microestrutura) ocorridas na região logo abaixo da superfície.

Em outras palavras, o processo de remoção de cavacos (cisalhamento) promove alterações nas superfícies (ou em micro-camadas subsuperficiais) usinadas, que podem resultar na redução da resistência à fadiga da peça, redução da dureza, microtrincas, distorção microestrutural, sobreaquecimento e irregularidades superficiais.

Portanto, os processos de fabricação – em particular a usinagem – desempenham papel fundamental na determinação do nível de integridade superficial que pode ser atingido por uma superfície.

É muito importante que alguns componentes, devido às condições severas de trabalho a que estão sujeitos, tenham sua integridade superficial levada em consideração, pois esta possui relação direta com a vida útil e a resistência ao desgaste desses componentes.

Por exemplo, a integridade superficial é importante para componentes como matrizes de forjamento, moldes plásticos e estampos, por causa das altas cargas térmicas e mecânicas que são inerentes ao seu uso.

A integridade superficial pode ser avaliada através de medições da rugosidade superficial (perfil de rugosidade), da microdureza e da análise microestrutural que revelam microtrincas, transformação de fase, camadas fundidas ou re-depositadas e características similares, descrevendo a estrutura atual da superfície e das camadas imediatamente abaixo destas (BECKER, SANTOS e SALES, 2005; CHEVRIER et al., 2003; STEPHENSON e AGAPIOU, 1997; FIELD e KAHLES, 1971, VAZQUEZ et al., 1996 apud AXINTE e DEWES, 2002).

3.4.1 Rugosidade

Muitos componentes usinados possuem características superficiais específicas devido a aspectos funcionais como assentamento, retenção de lubrificante, vedação ou travamento.

Portanto, a escolha apropriada do perfil de rugosidade deve ser baseada em conhecimento prévio da relação entre as características da superfície e o desempenho funcional do componente.

Se um componente necessitar de uma superfície que proporcione baixo atrito, grandes picos de rugosidade devem ser evitados.

Se uma superfície é projetada para reter lubrificante ou camadas de tinta, é desejável que a mesma seja constituída de vales profundos.

E se a superfície estiver sujeita a atrito ou deslizamento, não deve exibir picos (maior geração de ruído e calor) ou vales (facilita a corrosão e microfissuramento) profundos.

Em *matrizaria*, é comum se afirmar que quanto mais lisa a superfície da ferramenta, melhor. Porém, quanto mais lisa, maior o tempo e o custo envolvido na sua produção.

Ainda assim, a superfície mais lisa não necessariamente é a melhor, pois há vários perfis de rugosidade possíveis, sendo eles desejáveis ou indesejáveis, dependendo dos mecanismos de lubrificação e das condições do processo.

Por exemplo, é possível que um filme de lubrificante sólido (p. ex. grafite) seja retido pelo perfil de rugosidade. Assim, sob condições favoráveis, um regime de lubrificação contínuo pode ser alimentado a partir dos reservatórios formados nos vales da superfície (STEPHENSON e AGAPIOU, 1997; SCHEY, 1983).

Schey e Lonn (1975) realizaram um trabalho sobre o deslizamento de alumínio sobre o aço. A durabilidade dos filmes de grafite (lubrificante) aumentou quando as faces da matriz e da peça foram jateadas. A durabilidade do filme de grafite foi menor quando os sulcos de acabamento foram feitos na direção de deslizamento e menor ainda quando as superfícies estavam bem lisas (SCHEY e LONN, 1975 apud SCHEY, 1983).

3.4.2 Caracterização do perfil de rugosidade

A caracterização bidimensional de uma superfície, que é o procedimento mais comum ainda utilizado, envolve o destaque da forma (perfil nominal), ondulação e rugosidade superficial (figura 3.5).

A forma da superfície ou o perfil nominal se refere ao seu contorno macroscópico, as ondulações se referem a variações na forma da superfície e a rugosidade se refere aos pequenos comprimentos de onda, menores do que os característicos da ondulação.

Ainda, a rugosidade é um componente geométrico que depende do avanço, do raio e do ângulo de inclinação da ferramenta e da velocidade de corte. Também é influenciada pelo desgaste da ferramenta de usinagem, pelas heterogeneidades do material em usinagem e pelas vibrações e erros de movimento causados pela máquina-ferramenta. Por isso, a superfície geométrica ideal difere da superfície efetiva produzida durante a usinagem. A rugosidade é freqüentemente o parâmetro primário especificado em tolerâncias de acabamento.

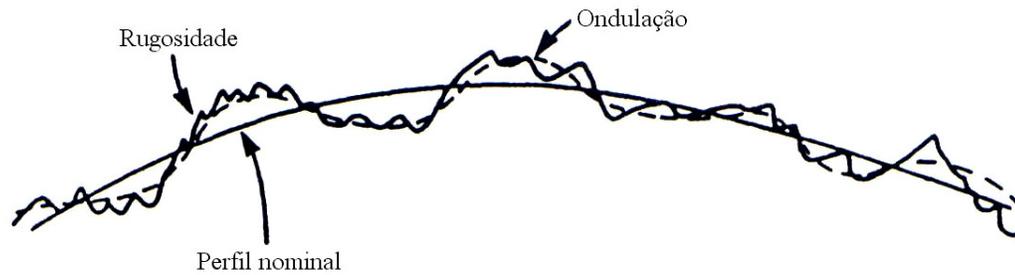


Figura 3.5 – Forma (perfil nominal), ondulação e rugosidade de uma superfície (WHITESTONE, 1994 apud STEPHENSON e AGAPIOU, 1997).

Em aplicações de engenharia, a rugosidade superficial é normalmente caracterizada através de parâmetros estatísticos. Os parâmetros mais freqüentemente usados para inspeção e tolerância de superfícies usinadas são a rugosidade aritmética média (R_a) (figura 3.6), a máxima profundidade de vales (R_v), a máxima altura de picos (R_p), a profundidade total de rugosidade (R_t) e a média de dez pontos (R_z). Os parâmetros R_a , R_v , R_p e R_t são definidos a partir de uma linha média. O parâmetro R_a é o mais comum dos parâmetros utilizados, e é indicado para monitorar a consistência do processo de usinagem. O valor do R_a aumenta com o desgaste da ferramenta e é sensível a mudanças nas condições de refrigeração ou do material em usinagem (STEPHENSON e AGAPIOU, 1997).

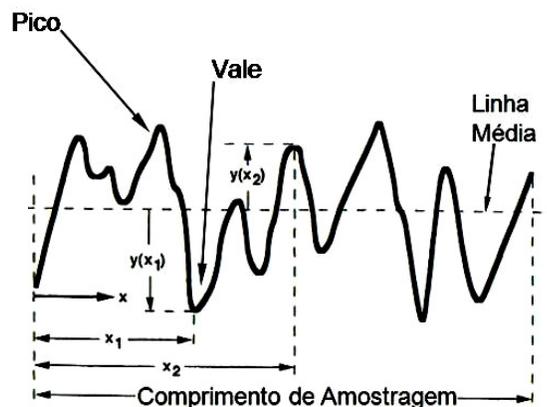


Figura 3.6 – Definição dos parâmetros usados para computar a rugosidade média (R_a) (STEPHENSON e AGAPIOU, 1997).

Adicionalmente, em uma avaliação bidimensional, para simular o desgaste de superfícies em movimento relativo pode-se utilizar o parâmetro funcional denominado *Curva de Razão de Material* (fração de contato). Um exemplo desse parâmetro é visto na figura 3.7a, na qual uma superfície plana repousa sobre o pico mais alto de um perfil. Conforme o pico se desgasta, a linha

de contato (topo do perfil) remanescente se move para baixo, e o comprimento da superfície de contato aumenta. Assim, a razão de material é a razão do comprimento da superfície de contato, em qualquer profundidade especificada no perfil, em relação ao comprimento de avaliação, sendo expressa em porcentagem (figura 3.7b).

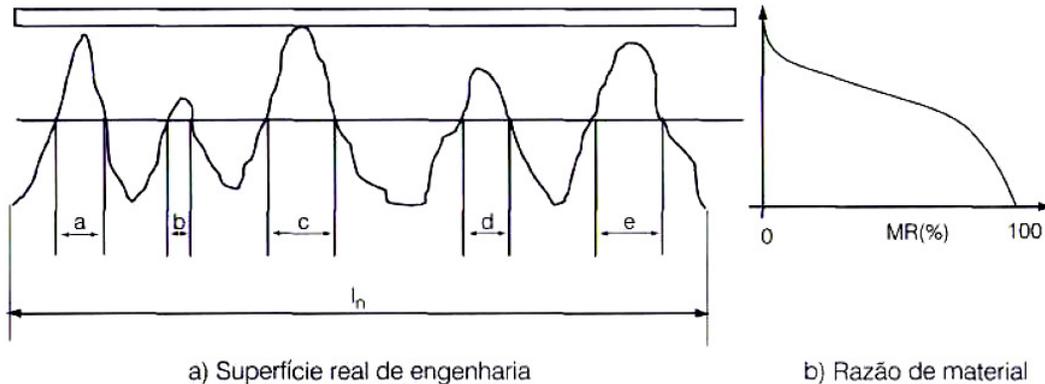


Figura 3.7 – Razão de material (fração de contato) (BECKER, SANTOS e SALES, 2005)

Mostrando na forma gráfica, o valor da razão de material (*MR*) contra a profundidade abaixo do pico mais alto (a partir da linha média), entre 0% e 100% (limites), obtém-se a curva de razão de material, conhecida também como curva de *Abbott-Firestone* (figura 3.7b). Esta curva representa a razão de material da superfície do perfil em função da profundidade. A taxa de apoio é definida pela razão:

$$MR = \frac{a + b + c + d + e}{l_n} * 100\%$$

À medida que a linha horizontal avança, os valores da taxa de apoio aumentam até atingir 100%. Para a curva de *Abbott-Firestone*, define-se 5 parâmetros principais, visualizados na figura 3.8 (BECKER, SANTOS e SALES, 2005).

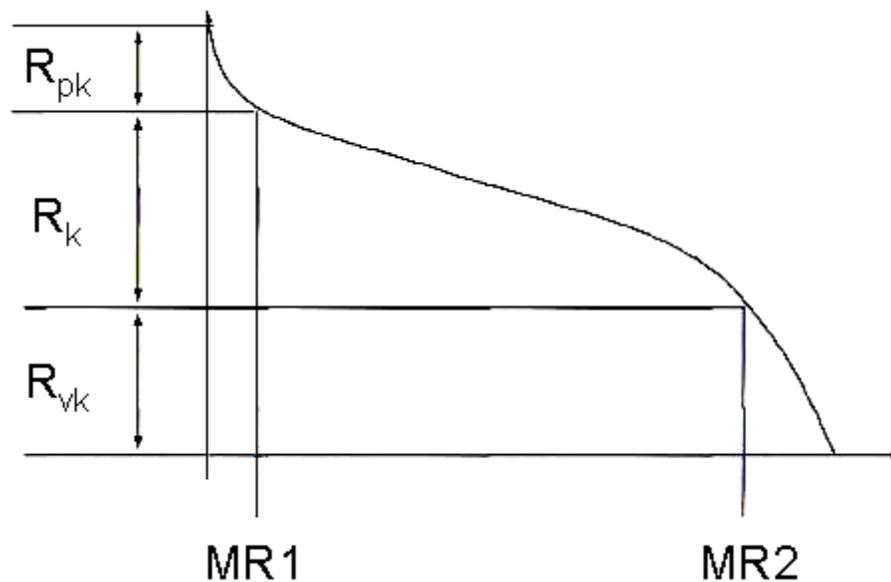


Figura 3.8 – Parâmetros da curva de Abbott-Firestone (BECKER, SANTOS e SALES, 2005)

Segundo Cohen (2009), os parâmetros R_{pk} , R_k , R_{vk} , $MR1$, e $MR2$ são todos derivados da curva de razão de material, baseado na ISO 13565-2:1996. Esta curva é uma medida da área transversal (seção) de um plano, cruzando através de uma superfície medida, do pico mais alto até o vale mais profundo.

Desta forma, cada parâmetro possui uma característica, que é definida abaixo:

- R_{pk} – representa a altura nominal de material que pode ser removida durante uma operação de deslizamento em contato inicial;
- $MR1$ – representa a porcentagem (ou área) da superfície que pode ser removida durante uma operação de deslizamento em contato inicial, em torno de 10% do total;
- R_k – representa a rugosidade principal (real) da superfície, onde uma carga pode ser distribuída durante uma operação de deslizamento. Esta rugosidade também representa um volume disponível (vazio), que pode ser preenchido por um lubrificante, por exemplo;
- $MR2$ – representa a porcentagem (ou área) real da superfície, referente a apoio de uma carga ou volume vazio disponível, entre 10% a até 90% do total;
- R_{vk} – é a medida dos vales abaixo da rugosidade real da superfície, e pode ser considerado como um volume disponível (vazio) para retenção de lubrificante ou de detritos gerados em movimento relativo.

Porém, para se avaliar a textura de uma superfície (ou o perfil de rugosidade), a medição bidimensional possui algumas desvantagens. Mesmo que dois perfis possuam parâmetros idênticos de rugosidade, podem conter propriedades mecânicas diferentes. Adicionalmente, os parâmetros estão confinados em uma direção única e não representam a rugosidade da superfície inteira. Dependendo do plano em que o perfil é medido, os resultados podem diferir. O raio da agulha de contato (em torno de $10\mu m$) impossibilita a identificação de pequenos detalhes geométricos do perfil ou picos muito afiados e influencia os parâmetros derivados de rugosidade. A agulha também não penetra em superfícies reentrantes, nem em encostas muito íngremes, detalhes característicos em superfícies deformadas. Materiais muito macios podem ser riscados pela agulha, comprometendo o cálculo dos parâmetros de rugosidade.

Vários métodos alternativos para caracterização da topografia da superfície foram desenvolvidos para superar as limitações dos métodos bidimensionais. Por exemplo, para caracterizar superfícies tridimensionalmente (3D), o processo de interferometria é freqüentemente utilizado. De maneira simples, o processo é baseado em um feixe monocromático de luz, que se divide em dois. Um destes feixes é refletido da superfície a medir e outro de uma referência plana. As duas imagens são sobrepostas, revelando um mapa topográfico com linhas de contorno alternadas (brilhantes e escuras), formando um padrão de interferência, que é fotografado e processado por um software, resultando em uma reprodução gráfica da superfície (figura 3.9).

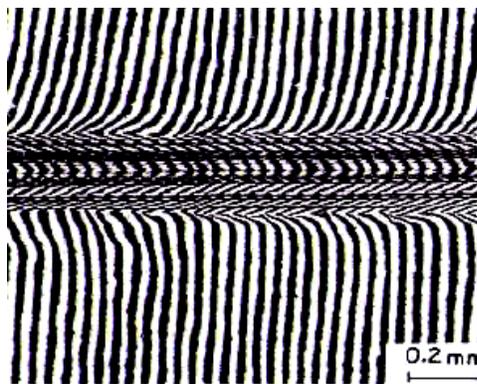


Figura 3.9 – Representação do padrão de interferência utilizado para caracterização de superfícies (SCHEY, 1983).

Uma descrição do padrão 3D obtido após a usinagem da superfície é, portanto, essencial para evidenciar a influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade superficial e para avaliar

esta rugosidade em relação aos requerimentos funcionais (STEPHENSON e AGAPIOU, 1997; QUINSAT, SABOURIN e LARTIGUE, 2007; SCHEY, 1983).

3.4.2.1 Parâmetros tridimensionais para caracterização superficial

Os parâmetros de amplitude, espaciais, híbridos e funcionais podem ser utilizados para se avaliar uma superfície (COHEN, 2009).

Um *parâmetro de amplitude* usado para avaliar a rugosidade de uma superfície (diferença entre picos e vales) é o S_z . Este parâmetro representa a diferença média entre os 5 picos mais altos e os 5 vales mais profundos de uma superfície, relativa a uma área medida. Este parâmetro é útil para se avaliar uma superfície alterada por mecanismos de desgaste, por exemplo.

O parâmetro S_{sk} avalia o grau de simetria das alturas de uma superfície, sobre um plano médio. O sinal de S_{sk} indica a predominância de picos ($S_{sk}>0$) ou vales ($S_{sk}<0$) na superfície. Assim, é possível avaliar se algum mecanismo de desgaste modificou a topografia da superfície.

O parâmetro S_{ku} avalia a curtose de uma superfície, ou seja, a presença ($S_{ku} >3,00$) ou ausência ($S_{ku}<3,00$) de altos picos ou vales profundos de maneira desordenada na superfície. Assim, este parâmetro permite avaliar a presença de defeitos nos picos ou vales, por comparação após a ocorrência de atrito. As dimensões destes dois parâmetros podem ser compreendidas na figura 3.10a e 3.10b.

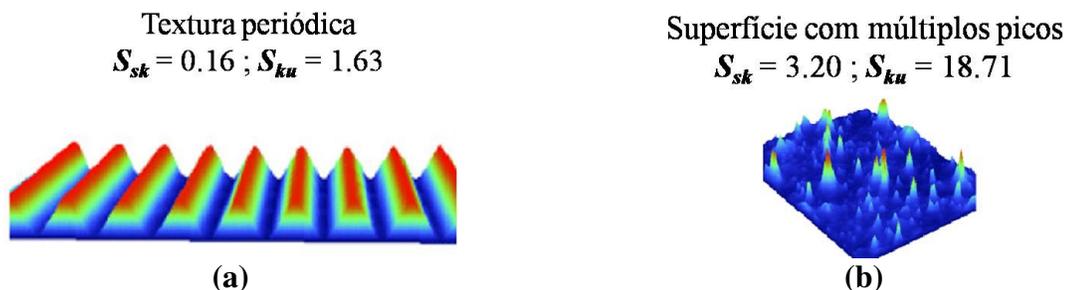


Figura 3.10 – Exemplo de texturas superficiais conforme a caracterização dos parâmetros S_{sk} e S_{ku} (COHEN, 2009).

Alguns parâmetros se referem às características intrínsecas de uma superfície (*parâmetro espacial*). Um desses parâmetros é o S_{ds} , que é o número de *extremidades de contato* por unidade de área na superfície, derivadas dos picos, compreendidas entre uma faixa de 5% acima do plano médio (figuras 3.11a e 3.11b). O modo como essas extremidades se deformam elasticamente ou plasticamente sob carga é identificado por este parâmetro. Dependendo da aplicação, um valor baixo de S_{ds} pode resultar em pressões altas de contato, originando, por exemplo, a geração de detritos, o que contribui para o desgaste abrasivo. Em superfícies deslizantes, o número de extremidades é necessário para prevenir contato, ao mesmo tempo em que mantém razoável distribuição de carga.

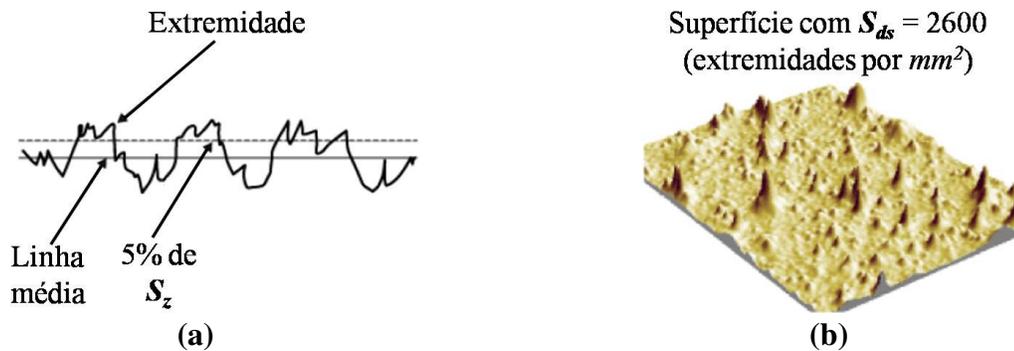


Figura 3.11 – Exemplo de texturas superficiais conforme a caracterização do parâmetro S_{ds} (COHEN, 2009).

Um *parâmetro híbrido* é o S_{sc} , que é a curvatura média das extremidades da superfície (figura 3.12). Este parâmetro prediz o grau de deformação plástica ou elástica da superfície, sob diferentes condições, portanto pode ser usado para quantificar comparativamente o atrito e o desgaste de uma superfície.

Os *parâmetros funcionais* representam o volume de material ou espaço provido pela superfície relativa na área cruzada de medição, com unidades em mm^3/mm^2 . Os parâmetros de volume são derivados da curva de razão de material, só que analisada tridimensionalmente.

Superfície de embreagem com $S_{sc} = 37$
(curvatura média das extremidades igual a $37 \mu m$)

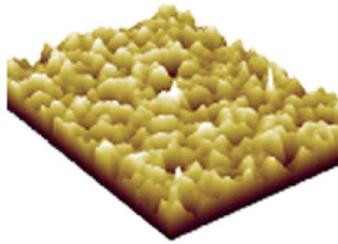


Figura 3.12 – Exemplo de textura superficial conforme a caracterização do parâmetro S_{sc} (COHEN, 2009).

A curva de razão de material (figura 3.13) é formada pela definição da quantidade de material em um plano que repousa sobre uma seção cruzada da superfície para cada altura, do ponto mais alto ao ponto mais baixo da superfície. Considera-se 3 parâmetros analisados funcionalmente:

- O S_m , que é o volume de material da superfície e representa a quantidade de material contido na superfície dos picos, referente a uma faixa de 0% a 10% da taxa de razão de material. O S_m representa também a quantidade de material disponível para o contato (e suporte de uma carga) ou o deslizamento inicial entre duas superfícies;
- O S_c , que é o volume de vazio principal, representando o volume (por exemplo, de um fluido preenchendo o vazio) que a superfície suportaria, entre uma faixa de 10% a 80% da taxa de razão de material. O S_c pode representar também o volume de lubrificante que é consumido durante o deslizamento;
- O S_v , que é o volume de vazio da superfície, representando o volume (por exemplo, de um fluido preenchendo os vales) que a superfície suportaria, entre uma faixa de 80% a 100% da taxa de razão de material. O S_v também representa o volume disponível para retenção de lubrificante ou armazenagem de detritos gerados durante o deslizamento relativo entre superfícies (COHEN, 2009).

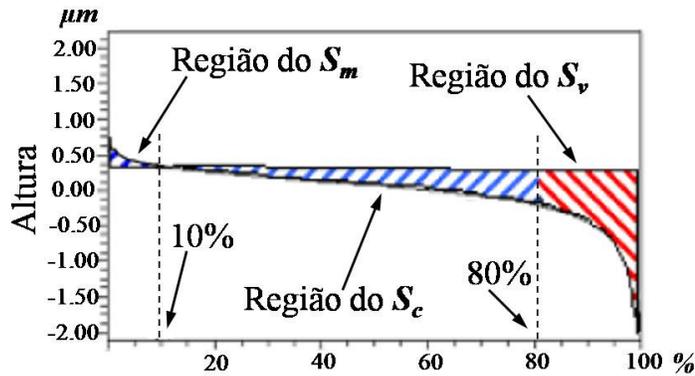


Figura 3.13 – Representação da curva de razão de material, e suas respectivas divisões (S_m , S_c e S_v) (COHEN, 2009).

3.4.3 Perfil de rugosidade produzido no fresamento de topo esférico

Para várias aplicações, as exigências de rugosidade da superfície restringem a faixa de geometrias de ferramentas e avanços que podem ser utilizados, principalmente em operações de acabamento.

No entanto, a determinação dos parâmetros de corte como avanço e profundidade radial de usinagem (também chamada de penetração de trabalho a_e) é baseada em cálculos de rugosidade superficial, produzindo valores teóricos (JUNG, YANG e LEE, 2005). Sandvik (2002) propõe que se durante a usinagem o avanço por dente (f_z) for mantido igual à profundidade de corte radial (a_e), a textura superficial resultante será simétrica (rugosidade semelhante em todas as direções, ou micro-cavidades), o que facilita a subsequente operação de polimento, quando este é necessário. Outras vantagens advindas da equiparação destes parâmetros são o tempo de usinagem menor, a precisão e a resistência mecânica maiores em relação a superfícies usinadas com f_z menor do que o a_e .

A altura mínima de picos (h – altura de crista teórica) é calculada pela equação 3.7, e os parâmetros envolvidos são o raio de ponta da fresa de topo esférico (R) e a profundidade de corte radial (a_e) (figura 3.14).

$$h = R - \sqrt{2R^2 - ae^2} \quad (mm) \quad (3.7)$$

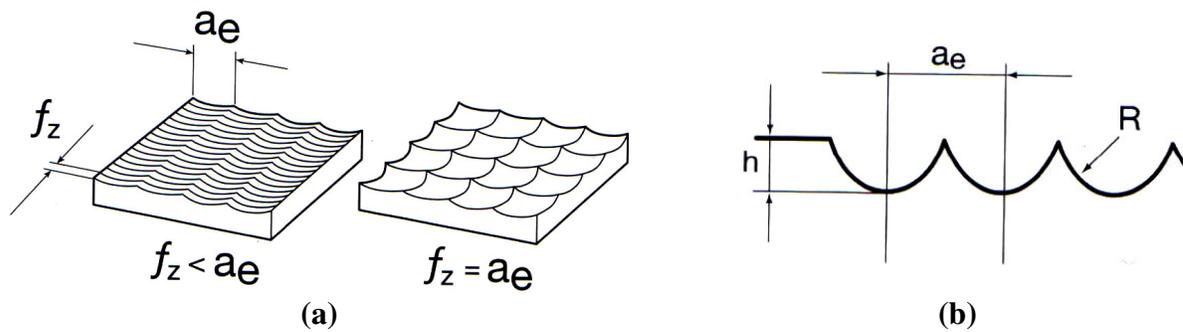


Figura 3.14 – Aspecto da superfície usinada com f_z menor do que a_e e com f_z igual a_e (a). Influência dos parâmetros R e a_e na determinação da altura de crista (h) para a usinagem com fresas de topo esférico (b) (SANDVIK, 2002).

Porém, Oliveira (2007) concluiu que para a usinagem de planos inclinados com ferramentas de topo esférico ou ferramentas toroidais, a rugosidade teórica deveria ser determinada para a direção longitudinal e a direção transversal à direção de avanço. Portanto, desenvolveu duas equações para definir a rugosidade teórica nos dois sentidos.

Para a rugosidade no sentido transversal à direção de avanço, considera-se a profundidade axial de usinagem (a_p), o raio da ferramenta (R_e) e a inclinação da parede (α), medida perpendicularmente ao plano de trabalho (equação 3.8).

Para a rugosidade no sentido longitudinal (equação 3.9), considera-se o avanço por dente (f_z) e o raio efetivo de corte (R_{EF}), medido paralelamente ao plano de trabalho.

O raio efetivo de corte é relacionado com a inclinação da parede usinada, sendo maior quanto menor o ângulo de inclinação da parede, medida perpendicularmente ao plano de trabalho. (Figura 3.15) A equação 3.10 define o raio efetivo de corte.

$$R_{t_{TRANSV}} = \frac{\left(\frac{a_p}{\text{sen}(\alpha)} \right)^2}{8 \times R_e} \quad (\text{mm}) \quad (3.8)$$

$$R_{t_{LONG}} = \frac{f_z^2}{8 \times R_{EF}} \quad (\text{mm}) \quad (3.9)$$

$$R_{EF} = R_e \times \text{sen}(\alpha) \quad (\text{mm}) \quad (3.10)$$

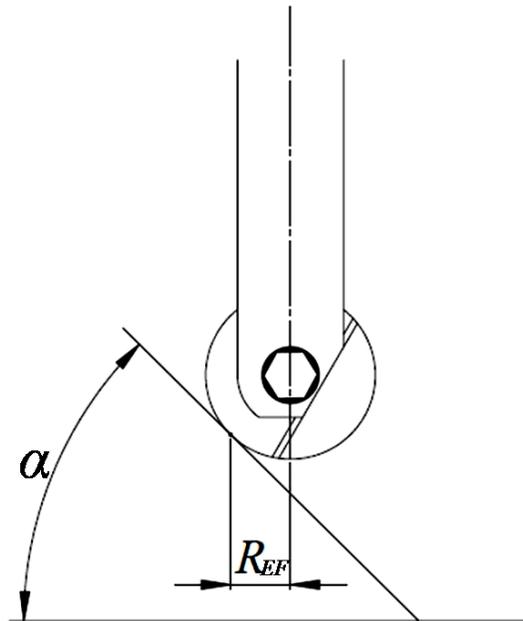


Figura 3.15 – Raio efetivo de corte (*mm*).

3.5 Desempenho Tribológico de Superfícies Usinadas

As superfícies em contato estão sujeitas a vários tipos de desgaste, e estes podem causar mudanças topográficas ou microestruturais, ou ambas, nas camadas superficiais.

Em um sistema tribológico, os danos são causados por micromecanismos ativos entre as superfícies durante sua interação. Por causa do seu efeito cumulativo, o dano é por fim observado em macroescala na superfície, determinando seu fim de vida.

A princípio, uma superfície pode sofrer desgaste ocasionado por um ou mais mecanismos associados. Esse desgaste pode ocorrer por perda, ganho ou sem troca de material.

Os danos que envolvem perda de material podem ser ocasionados por fratura devido a cisalhamento excessivo, extrusão, lascamento, ruptura, fratura por fragilidade ou fadiga, decomposição química e difusão.

Os danos que envolvem ganho de material estão associados à transferência de material entre as superfícies durante o atrito e a corrosão.

Os danos sem troca de material envolvem mudanças estruturais (revenimento, transformação de fase, recristalização, etc.), deformação plástica e trincas superficiais (excessiva deformação local e variações cíclicas mecânicas ou térmicas) (HOGMARK, JACOBSON e VINGSBO, 1992).

Para a indústria de forjamento, a vida da matriz é de grande importância devido aos custos envolvidos em perdas de produção, retrabalhos, reposição de materiais, rebaixamento de cavidades e manuseio das matrizes. Cerca de 10% do preço de um componente forjado é atribuído a despesas com matrizes (SUMMERVILE, VENKATESAN e SUBRAMANIAN, 1995).

Portanto, é de grande interesse analisar se e como os processos de fabricação influenciam as propriedades mecânicas das matrizes e seu desempenho tribológico, favorecendo a vida útil.

Hioki (2006) estudou o efeito dos parâmetros de corte em superfícies fresadas por HSM sobre as características de integridade da superfície e o efeito destas características no seu desempenho tribológico.

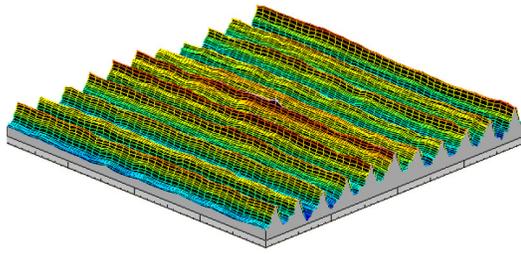
Com este fim realizou experimentos em que utilizou um dispositivo pino-placa projetado para produzir desgaste por deslizamento – com uma carga normal de 400 N – em temperatura ambiente e lubrificação por bissulfeto de molibdênio misturado com óleo mineral sem aditivos. O material utilizado no ensaio para confeccionar a placa é o aço AISI H13 (51-53 HRC), e o material do pino é o aço AISI 1020.

A placa foi usinada com fresa de topo esférico ($R = 8 \text{ mm}$) em um plano inclinado de 75° em relação à mesa da máquina. O pino foi usinado em torno CNC. Foram utilizados dois níveis de parâmetros de corte para usinar as placas (usinagem a seco, com ar comprimido para evitar o recorte do cavaco).

O primeiro nível utilizou v_c de 150 m/min. , a_p de $0,2 \text{ mm}$, a_e de $0,35 \text{ mm}$ e f_z de $0,05 \text{ mm}$. O segundo nível utilizou v_c de 300 m/min. , a_p de $0,4 \text{ mm}$, a_e de $0,95 \text{ mm}$ e f_z de $0,25 \text{ mm}$.

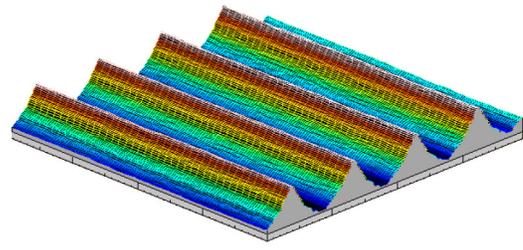
Esses dois níveis combinados deram origem a 16 condições de usinagem, que foram testadas posteriormente em relação ao desempenho tribológico. Porém, a altura da crista (perfil de rugosidade) foi mantida entre $0,001$ e $0,007 \text{ mm}$, comum para fabricação de matrizes.

Analisando os efeitos dos parâmetros de corte na topografia da superfície, foi verificado que o a_e exerce a maior influência na amplitude dos sulcos produzidos. Com o aumento do a_e , maior é a distância entre picos e vales (figura 3.16a e 3.16b).



Perfil de rugosidade para $v_c = 300$ $m/min.$; $a_p = 0,4$ mm ; $f_z = 0,05$ mm e $a_e = 0,35$ mm .

(a)



Perfil de rugosidade para $v_c = 300$ $m/min.$; $a_p = 0,2$ mm ; $f_z = 0,05$ mm e $a_e = 0,95$ mm .

(b)

Figura 3.16 – Influência do aumento da penetração de trabalho (a_e) no tamanho dos sulcos produzidos na usinagem (HIOKI, 2006).

Quando se aproxima o valor da penetração de trabalho com o avanço por dente, os picos se distribuem de forma mais concentrada, conforme proposto por Sandvik (figura 3.9) e observado abaixo (figura 3.17 e 3.18 a). Já o f_z influencia a direcionalidade da textura superficial. Se o seu valor é semelhante ao do a_e , a superfície toma aspecto de “escama de peixe”, devido à formação de cavidades. Se o seu valor é bem menor do que o da penetração de trabalho, é criada uma direcionalidade na superfície (figura 3.18 b). O aumento do f_z também favorece mais o corte do que a deformação plástica, reduzindo a quantidade de picos encontrados em baixos avanços, apesar da direcionalidade bem definida.

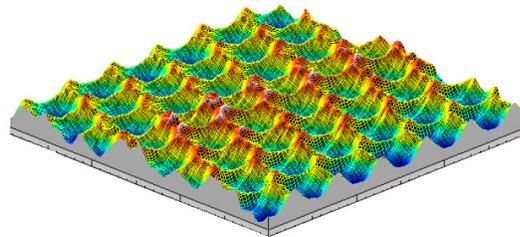
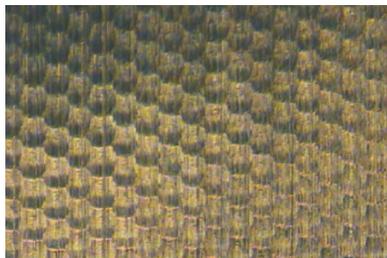


Figura 3.17 – Imagem gráfica de superfície para $v_c = 150$ $m/min.$; $a_p = 0,4$ mm ; $a_e = 0,35$ mm e $f_z = 0,25$ mm (HIOKI, 2006).



(a)



(b)

Figura 3.18 – Influência do avanço por dente na direcionalidade da superfície. (a) $f_z = 0,25$ mm e $a_e = 0,35$ mm . (b) $f_z = 0,05$ mm e $a_e = 0,95$ mm (HIOKI, 2006).

A v_c não exerceu influência significativa na topografia da superfície, mas afetou a tensão residual. No seu nível superior ela induziu tensões residuais menos compressivas. O a_p também não influenciou a rugosidade, mas teve ligação direta com a formação da camada branca e com a elevação da dureza superficial.

Analisando a influência da integridade superficial sobre o desempenho tribológico, os maiores valores de amplitude (S_q) produziram as menores vidas de superfície, independente de estas serem direcionais estacionárias ou não. Superfícies com assimetria tendendo a zero ou negativa (S_{sk}) e elevada curtose (S_{ku}), proporcionaram superfícies resistentes ao desgaste, pois proporcionaram melhor sustentação e capacidade de lubrificação.

Para superfícies com características topográficas semelhantes, o melhor desempenho tribológico está condicionado à existência de tensões residuais menos compressivas. Esta análise não identificou uma característica única capaz de representar o desempenho tribológico. Portanto, conclui-se que o alto desempenho tribológico é derivado do equilíbrio do conjunto de características mecânicas e topográficas geradas durante a manufatura da superfície.

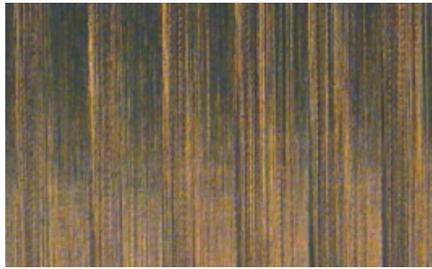
Os parâmetros de corte exerceram influência na vida da superfície, e o mais influente foi o a_e , pois afetou fortemente quase todos os parâmetros de rugosidade 3D, apresentando relação bem definida com a resistência ao desgaste da superfície.

O f_z é o segundo parâmetro de corte com maior efeito sobre o desempenho, sendo essencial para determinar a formação de cavidades na superfície. A v_c apresentou efeito apenas na tensão residual, e quando utilizada no menor nível (150 *m/min.*) apresentou os melhores resultados. O a_p , apesar do forte efeito na camada branca e na dureza de superfície, não influenciou o desempenho tribológico. Isso porque a espessura da camada branca e a dureza alcançam seu valor máximo no vale do perfil de ondulação, estando, portanto, fora da região de contato.

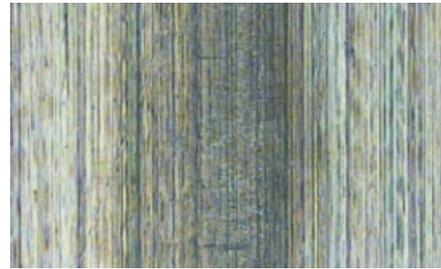
A combinação dos parâmetros de corte que proporcionou maior resistência ao desgaste da superfície foi a que utilizou $v_c = 150$ *m/min.*, $a_p = 0,4$ *mm*, $a_e = 0,35$ *mm* e $f_z = 0,25$ *mm*.

O segundo melhor desempenho foi a combinação que utilizou $v_c = 300$ *m/min.*, $a_p = 0,2$ *mm*, $a_e = 0,35$ *mm* e $f_z = 0,25$ *mm*.

Após o ensaio tribológico das superfícies usinadas, marcas escuras de bissulfeto de molibdênio (lubrificante) surgiram apenas para superfícies direcionais estacionárias com 1 macrocontato por milímetro, formadas pela usinagem com $a_e = 0,95$ *mm* (figura 3.19). Quando se utilizou $a_e = 0,35$ *mm* (3 macrocontatos por milímetro), esse fato não foi observado.



(a)



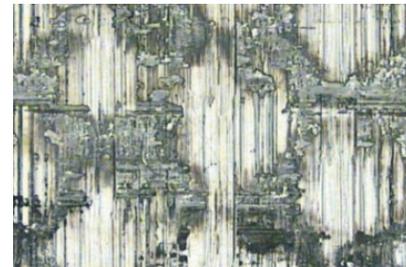
(b)

Figura 3.19 – Superfície com pior desempenho tribológico, produzida com $v_c = 300$ m/min., $a_p = 0,2$ mm, $a_e = 0,95$ mm e $f_z = 0,05$ mm. Amostra após a usinagem (a) e após o período de estabilização do ensaio (b), com marcas de lubrificante (HIOKI, 2006).

Portanto, o baixo desempenho pode ser devido à grande área de contato, à evolução do desgaste ou às características da topografia da superfície, que favorecem a redução da temperatura nos contatos e impedem a fixação do bissulfeto de molibdênio nos cumes, ou seja, nos contatos. O melhor desempenho tribológico foi creditado à melhor retenção de lubrificante nas cavidades, proporcionando a alimentação direta deste nos microcontatos próximos às bordas das cavidades (figura 3.20).



(a)



(b)

Figura 3.20 – Superfície com melhor desempenho tribológico. Amostra após a usinagem (a) e após o período de estabilização do ensaio (b), com marcas de lubrificante (HIOKI, 2006).

A partir do critério de fim de vida (coeficiente de atrito = 0,2), os resíduos produzidos apresentaram traços de cromo, indicando que o desgaste atingiu a superfície usinada. O fresamento HSM e a texturização promovida pela seleção de parâmetros de corte adequados permitiu a produção de uma superfície com alto desempenho tribológico (2 vezes superior) usinada quatro vezes mais rapidamente, comparado com a superfície de menor rugosidade produzida neste estudo.

4 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

4.1 Introdução

Este capítulo descreve o desenvolvimento dos procedimentos experimentais (forjamento a quente) e suas atividades relacionadas (fabricação das matrizes, do dispositivo de usinagem e do ferramental), necessários para cumprir o objetivo deste trabalho, que é compreender a relação entre a topografia da superfície e o desempenho tribológico das matrizes de forjamento a quente.

Para o estudo, quatro topografias superficiais diferentes foram fabricadas, reproduzindo alguns perfis de rugosidade de uso comum na indústria. Partindo-se de uma mesma ferramenta (fresa de topo esférico), a variação do avanço (f_z) e da profundidade radial de corte (a_e) permitiu a criação dessas superfícies. Os parâmetros citados influenciam o tempo de fabricação das matrizes e podem possuir relação direta com o desempenho tribológico das mesmas.

Deste modo, espera-se definir a topografia superficial que seja ideal em termos de custo de fabricação e em termos de durabilidade do ferramental, contribuindo para o aumento da eficiência produtiva e econômica do processo.

4.2 Matrizes para Forjamento a Quente

Para a realização dos ensaios, foi desenvolvido um conjunto de matrizes que apresenta características semelhantes aos conjuntos utilizados na indústria. O patamar de rebarbas, por ser uma região onde a velocidade de escoamento do material é maior, está sujeita principalmente ao desgaste abrasivo (surgindo rapidamente na conformação dos primeiros produtos), entre outros mecanismos. Por isso, esta região foi selecionada para estudo. As figuras 4.1, 4.2 e 4.3 mostram o detalhamento das matrizes e do patamar de rebarbas.

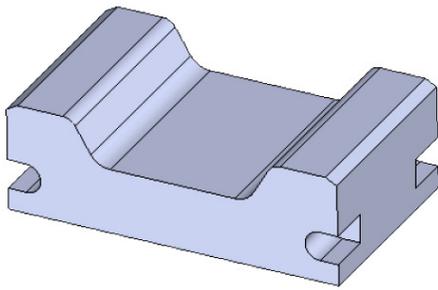


Figura 4.1a – Matriz Inferior

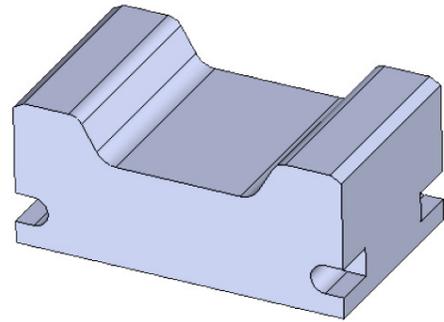


Figura 4.1 b – Matriz Superior

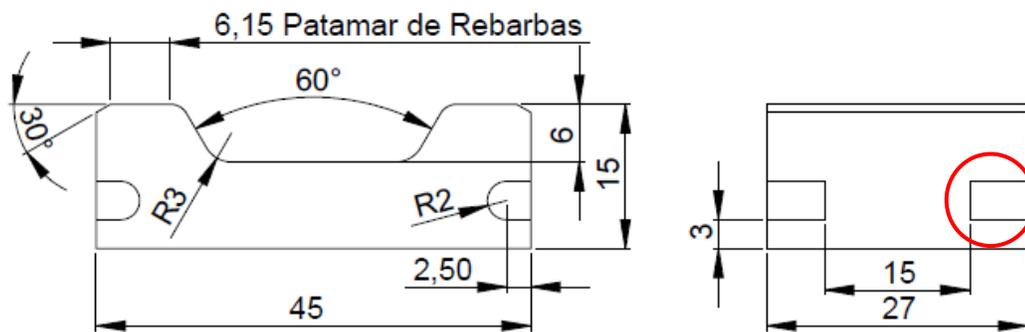


Figura 4.2 – Dimensões da matriz e do patamar de rebarba (matriz inferior). No detalhe (círculo), está o alojamento de fixação.

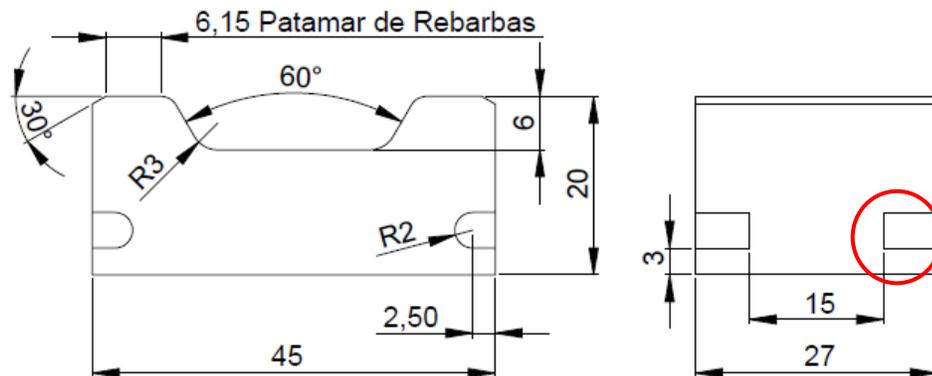


Figura 4.3 – Dimensões da matriz e do patamar de rebarba (matriz superior). No detalhe (círculo), está o alojamento de fixação.

Foi acrescentado um alojamento para permitir a fixação das matrizes no ferramental de forjamento, conectado à prensa (ver área dentro dos círculos vermelhos nas figuras 4.2 e 4.3). Esse sistema permite a substituição das matrizes sem remover o ferramental fixado à prensa.

4.2.1 Material Utilizado na Confeção das Matrizes

O material selecionado para a fabricação das matrizes foi o aço ABNT H13, indicado para trabalho a quente, especialmente para matrizes e punções de forjamento. Pode ser também aplicado em ferramentas de extrusão e moldes para fundição por gravidade de ligas leves, como o alumínio. Sua composição química é indicada na tabela abaixo (porcentagem em peso):

Tabela 4.1 – Composição química do aço ABNT H13

| C | Si | Mn | Cr | Mo | V |
|------|------|------|------|------|------|
| 0,40 | 1,00 | 0,35 | 5,20 | 1,50 | 0,90 |

Suas principais características são a alta resistência a trincas por fadiga térmica, boa tenacidade, polibibilidade, usinabilidade e resistência ao desgaste. Possui ainda boa estabilidade dimensional durante o tratamento térmico. É pouco sensível a choques térmicos, quando resfriado por água. Recozido, apresenta dureza máxima de 207 HB. A têmpera é realizada em temperaturas entre 1010 e 1030°C, e o revenimento entre 550 e 650°C, atingindo uma dureza máxima de 56 HRC, conforme figura 4.4 (VILLARES, 2006). A figura 4.5 mostra a estrutura de martensita revenida deste material obtida após a têmpera e revenimento.

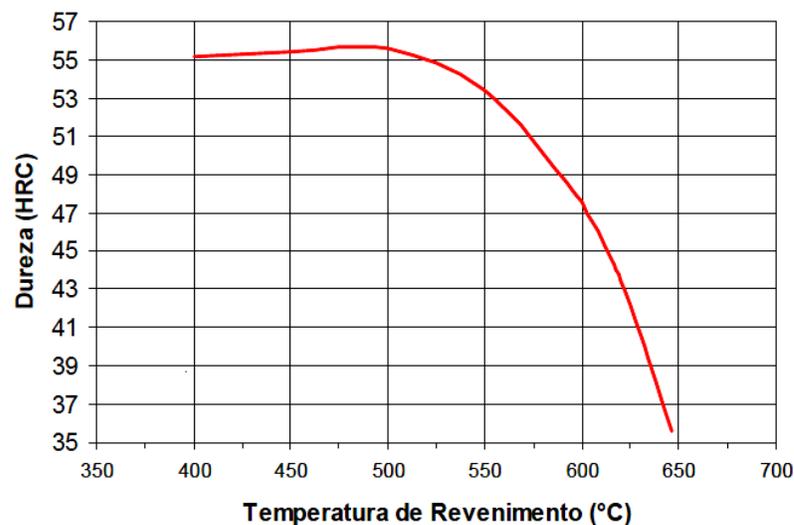


Figura 4.4 – Dureza (HRC) e temperatura de revenimento (VILLARES, 2006).

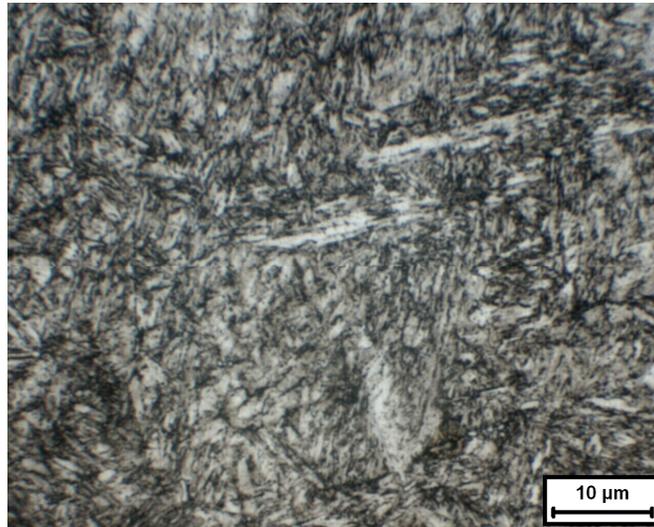


Figura 4.5 – Micrografia do aço ABNT H13 (martensita revenida). Reagente: Villela.

4.2.2 Preparação das matrizes

Inicialmente realizou-se uma operação de usinagem com o fim de confeccionar (a partir do estado bruto) e preparar as matrizes para o acabamento, onde serão produzidas as topografias superficiais planejadas para o desenvolvimento deste trabalho. Para atender o desenvolvimento experimental, foram fabricadas 20 matrizes superiores e 20 matrizes inferiores. Destas, 4 pares (8 peças) não serão utilizados nos ensaios de forjamento, apenas nos ensaios de caracterização. A preparação iniciou-se pelo desbaste das matrizes, com um sobremetal (0,3mm) para o tratamento térmico. Diferente do que é comum atualmente, a cavidade da matriz também foi desbastada, para se manter a máxima profundidade possível de dureza no perfil após o tratamento térmico. Após o desbaste, foi realizado o tratamento térmico (têmpera a 1020°C e dois revenimentos a 580°C), seguido da retificação plana nas dimensões externas das matrizes. Finalmente, as cavidades foram usinadas em suas dimensões finais, apenas, porém com um sobremetal de 0,2 mm remanescente no patamar de rebarbas, para ser removido no acabamento, durante a produção da topografia superficial.

4.2.3 Usinagem de acabamento

A finalidade da usinagem de acabamento é produzir a topografia superficial planejada no patamar de rebarbas. Porém, a característica geométrica da ferramenta (esférica) determina a inclinação da superfície plana da matriz (plano de trabalho), para evitar que a usinagem seja realizada em regiões próximas ao centro da mesma, onde a velocidade de corte tende a zero.

Devido a esta limitação, foi projetado e fabricado um dispositivo de fixação para a operação de acabamento, que proporcionou uma inclinação de 45° no plano de trabalho, conforme figura 4.6.

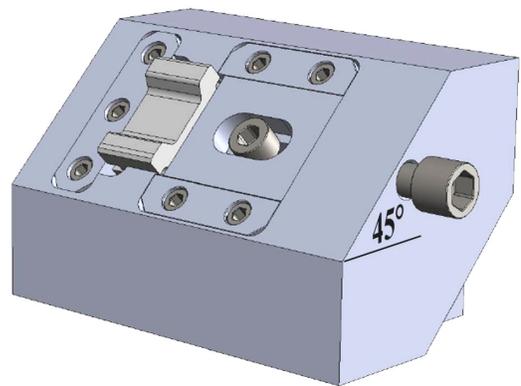
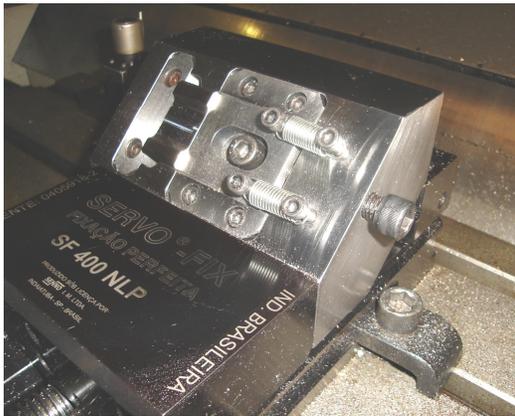


Figura 4.6 – Dispositivo utilizado para fixar as matrizes à 45° na operação de fresamento em acabamento.

Para usinagem de acabamento, utilizou-se uma ferramenta com um inserto esférico, diâmetro de 8 mm, composto de metal duro (código R216F- 08 24 E-L, fabricado pela Sandvik), fixado em uma haste de metal duro (R216F-08A12C-053, fabricado pela Sandvik), para minimizar a deflexão da ferramenta (figura 4.7).



Figura 4.7 – Inserto esférico (R = 4 mm), utilizado na usinagem de acabamento.

A máquina-ferramenta utilizada para a usinagem de acabamento foi um Centro de Usinagem Vertical, fabricado pela empresa Mori Seiki (modelo SV-40), pertencente ao Laboratório de Usinagem dos Materiais (DEF - Departamento de Engenharia de Fabricação) da UNICAMP (figura 4.8). Entre suas características técnicas destacam-se a faixa de rotação (50 a 12000 *RPM*), a potência do motor no eixo-árvore (22 *kW*), o sistema de fixação de ferramentas (ISO 40) e o comando GE-Fanuc MSC-518.



Figura 4.8 – Centro de usinagem utilizado na usinagem de acabamento

4.2.3.1 Parâmetros de corte para o acabamento

Esta seção define os parâmetros de usinagem (fresamento) empregados na produção da topografia superficial, localizada na região do patamar de rebarbas. Basicamente, foi utilizada uma combinação entre avanço por dente (f_z , entre 0,08 a 0,25 *mm*) e passo lateral (a_e , entre 0,10 a 0,30 *mm*), mantendo-se a velocidade de corte constante para os quatro perfis de rugosidade (v_c de 150 *m/min.*), portanto dentro dos valores utilizados para confecção de moldes e matrizes por HSM, conforme SANDVIK (2002).

Para definir o valor do deslocamento lateral (a_e) adotado na programação da máquina (por software CAD/CAM), para uma superfície (plano de trabalho) inclinada a 45°(α), foi utilizada a equação abaixo:

$$a_{e \text{ plano } 45^\circ} = a_e * \text{sen}(\alpha) \quad (\text{mm}) \quad (4.1)$$

O rendimento operacional na usinagem também é variável de interesse na comparação entre as condições (parâmetros) adotadas neste trabalho. Neste trabalho, é definido pela velocidade da operação, segundo a equação:

$$V_{\text{operação}} = v_f * a_e \quad (\text{mm}^2/\text{min.}) \quad (4.2)$$

Para todos os perfis de rugosidade, o sobremetal remanescente (0,2 mm) no patamar de rebarbas é removido em duas passadas durante a operação de acabamento, conforme segue:

- Semi-acabamento: deixa sobremetal de 0,03 mm para o acabamento (a_p de **0,17 mm**);
- Acabamento: dimensões finais (a_p de **0,03 mm**).

O objetivo é conseguir um perfil mais homogêneo, pela redução da pressão sobre a ferramenta no último passe. O diâmetro efetivo da ferramenta (no ponto de tangência com a superfície inclinada a 45°) também é constante para todos os perfis, e é calculado conforme a equação 3.10. Seu valor de referência para o cálculo da rotação e conseqüentemente do avanço é de **5,657 mm**.

Para a produção do primeiro perfil de rugosidade, identificado como *condição 1* (figura 4.9), os parâmetros empregados foram:

Tabela 4.2 – Parâmetros de corte empregados na condição 1:

| <i>Operação</i> | <i>RPM</i> | <i>Avanço</i> | <i>vc</i> | <i>a_e</i> | <i>f_z</i> |
|------------------------|------------|---------------|-----------|----------------------|----------------------|
| <i>Semi-acabamento</i> | 8445 | 4222 | 150 | 0,30 | 0,25 |
| <i>Acabamento</i> | 8445 | 4222 | 150 | 0,30 | 0,25 |

- Estratégia de usinagem: corte horizontal concordante;
- Rugosidade transversal (R_t teórica): **2,813 μm** (equação 3.8);
- Rugosidade longitudinal (R_t teórica): **2,762 μm** (equação 3.9);
- Deslocamento lateral (a_e no plano inclinado a 45°): **0,212 mm** (equação 4.1);
- Velocidade da operação: **1267 $\text{mm}^2 / \text{min.}$** (equação 4.2).

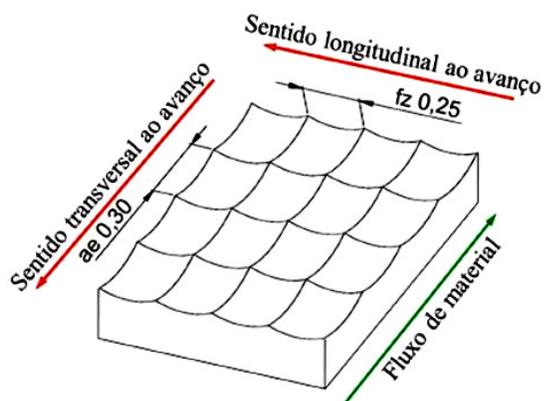


Figura 4.9 – Topografia teórica resultante dos parâmetros adotados na condição 1.

Para a produção do segundo perfil de rugosidade, identificado como *condição 2* (figura 4.10), os parâmetros empregados foram:

Tabela 4.3 – Parâmetros de corte empregados na condição 2:

| <i>Operação</i> | <i>RPM</i> | <i>Avanço</i> | <i>vc</i> | <i>a_e</i> | <i>f_z</i> |
|------------------------|------------|---------------|-----------|----------------------|----------------------|
| <i>Semi-acabamento</i> | 8445 | 1351 | 150 | 0,10 | 0,08 |
| <i>Acabamento</i> | 8445 | 1351 | 150 | 0,10 | 0,08 |

- Estratégia de usinagem: corte horizontal concordante;
- Rugosidade transversal (R_t teórica): **0,313 μm** (equação 3.8);
- Rugosidade longitudinal (R_t teórica): 0,283 μm (equação 3.9);
- Deslocamento lateral (a_e no plano inclinado a 45°): **0,071 mm** (equação 4.1);
- Velocidade da operação: **135 mm² /min.** (equação 4.2).

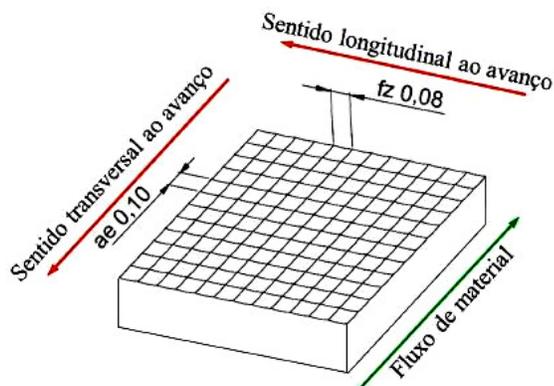


Figura 4.10 – Topografia teórica resultante dos parâmetros adotados na condição 2.

Para a produção do terceiro perfil de rugosidade, identificado como *condição 3* (figura 4.11), os parâmetros empregados foram:

Tabela 4.4 – Parâmetros de corte empregados na condição 3:

| <i>Operação</i> | <i>RPM</i> | <i>Avanço</i> | <i>vc</i> | <i>a_e</i> | <i>f_z</i> |
|------------------------|------------|---------------|-----------|----------------------|----------------------|
| <i>Semi-acabamento</i> | 8445 | 1351 | 150 | 0,30 | 0,08 |
| <i>Acabamento</i> | 8445 | 1351 | 150 | 0,30 | 0,08 |

- Estratégia de usinagem: corte horizontal concordante;
- Rugosidade transversal (R_t teórica): **2,813 μm** (equação 3.8);
- Rugosidade longitudinal (R_t teórica): **0,283 μm** (equação 3.9);
- Deslocamento lateral (a_e no plano inclinado a 45°): **0,212 mm** (equação 4.1);
- Velocidade da operação: **405 mm² / min.** (equação 4.2).

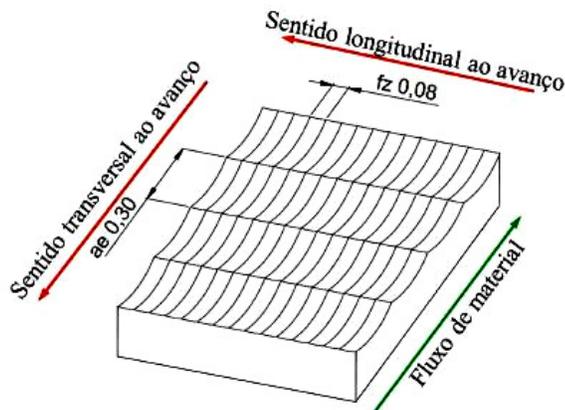


Figura 4.11 – Topografia teórica resultante dos parâmetros adotados na condição 3.

Para a produção do quarto perfil de rugosidade, identificado como *condição 4* (figura 4.12), os parâmetros empregados foram:

Tabela 4.5 – Parâmetros de corte empregados na condição 4:

| <i>Operação</i> | <i>RPM</i> | <i>Avanço</i> | <i>vc</i> | <i>a_e</i> | <i>f_z</i> |
|------------------------|------------|---------------|-----------|----------------------|----------------------|
| <i>Semi-acabamento</i> | 8445 | 1351 | 150 | 0,30 | 0,08 |
| <i>Acabamento</i> | 8445 | 1351 | 150 | 0,30 | 0,08 |

- Estratégia de usinagem: corte vertical descendente concordante;
- Rugosidade transversal (R_t teórica): **2,813 μm** (equação 3.8);
- Rugosidade longitudinal (R_t teórica): **0,283 μm** (equação 3.9);

- Deslocamento lateral (a_e no plano inclinado a 45°): **0,071 mm** (equação 4.1);
- Velocidade da operação: **$405 \text{ mm}^2 / \text{min}$** . (equação 4.2).

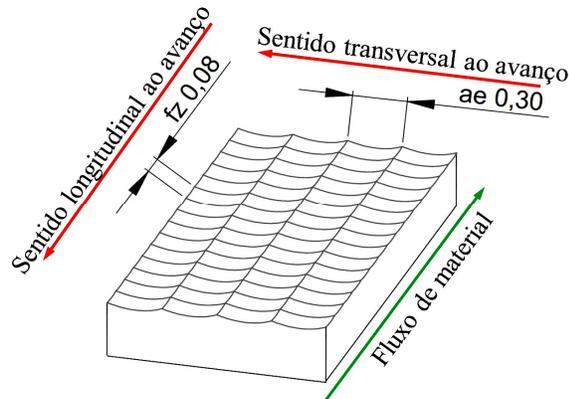


Figura 4.12 – Topografia teórica resultante dos parâmetros adotados na *condição 4*.

Referente ao processo de forjamento, os perfis de rugosidade relativos às *condições 1 e 2* teoricamente não possuem nenhuma direção preferencial dos sulcos de usinagem em relação ao fluxo de material durante o forjamento.

Porém, como visto pelo cálculo dos valores de R_t teórica, a *condição 1* deve apresentar rugosidade bem maior que a *condição 2*. A *condição 3* possui os sulcos dispostos transversalmente e a *condição 4* possui os sulcos dispostos longitudinalmente ao fluxo de material durante o forjamento.

4.3 Caracterização das matrizes

O método utilizado nesta etapa baseia-se na definição das condições características das matrizes antes do processo de forjamento e a comparação dessas condições após o processo de forjamento.

4.3.1 Caracterização superficial (perfil de rugosidade)

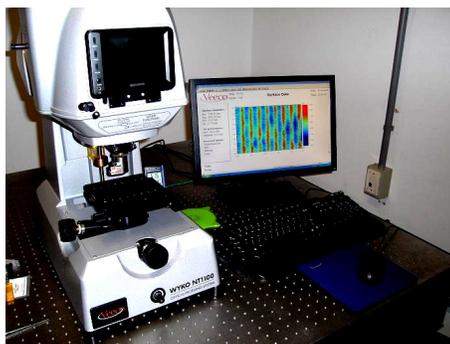
4.3.1.1 Rugosidade longitudinal e transversal

A avaliação da rugosidade em duas dimensões fornece uma idéia do perfil de rugosidade linear das matrizes, para cada condição de usinagem. A avaliação foi efetuada em duas direções: a longitudinal e a transversal ao sentido do fluxo do material no forjamento. Nesta etapa foi utilizado um rugosímetro portátil (Mitutoyo SJ 201-P), conectado a um micro computador, em que os sinais são processados por um programa (SJ-201 Excel), que fornece a análise gráfica do perfil sob 4 parâmetros de rugosidade: R_a , R_y , R_z e R_q .

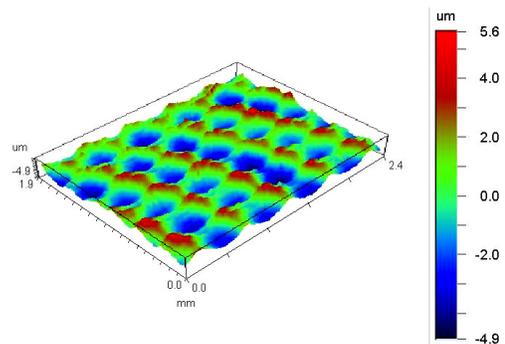
4.3.1.2 Rugosidade tridimensional

O perfil de rugosidade obtido no fresamento foi avaliado tridimensionalmente, pelo processo de interferometria. Essa análise é muito mais conclusiva se comparada com a rugosidade bidimensional, pois considera vários parâmetros funcionais.

O equipamento utilizado foi um perfilômetro modelo WYKO NT1100, fabricado pela empresa *Veeco Instruments* (figura 4.13). O equipamento pertence ao Laboratório de Engenharia de Precisão da Escola de Engenharia de São Carlos, da Universidade de São Paulo (EESC-USP).



(a)



(b)

Figura 4.13 – Perfilômetro (a) e imagem virtual gerada pelo equipamento (b).

O equipamento possui um cabeçote, com um conjunto de lentes e um sistema duplo de geração de luz (conjunto de filtros fornecendo iluminação branca e/ou vermelha), possibilitando a medição de amostras de vários tamanhos, a partir do deslocamento deste cabeçote (ajuste do foco).

A luz passa pelo cabeçote de medição, e é refletida para uma lente por um separador de feixe. Após a luz atingir a lente, outro separador de feixe separa a luz em dois feixes. Um feixe (referência) reflete por um espelho de referência na lente, enquanto o outro (feixe de leitura) reflete a partir da superfície da amostra e de volta para a lente. Se a superfície da amostra está em foco, a luz dos dois feixes se recombina e forma um padrão de interferência de faixas claras e escuras chamadas franjas. O padrão de interferência é fotografado por uma câmera e o sinal é transferido para o computador, no qual é processado por um software (Vision 4.20), que produz uma exibição gráfica representando um mapa de contorno da superfície.

O equipamento é sensível às variações do ambiente, como poeira, vibrações, ruídos e fluxo de ar, o que interfere nos resultados obtidos.

4.3.2 Caracterização visual

Embora a caracterização visual da superfície não forneça um parâmetro numérico para comparação, permite a visualização da geometria resultante do processo de fresamento de topo esférico, útil para diferenciar as superfícies entre si, e verificar se entre as superfícies usinadas com o mesmo parâmetro houve um padrão característico. Adicionalmente, esta caracterização deve permitir a visualização da progressão do desgaste após o forjamento.

As imagens foram obtidas em um microscópio óptico, modelo BX51-M, fabricado pela empresa Olympus, pertencente ao Laboratório de Conformação de Materiais (DEMA - Departamento de Engenharia de Materiais) da UNICAMP. Para análise do perfil, as imagens foram ampliadas em 50 vezes (figura 4.14).

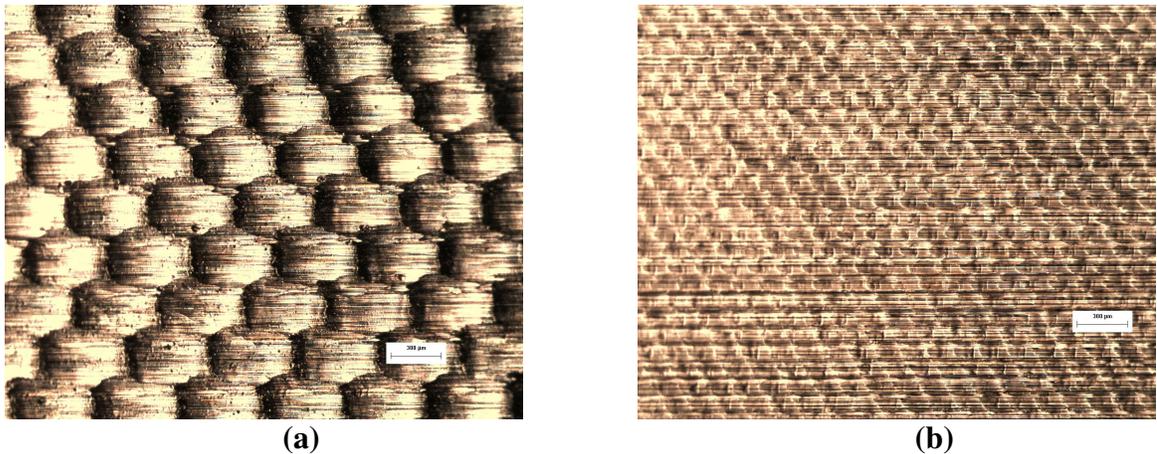


Figura 4.14 – Imagem de superfície usinada conforme os parâmetros: *condição 1* (a) e *condição 2* (b).

4.3.3 Caracterização estrutural

A caracterização estrutural é efetuada primeiramente pela medição da dureza superficial, realizada no patamar de rebarbas, onde ocorre o fluxo de material durante o forjamento. O objetivo é verificar se a dureza superficial nesta região sofre alterações após vários ciclos de forjamento.

4.3.3.1 Microdureza transversal

A medição da microdureza, em um plano perpendicular (transversal) ao plano pertencente ao patamar de rebarbas, fornece uma dimensão da profundidade de dureza obtida no tratamento térmico, e principalmente sua alteração após o forjamento. Assim, é possível avaliar se a dureza das matrizes, após vários ciclos de forjamento, apresenta redução, o que comprometeria o desempenho das matrizes. Para avaliar a microdureza foi utilizado um microdurômetro, modelo HMV-2, fabricado pela empresa *Shimadzu Corporation*. Para cada amostra, realizaram-se 10 endentações, por 15 segundos, com carga de 500 g (*Vickers*). O espaçamento entre as endentações está definido na figura 4.15.

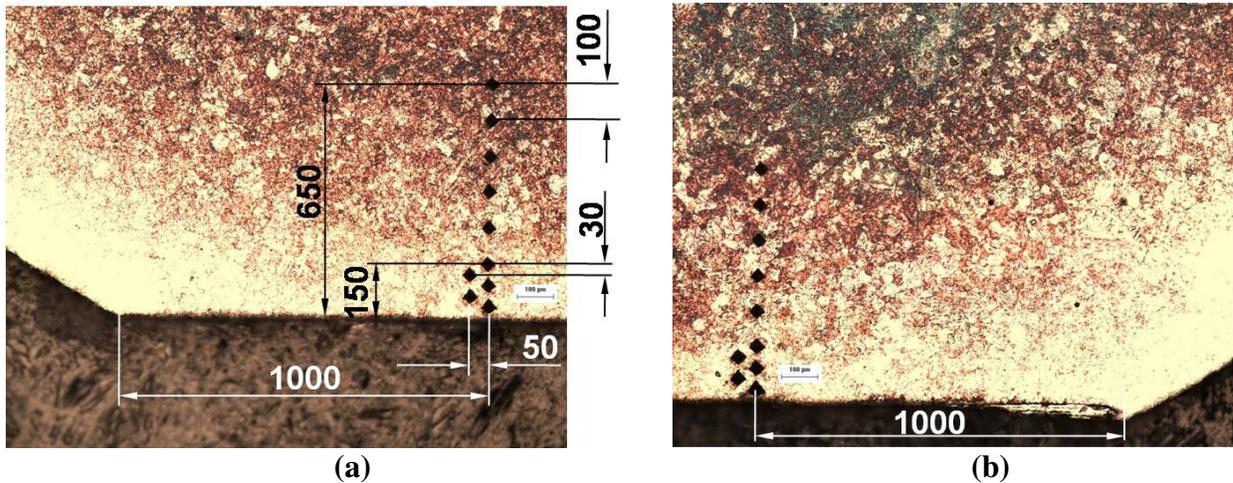


Figura 4.15 – Avaliação da microdureza transversal. Em (a), superfície próxima ao chanfro, em (b) superfície próxima à cavidade. Dimensões em μm .

Para realizar a medição transversal, foi necessário cortar as matrizes na região do patamar, realizar o embutimento e o polimento das mesmas. Por isso, esta operação foi realizada após todos os ensaios de forjamento. Foram cortadas as matrizes inferiores que sofreram forjamento e as matrizes inferiores que não forjaram peças (4 matrizes inferiores, 1 para cada condição).

4.3.4 Caracterização dimensional

A caracterização dimensional envolve a avaliação do peso e da altura no patamar de rebarbas, para cada matriz. O objetivo é identificar se o desgaste abrasivo (esperado) irá contribuir para a remoção de uma quantidade significativa de material no patamar.

Para a avaliação do peso, realizada após a usinagem de acabamento, foi utilizada uma balança analítica com resolução de 1mg , onde se pesou individualmente as matrizes, após um processo de limpeza devido à sensibilidade da balança.

Para a avaliação da altura, realizada também após a usinagem de acabamento, foi utilizado um micrômetro digital com resolução de $1\mu\text{m}$. Semelhante ao processo citado acima, as matrizes passaram por um processo de limpeza para não influenciar os valores aferidos.

4.3.5 MEV

Para facilitar a compreensão dos fenômenos de desgaste, comuns no forjamento, amostras das matrizes e dos produtos forjados foram analisadas em um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), fabricado pela empresa *Jeol Ltd.*, modelo JXA-840A, pertencente ao Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP. Este MEV está equipado com o sistema de Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS), que possibilita a identificação de materiais em pontos diversos na região estudada (figura 4.16).

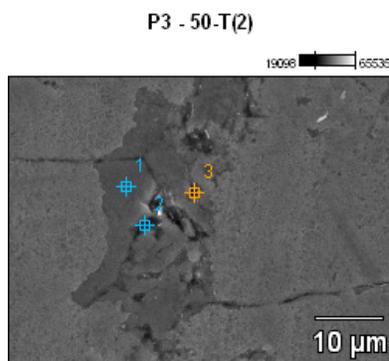


Figura 4.16 – Imagem ampliada (2000x) produzida pelo MEV. Os pontos 1, 2 e 3 indicam o local determinado para se efetuar o processo de caracterização do material (EDS).

4.4 Ensaio de Forjamento

Esta etapa do trabalho foi realizada no Laboratório de Conformação Mecânica, da Faculdade de Engenharia Mecânica (DEMA – Departamento de Engenharia de Materiais) da UNICAMP.

A prensa utilizada possui acionamento hidráulico, com capacidade de 40 toneladas (figura 4.17). A velocidade de deslocamento do martelo é de 360 *mm/min*. A prensa possui dois cilindros hidráulicos, o principal para movimentação do martelo (base superior) e um menor para deslocamento de um extrator, posicionado no centro da base inferior (fixa).

Nas bases da prensa é montado o ferramental, disposto em conjunto superior e conjunto inferior. Para aquecer os tarugos antes do forjamento, foram utilizados dois fornos, programados a 1100°C, temperatura escolhida para os ensaios.

O ciclo de forjamento consistiu em se posicionar o tarugo aquecido na matriz inferior, acionar o fechamento da prensa até o limite mecânico do ferramental, manter a ferramenta fechada por cerca de 3 segundos (para conter a recuperação elástica do material), acionar a abertura da prensa, acionar o extrator, remover o tarugo conformado e limpar o excesso de carepa depositado por sobre as matrizes.



Figura 4.17 – Prensa hidráulica do Laboratório de Conformação de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP.

O tarugo utilizado nos ensaios é feito de aço ABNT 1020, com as dimensões de 25,4 mm no diâmetro e 31 mm de comprimento. Sua localização nas matrizes para a operação de forjamento é detalhada na figura 4.18.

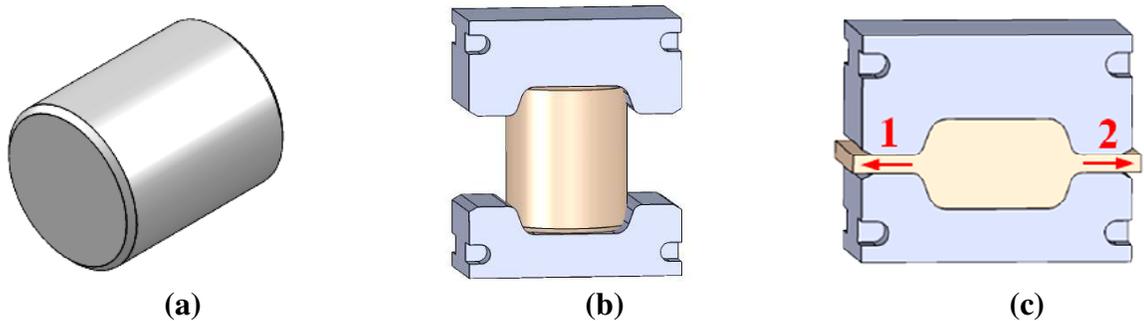


Figura 4.18 – Tarugo utilizado para o forjamento (a). Em (b) tarugo posicionado entre as matrizes antes do forjamento e em (c) o tarugo após o fechamento das matrizes. Em 1 e 2, o deslocamento de material que provoca o desgaste no patamar de rebarbas.

Para avaliar a variação da temperatura do tarugo resultante do processo, após um minuto decorrido da conformação, para as matrizes na **condição 2** (réplica 2), a temperatura das peças conformadas foi medida. A média de temperatura ficou entre 463°C, muito próxima da temperatura de revenimento das matrizes (aço ABNT H13), sugerindo que pelo menos, por uma faixa estreita de profundidade na matriz, a temperatura de revenimento foi atingida.

Devido à disposição das matrizes, a matriz inferior sofre um tempo de contato médio em torno de 20 segundos, e a matriz superior um tempo de contato médio de 8 segundos. A velocidade de operação (ritmo do processo) possui um tempo médio de 1 minuto e 30 segundos. Como lubrificante, foi utilizado o grafite em pó, aplicado por *spray*, pulverizado sobre o patamar de rebarbas. Após o ciclo de forjamento, o grafite e a carepa gerada são removidos.

4.4.1 Ferramental desenvolvido para montagem na prensa

Para posicionar as matrizes na prensa, foi projetado e fabricado um conjunto porta-ferramentas, dividido em conjunto inferior e superior (figuras 4.19, 4.20 e 4.21). O objetivo é proporcionar, para cada ensaio de forjamento, uma troca rápida das matrizes. O conjunto superior é montado diretamente no martelo da prensa, por isso é o componente que executa o movimento de deslocamento (fechamento das matrizes), e o conjunto inferior é montado diretamente na prensa, sendo o componente estacionário.

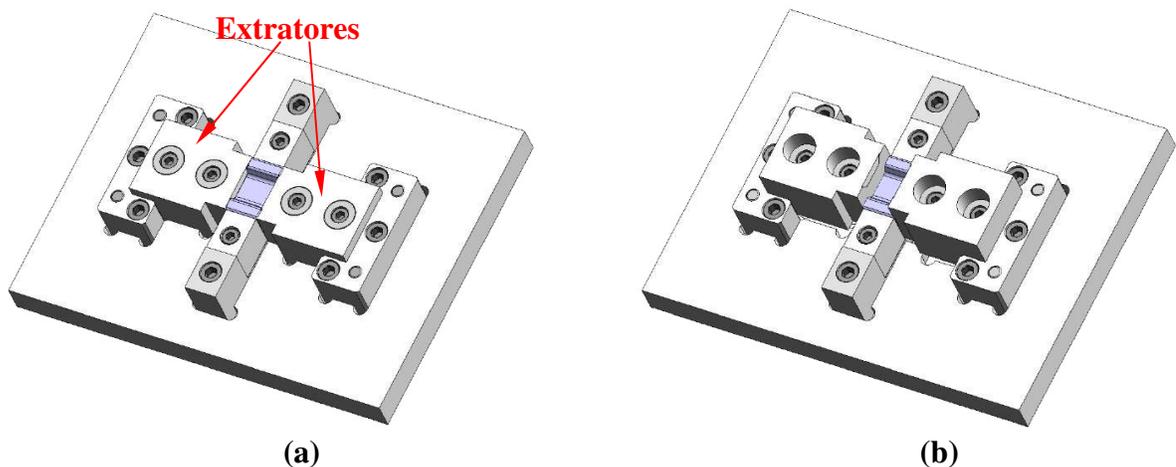


Figura 4.19 – Conjunto Superior. Em (a), posição de fechamento, e (b), em posição de extração (acionamento do extrator por mola).

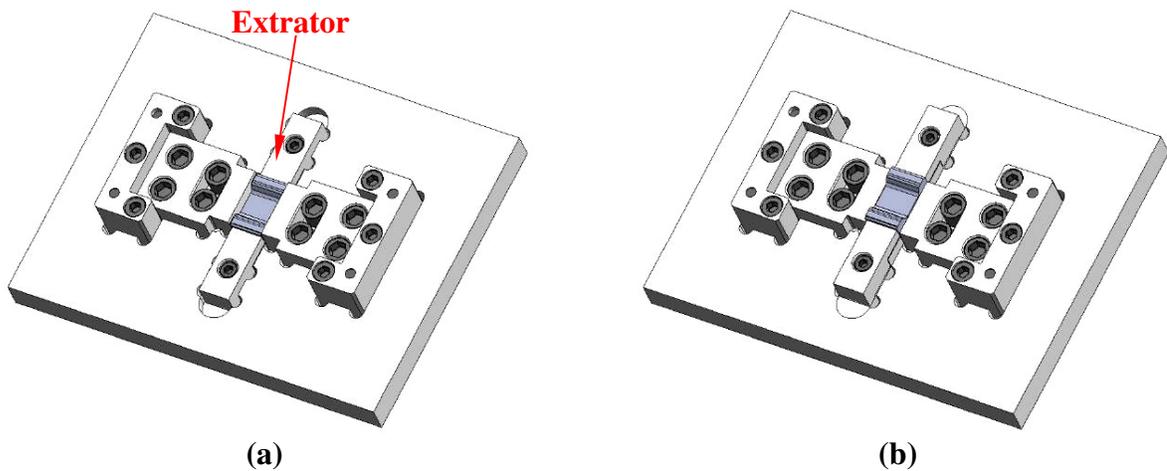


Figura 4.20 – Conjunto Inferior. Em (a), posição de fechamento, e (b), em posição de extração (extrator acionado após o forjamento).



Figura 4.21 – Ferramental montado na prensa. Conjunto Inferior (a) e conjunto superior (b).

4.4.2 Nomenclatura associada às matrizes

Para facilitar o seqüenciamento e a organização dos ensaios, foi adotada uma nomenclatura para definição das matrizes. Essa nomenclatura baseia-se primeiramente na topografia característica da matriz, conforme as condições de usinagem expostas no tópico 4.2.3.1.

Essa topografia é definida pelo índice P , associado à condição de usinagem (1, 2, 3 ou 4). A seguir, é classificado o número que representa a réplica de ensaio. Por último, é definido o posicionamento da matriz em relação ao ferramental fixo à prensa. Utiliza-se a letra S para definir posicionamento na base superior e I para posicionamento na base inferior.

Adicionalmente, como existem dois patamares de rebarba na matriz, estes foram classificados em lado **A** e lado **B**, ou seja, assumem posição única e distinta nos dois conjuntos e são analisadas conjuntamente após os ensaios.

Por exemplo, a matriz classificada como **P1-2SB** foi fabricada conforme a **condição 1**, irá realizar a *réplica 2* dos ensaios e está posicionada no conjunto *superior* da ferramenta. O patamar em estudo desta matriz é o associado ao *lado B*. A tabela 4.6 define todas as matrizes utilizadas nos ensaios de forjamento para a **condição 1**. As demais condições seguem a mesma nomenclatura.

Tabela 4.6 – Nomenclatura das matrizes conforme condição, réplica e posicionamento na ferramenta.

| Condição | Réplica | Posição | Lado |
|----------|---------|---------|------|
| P1 | 1 | S | A |
| P1 | 1 | S | B |
| P1 | 1 | I | A |
| P1 | 1 | I | B |
| P1 | 2 | S | A |
| P1 | 2 | S | B |
| P1 | 2 | I | A |
| P1 | 2 | I | B |
| P1 | 3 | S | A |
| P1 | 3 | S | B |
| P1 | 3 | I | A |
| P1 | 3 | I | B |

4.4.3 Desenvolvimento dos ensaios de forjamento

Para os ensaios, foram planejadas duas etapas de forjamento. Na primeira etapa, para cada condição superficial (4 topografias superficiais diferentes) foi realizado o forjamento de 50 peças (tarugos). Para garantir uma base estatística confiável, para cada condição superficial foram realizadas 3 réplicas. No total, foram utilizadas 12 pares de matrizes (3 pares para cada condição) nesta etapa. Após a realização desta primeira etapa, das 4 topografias consideradas, foram

selecionadas 2, com o critério de escolha baseado no desgaste (o menor desgaste e o maior desgaste).

Dessa escolha iniciou-se a segunda etapa dos ensaios (ensaio de fim de vida), no qual as matrizes selecionadas forjarão uma quantidade suficiente para se atingir o fim de vida do perfil de rugosidade de pior desempenho (em réplica única), para possibilitar melhor compreensão da progressão do desgaste entre as duas condições. As tabelas 4.7 e 4.8 apresentam a sequência dos diferentes ensaios de forjamento realizados.

Tabela 4.7 – Primeira etapa dos ensaios de forjamento.

| Réplica | Topografia | Forjados |
|------------------|-------------------|-----------------|
| <i>Réplica 1</i> | <i>Condição 1</i> | <i>50 peças</i> |
| | <i>Condição 2</i> | |
| | <i>Condição 3</i> | |
| | <i>Condição 4</i> | |
| <i>Réplica 2</i> | <i>Condição 1</i> | <i>50 peças</i> |
| | <i>Condição 2</i> | |
| | <i>Condição 3</i> | |
| | <i>Condição 4</i> | |
| <i>Réplica 3</i> | <i>Condição 1</i> | <i>50 peças</i> |
| | <i>Condição 2</i> | |
| | <i>Condição 3</i> | |
| | <i>Condição 4</i> | |

Tabela 4.8 – Segunda etapa dos ensaios de forjamento

| Réplica | Topografia | Forjados |
|----------------|------------------------|------------------|
| Única | <i>Melhor condição</i> | <i>A definir</i> |
| | <i>Pior condição</i> | <i>A definir</i> |

4.5 Caracterização das matrizes após o forjamento

A caracterização das matrizes após o forjamento também ocorre em duas etapas. A primeira etapa é efetuada após a execução das 3 réplicas, para todas as condições, e a segunda etapa ocorre após a execução das réplicas únicas. O método adotado, conforme exposto, é o mesmo da caracterização antes do forjamento (pós-usinagem).

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 Primeiro ciclo dos ensaios

Esta etapa envolveu a caracterização inicial das matrizes e, na sequência, os ensaios de forjamento. As quatro texturas superficiais desenvolvidas na região do patamar de rebarbas foram produzidas por fresamento de topo esférico, resultando em uma topografia específica. Os parâmetros superficiais, estruturais e topográficos obtidos nesta primeira caracterização são a base para comparação dos efeitos do forjamento a quente, avaliados após os ensaios de forjamento, ou seja, após cada conjunto de matrizes forjar 50 peças.

Existem várias técnicas para se revelar e quantificar a topografia de uma superfície, atualmente executadas por procedimentos analíticos associados a avançados sistemas informatizados.

Por exemplo, a medição do perfil linear de rugosidade (em duas dimensões) é amplamente utilizada por sua praticidade, embora possua algumas restrições, conforme discutido no capítulo 3. A interferometria é também utilizada, mas sem os inconvenientes apresentados no procedimento anterior, além de possibilitar a definição, com maior exatidão, dos parâmetros funcionais das superfícies.

O uso da microscopia eletrônica (MEV) é de grande valia para se analisar os fenômenos de atrito e desgaste, especialmente em equipamentos que possuem o recurso de Espectroscopia de Energia Dispersiva, que possibilita a identificação pontual de materiais. O equipamento, devido a sua alta resolução e grande profundidade de foco, pode revelar detalhes despercebidos em outras técnicas.

Uma superfície pode também ser quantificada pelo uso de imagens. Assim, o uso de imagens ampliadas de uma superfície permite a revelação de características não reveladas em outros processos, embora sem a classificação de parâmetros numéricos (SCHEY, 1983).

5.1.1 Avaliação visual da topografia

A variação dos parâmetros de corte f_z e a_e produziu quatro topografias distintas entre si, que são mais bem evidenciadas com imagens ampliadas. Embora esta avaliação não classifique nenhum parâmetro numérico, é usada neste trabalho para caracterizar a superfície antes do forjamento e avaliar transformações ocorridas após os ensaios de forjamento.

A superfície denominada **condição 1** foi produzida com f_z de 0,25 mm e a_e de 0,30 mm, e sua imagem encontra-se na figura 5.1a. A superfície resultante é formada por inúmeras micro-cavidades, com as dimensões de comprimento e largura próximas aos parâmetros de corte utilizados no processo, comparadas à escala do gráfico (300 μ m). Existe também semelhança com o perfil de rugosidade teórico, exposto na figura 4.10.

Para produzir a topografia correspondente à **condição 2**, os parâmetros adotados para f_z e a_e foram, respectivamente, 0,08 mm e 0,10 mm. Apesar de terem sido formadas as micro-cavidades, conforme esperado, (figura 5.1b), elas facilmente se distinguem das micro-cavidades da superfície anterior que são bem maiores. Isto ocorreu devido aos menores valores de f_z e a_e utilizados na usinagem desta matriz. Teoricamente, assemelha-se à superfície ilustrada na figura 4.11.

Para a **condição 3**, os parâmetros de corte empregados foram f_z de 0,08 mm e a_e de 0,30 mm. Novamente, essa superfície é distinta em relação às duas primeiras. Porém, neste caso o perfil não apresentou micro-cavidades, mas sim sulcos direcionados no sentido do avanço da ferramenta (f_z é bem menor que a_e), formando uma topografia diferente das duas primeiras (figura 5.1c). O perfil se assemelha ao teórico definido na figura 4.12.

A **condição 4**, formada pelos mesmos parâmetros de corte da **condição 3** (porém com sentido de avanço perpendicular à **condição 3**), produziu outra superfície distinta das demais (figura 5.1d). Os sulcos produzidos pela ferramenta de usinagem são direcionados paralelamente ao avanço de material durante o forjamento, assumindo forma semelhante à figura 4.13.

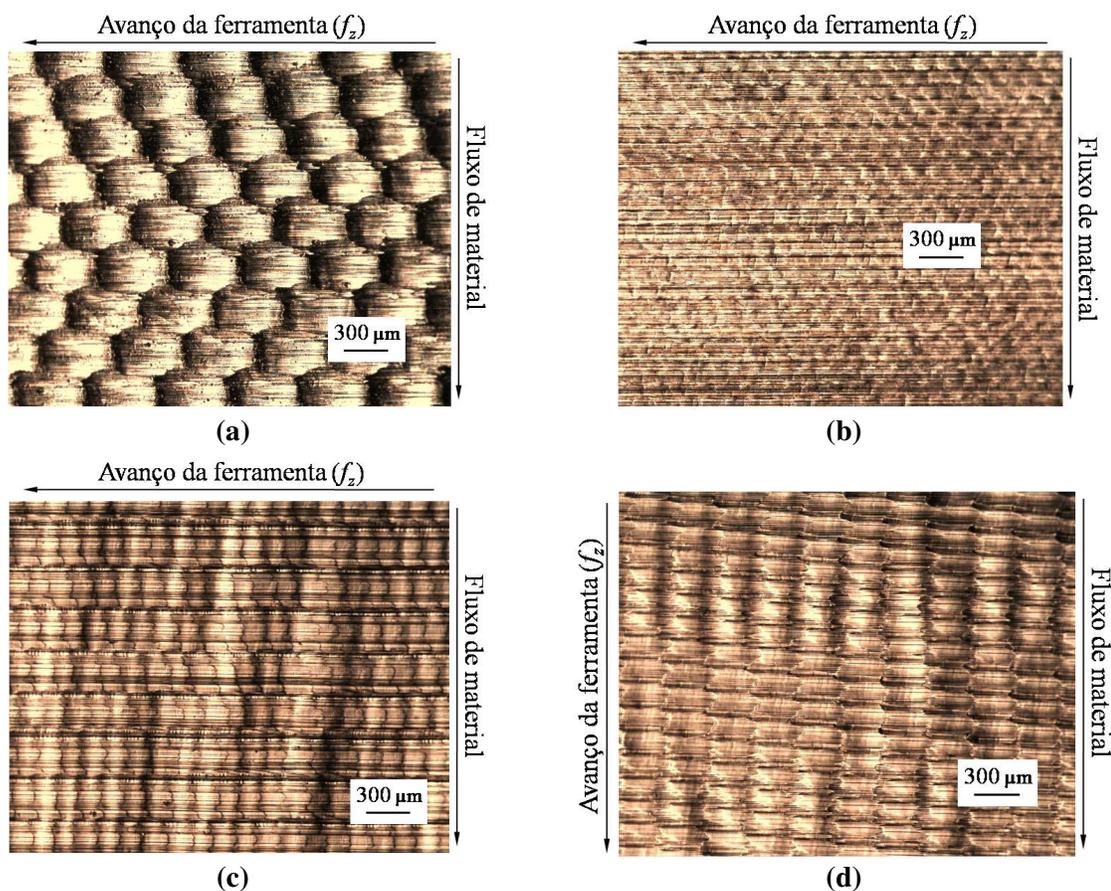


Figura 5.1 – Perfis de rugosidade no patamar de rebarbas das matrizes de forjamento. Em (a), superfície usinada com os parâmetros de corte da *condição 1*, em (b) a *condição 2*, em (c) a *condição 3* e em (d) a *condição 4*.

Ao analisar a imagem da superfície da *condição 1* após o ensaio o forjamento de 50 peças (figura 5.2a), verifica-se que na região próxima à cavidade das matrizes, a topografia superficial inicial foi praticamente extinta após o forjamento. A princípio, identificam-se o surgimento de riscos na superfície, característicos do desgaste abrasivo. Esses riscos são originados da remoção de partículas do material da matriz. Dependendo da dureza do material que sofre o atrito, vai ocorrer maior ou menor remoção de partículas da matriz. Essas partículas removidas, permanecendo na superfície de contato, contribuem para a continuidade do processo de abrasão, contra a própria matriz. Se o perfil de rugosidade permitir o armazenamento dessas partículas em suas cavidades, ocorre um desgaste entre três corpos. Caso contrário, as mesmas são removidas junto com o lubrificante, originando um mecanismo de desgaste entre dois corpos apenas (CZICHOS, 1978; SCHEY, 1983), conforme comentado no capítulo 2. Em regiões pontuais, é possível identificar também adesão de material.

De forma semelhante à superfície anterior, a topografia da **condição 2** também foi extinta após os ensaios de forjamento. O mecanismo característico de desgaste, conforme evidenciado na figura 5.2b, foi a abrasão, porém surgiram pontos de acúmulo de material, na forma de adesão pontual.

A topografia da **condição 3** também foi extinta após os ensaios de forjamento. O mecanismo característico de desgaste envolveu abrasão e adesão (figura 5.2c), mas esta última surgiu em faixas ao invés de pontos. Seguindo o mesmo padrão das outras matrizes, a topografia do patamar de rebarbas na **condição 4**, próximo à cavidade, foi extinta. Os fenômenos de desgaste observados também foram a abrasão e a adesão. Neste caso, a adesão também ocorreu em áreas maiores da superfície, seguindo o mesmo padrão da **condição 3**, sugerindo que esta topografia (sulcos na direção do avanço da ferramenta) facilite a ocorrência deste tipo de desgaste.

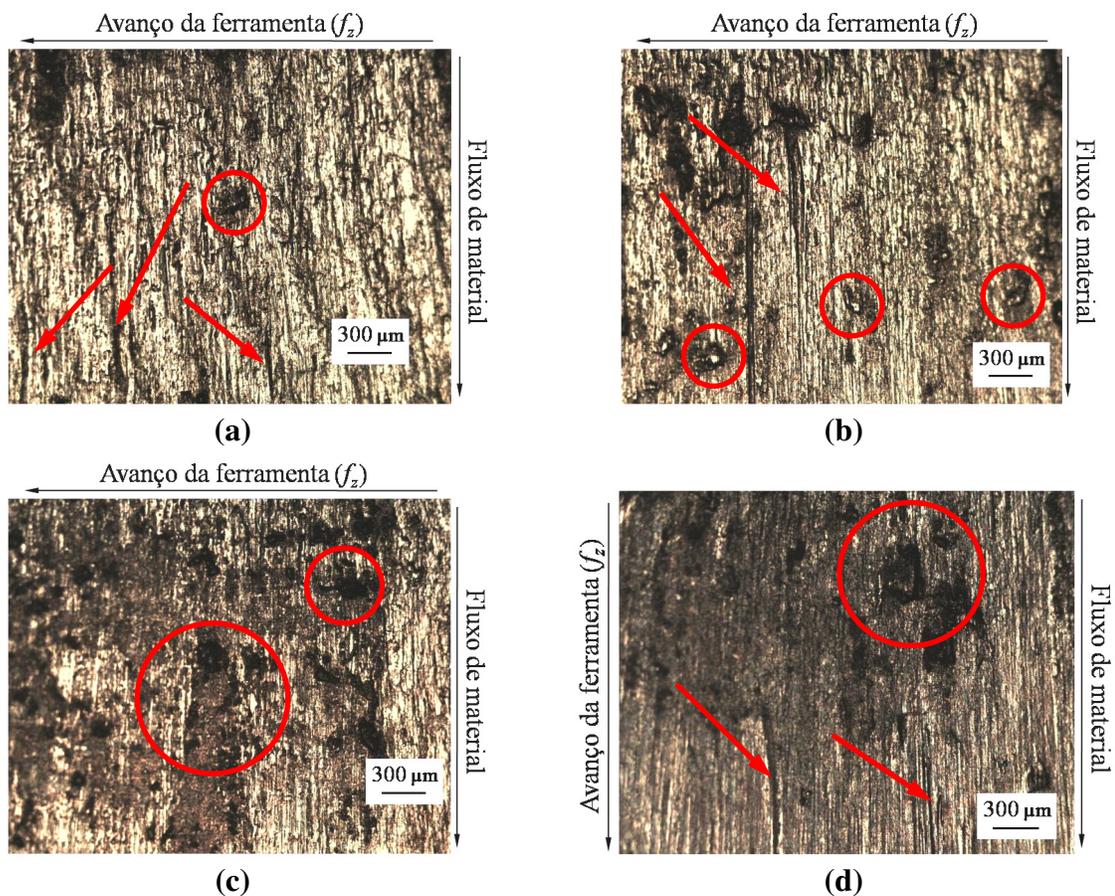


Figura 5.2 – Superfícies desgastadas após o ensaio de forjamento (50 peças). Áreas localizadas próximo à cavidade da matriz. Em (a), superfície da **condição 1, em (b) da **condição 2**, em (c) da **condição 3** e em (d) da **condição 4**. As setas indicam desgaste abrasivo e os círculos indicam adesão.**

Para poder avaliar precisamente o desgaste da superfície sem a interferência de materiais aderidos no patamar de rebarbas, foi selecionado outra região próxima ao chanfro, em uma faixa de dois milímetros denominada *região de referência* (figura 5.3). Nesta região também se evidencia o desgaste, porém é possível identificar as características iniciais da topografia usinada, além de estabelecer um padrão de comparação entre as topografias.

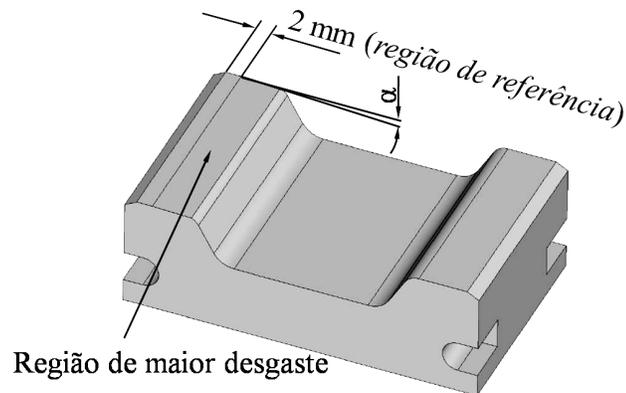


Figura 5.3 – Região de referência para comparação do desempenho das superfícies.

Após os ensaios, na região de referência da superfície obtida com a **condição 1**, (figura 5.4a), ainda é possível identificar a topografia original da superfície, ou seja, as micro-cavidades formadas durante a usinagem não foram totalmente removidas.

Avaliando a região de referência da **condição 2**, (figura 5.4b), o desgaste atingiu uma área maior do que na superfície anterior, pois a topografia inicial também foi extinta nesta região, remanescendo em poucas áreas. Assim, a topografia produzida com os menores valores de f_z e a_e se desgasta mais rapidamente, o que seria esperado, pois a altura dos picos e a profundidade dos vales são bem menores do que na superfície anterior.

O desgaste na região de referência da **condição 3** atingiu uma área um pouco maior do que na **condição 1**, porém menor do que na **condição 2**. Pela imagem podemos ver que os picos formados na usinagem (indicados por setas na figura 5.4c) sofrem desgaste primeiro.

O desgaste na região de referência para a **condição 4** atingiu proporções próximas à **condição 2**, ou seja, em várias regiões dentro da faixa de referência a topografia foi extinta (figura 5.4d).

As imagens ampliadas também facilitam a compreensão dos fenômenos de desgaste durante o processo de forjamento, para cada topografia. Para todas as condições, é evidente que o desgaste na região do patamar de rebarbas se direciona da cavidade da matriz para fora, devido ao

sentido de deslocamento do material durante o fechamento da ferramenta, ou seja, o desgaste é mais acentuado próximo à cavidade. Além disso, os picos característicos de cada perfil de rugosidade entram em contato primeiro com o material, por isso é esperado que o topo do perfil de rugosidade se desgaste primeiro, pelo contato inicial. Porém durante o fechamento, além do topo o fundo das micro-cavidades (ou sulcos) também é atingido pelo material do forjado, sujeitando-o também aos mecanismos de desgaste.

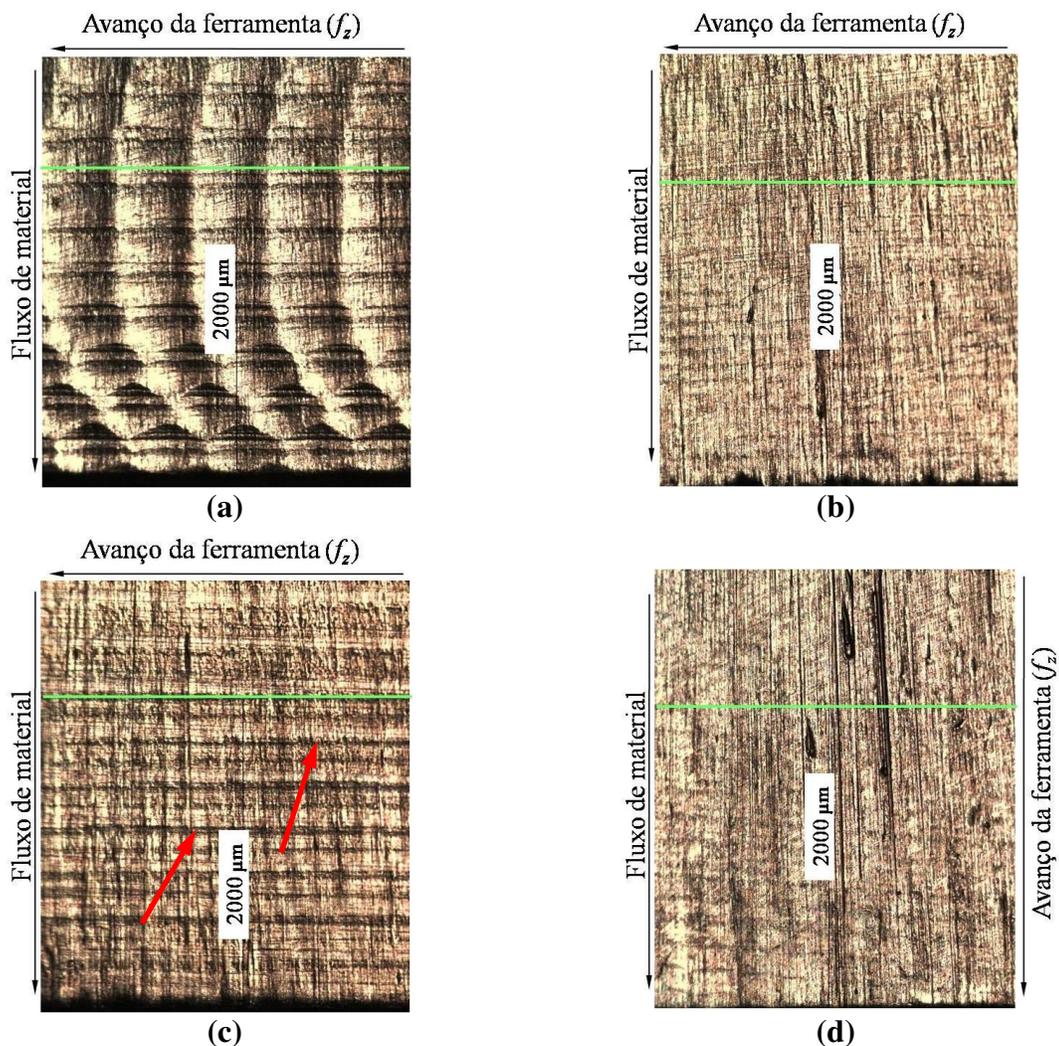


Figura 5.4 – Comprimento de referência para as quatro condições de usinagem. Em (a), a matriz da condição 1, em (b) da condição 2, em (c) da condição 3 e em (d) da condição 4. As setas na figura 5.4c indicam o desgaste nos picos formados na usinagem.

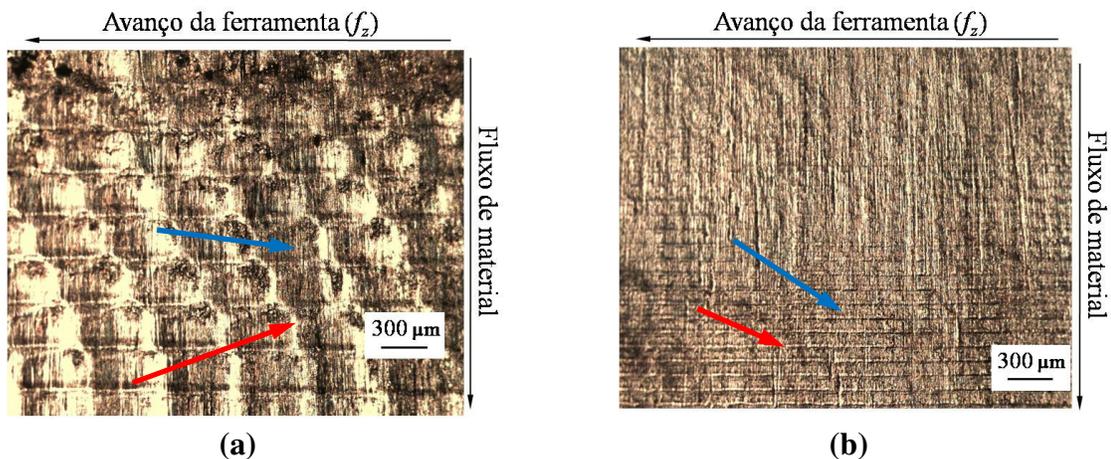
A figura 5.5 mostra regiões intermediárias dos patamares de rebarbas das diversas matrizes, isto é, regiões entre a região de referência (próxima ao chanfro) e a região próxima ao raio da cavidade da matriz.

Na figura 5.5a fica bem claro que a matriz usinada com a **condição 1** mantém as micro-cavidades visíveis após o forjamento. Os sulcos produzidos pela abrasão não extinguiram a superfície. Este é um indício de que visualmente esta foi a topografia que apresentou o melhor comportamento tribológico (menor desgaste).

Para a **condição 2** (figura 5.5b), o desgaste se desenvolve seguindo o mesmo padrão, porém como as micro-cavidades são bem menores, rapidamente a topografia nesta condição é extinta e, assim, é impossível se notar sinais da topografia original da matriz em boa parte da superfície.

A **condição 3** (figura 5.5c), apresentou também desgaste abrasivo, porém o que se verifica é que os picos originados pelos sulcos produzidos pela ferramenta são removidos logo durante os contatos iniciais do forjado com a matriz, descaracterizando-a completamente. Para a **condição 4** (figura 5.5d), embora tendo os sulcos dispostos perpendicularmente à **condição 3**, observa-se a mesma progressão de desgaste.

As imagens ampliadas permitiram também visualizar os fenômenos de desgaste envolvidos no forjamento a quente. Ao ampliar as imagens em 100 vezes, os detalhes revelaram abrasão, responsável pela remoção de material da matriz por pequenos sulcos (figura 5.6a), adesão por sobre a superfície usinada (figuras 5.6b e 5.6d) e deformação plástica, que pode ser ocasionada pela redução da dureza das matrizes devido ao ciclo térmico natural do processo de forjamento (figuras 5.6c e 5.6d).



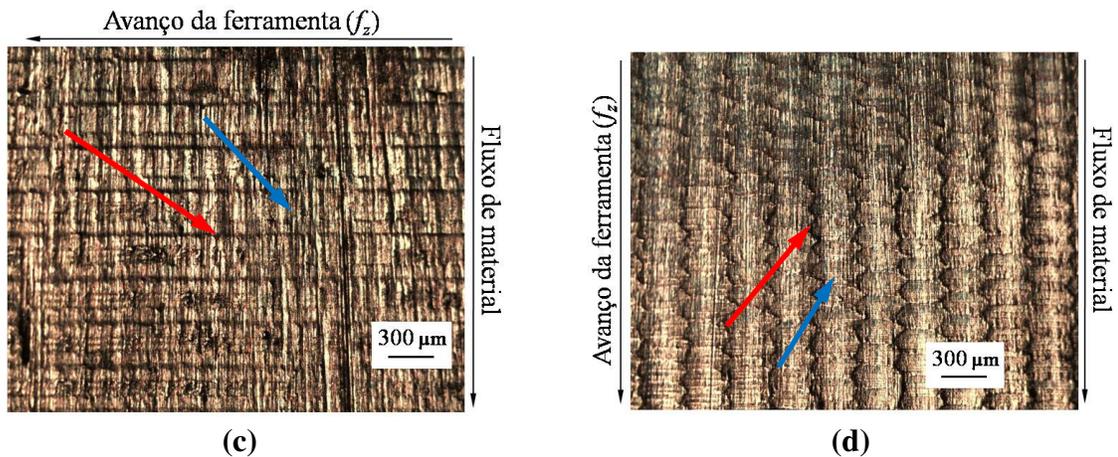


Figura 5.5 – Comportamento padrão do desgaste de cada superfície, em região próxima ao chanfro, mas antes da faixa de referência. Em (a) superfície da *condição 1*, em (b) superfície da *condição 2*, em (c) superfície da *condição 3* e em (d) superfície da *condição 4*. As setas em vermelho indicam o topo da cavidade e em azul o fundo da cavidade.

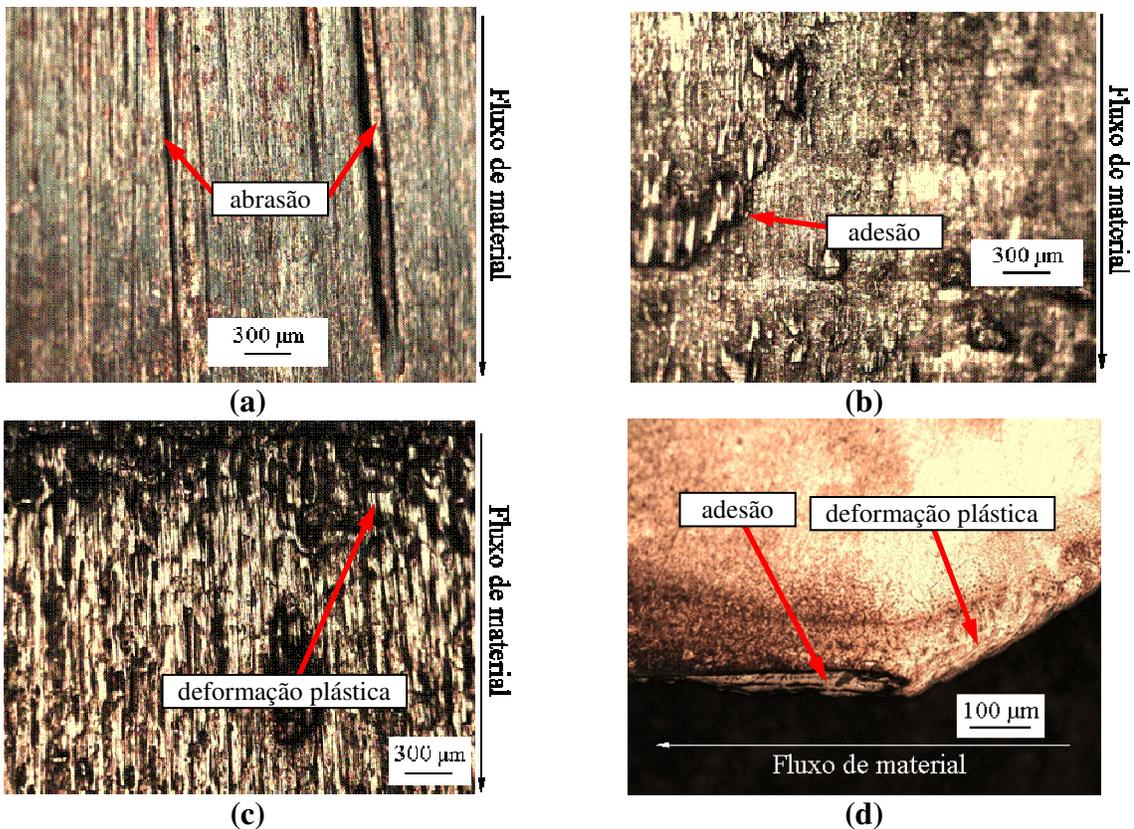


Figura 5.6 – Fenômenos de desgaste encontrados no patamar de rebarbas. Em (a), sulco característico de abrasão, em (b) adesão de partículas por sobre a superfície, em (c) superfície deformada plasticamente e em (d) corte transversal apresentando adesão e deformação plástica.

5.1.2 Avaliação dimensional das matrizes

A análise das imagens ampliadas das superfícies permitiu a caracterização do modo e dos fenômenos de desgaste. Como se evidenciou desgaste abrasivo, adesão e deformação plástica, não era possível de se descartar alterações no peso e na altura das matrizes.

Porém, ao comparar o peso após o ensaio de forjamento (figuras 5.7 e 5.8), não houve alterações significativas, ou seja, caso tenha ocorrido perda ou ganho de material durante o desenvolvimento do processo, este não deve ser considerado, pelo menos em resolução de miligramas, inerente ao equipamento utilizado nos ensaios.

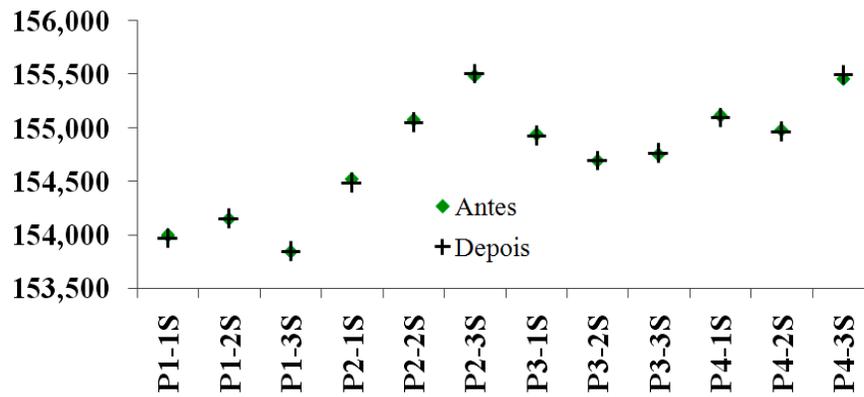


Figura 5.7 – Comparação do peso das matrizes superiores, antes e depois do forjamento. Valores em gramas.

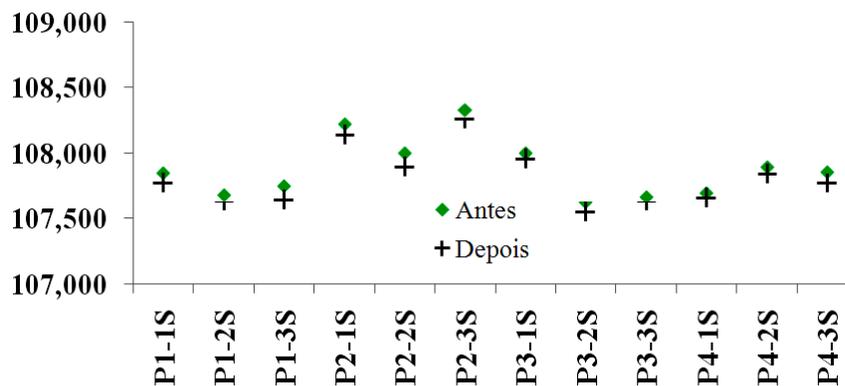


Figura 5.8 – Comparação do peso das matrizes inferiores, antes e depois do forjamento. Valores em gramas.

Porém, ao comparar a altura das matrizes, analisando seus valores médios verificou-se um acréscimo na altura das mesmas, causado por adesão conforme evidenciado nas imagens ampliadas e no gráfico da figura 5.9.

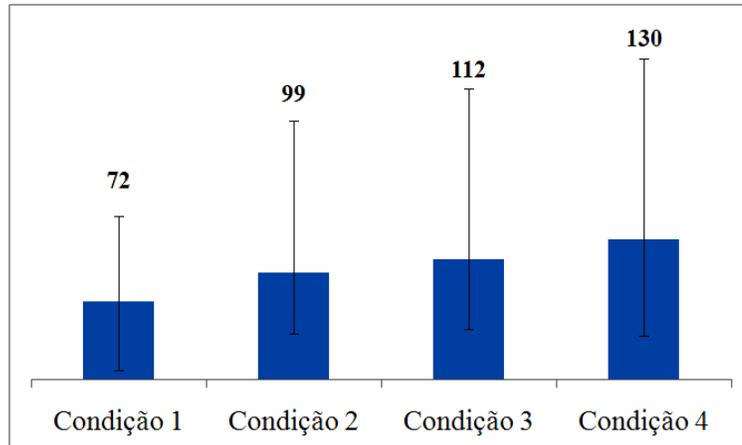


Figura 5.9 – Acréscimo de material no patamar de rebarbas, após os ensaios de forjamento. Valores em microns (μm).

A topografia que apresentou a menor adesão de material foi a *condição 1*. A *condição 2* apresentou uma adesão 38% maior do que a primeira, e as *condições 3 e 4* apresentaram adesão acima de 50% comparada com a *condição 1*. A adesão de material é causada por partículas de material da própria matriz ou principalmente do material forjado (menor dureza), que se aderem por pressão e podem ser desprendidas (ruptura fora da região de contato) durante o deslizamento de material durante o preenchimento da cavidade. Uma vez que ocorre a ruptura de um dos materiais aderidos, permanecem no ponto de contato ou são depositadas em regiões posteriores da matriz, sendo prejudiciais pelos motivos já mencionados no capítulo 2. Essas partículas desprendidas, se não aderirem à matriz, podem proporcionar a abrasão, ao serem deslocadas durante o forjamento (CZICHOS, 1978; SCHEY, 1983).

5.1.3 Caracterização de materiais

Como foi identificada adesão, deformação plástica e abrasão, então certamente houve deslocamento e possivelmente transferência de materiais durante o contato. Conforme

mencionado no início do capítulo, esse material poderia ser caracterizado por EDS, um recurso do microscópio eletrônico de varredura (MEV).

A caracterização só seria útil se fosse realizada em um produto forjado, pois assim seria possível identificar elementos químicos próprios das matrizes de forjamento. A situação inversa nada revelaria, pois os elementos comuns aos forjados também são encontrados nas matrizes. Assim, destacam-se alguns pontos.

O elemento químico silício (Si) foi identificado durante a análise, porém este elemento e outros, como o alumínio (Al), por exemplo, podem ser considerados elementos residuais (inclusões não-metálicas) do aço desde que em teores abaixo de 0,3%, gerados por precipitação do enxofre e do oxigênio sob a forma de sulfetos, óxidos, silicatos e aluminatos (CHIAVERINI, 2005).

Porém, o cromo (Cr) não é constituinte residual do aço forjado nestes experimentos, mas compõe o material da matriz (Aço ABNT H13). Neste caso, se fosse encontrado este elemento químico no produto forjado, poder-se-ia concluir houve a remoção e a transferência deste componente da matriz. Este elemento poderia ser identificado na análise por EDS.

Portanto, em uma peça forjada foi realizada a análise de EDS em vários pontos da superfície, na região de rebarba. Em dois pontos o componente químico cromo (Cr) foi encontrado.

O gráfico na figura 5.10 identifica a constituição química do primeiro ponto, e o gráfico da figura 5.11 identifica a composição química do segundo ponto. Em ambas as situações verificam-se o elemento cromo inserido no tarugo, que é composto de Aço ABNT 1020, mostrando que houve alguma transferência de material da matriz para o produto durante o processo de forjamento.

Esta transferência pode ocasionar a formação de partículas que poderiam contribuir para o desgaste da ferramenta. Para confirmar esta tendência esta análise foi realizada em outras peças forjadas, e todas elas apresentaram a mesma tendência.

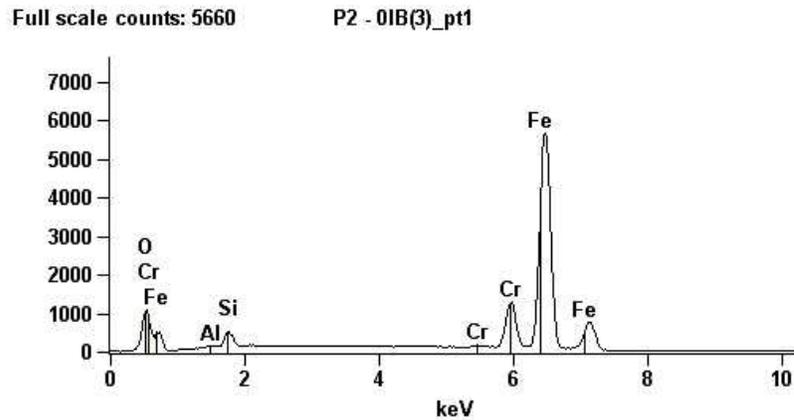


Figura 5.10 – Resultado da análise EDS no primeiro ponto tomado no material do forjado.

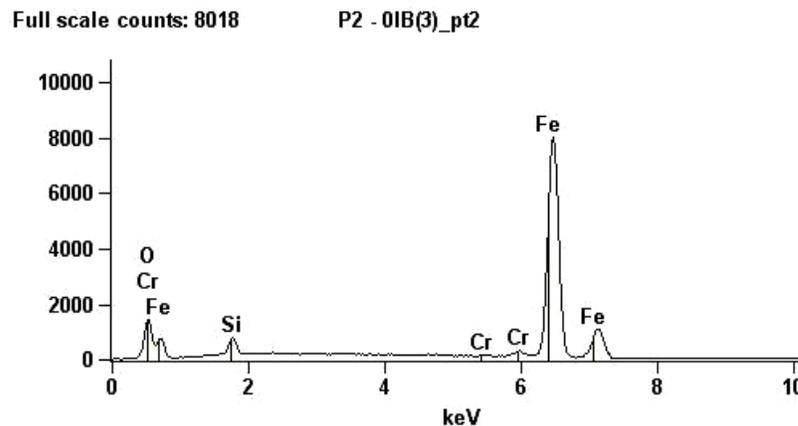


Figura 5.11 – Resultado da análise EDS no segundo ponto tomado no material do forjado.

5.1.4 Avaliação estrutural das matrizes

O objetivo do tratamento térmico realizado nas matrizes é aumentar sua resistência aos fenômenos de desgaste a que estão sujeitas. Porém, a perda de dureza causada pelos ciclos térmicos típicos do processo de forjamento leva à redução da sua vida, facilitando o desgaste por abrasão e por deformação plástica (KIM et al. 2005).

Para quantificar essa possível perda de dureza, seus valores foram avaliados antes e depois do processo de forjamento. Porém, a dureza superficial, medida no patamar de rebarbas, não

apresentou variação significativa entre os valores tomados antes e os valores tomados depois do processo de forjamento, conforme o gráfico da figura 5.12.

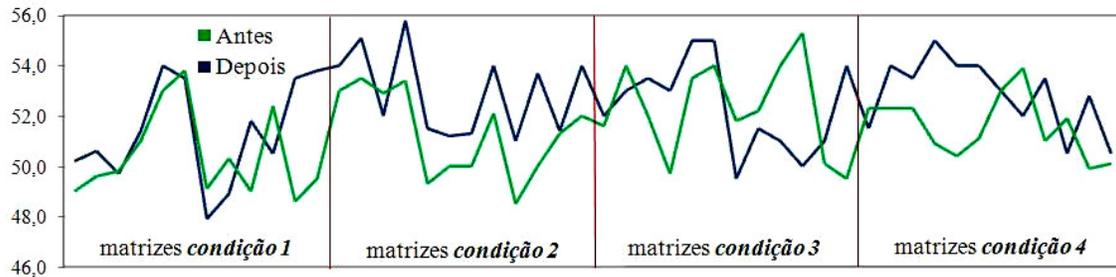


Figura 5.12 – Comparação da dureza superficial antes e depois do forjamento. Valores em HR_C.

No entanto, para se determinar a dureza de revestimentos ou os efeitos de tratamentos termo-químicos, ou avaliar a perda de dureza devido à descarbonetação de uma superfície, ou a efeitos de processos de fabricação, a avaliação da microdureza próximo à borda de um componente deve ser realizada (VOORT, 2000). A endentação adotada neste trabalho permitiu avaliar que uma pequena faixa próxima à superfície apresentou redução da dureza – se comparada aos valores iniciais – após os ciclos de forjamento. Foi avaliada a região próxima à cavidade e a região próxima ao chanfro.

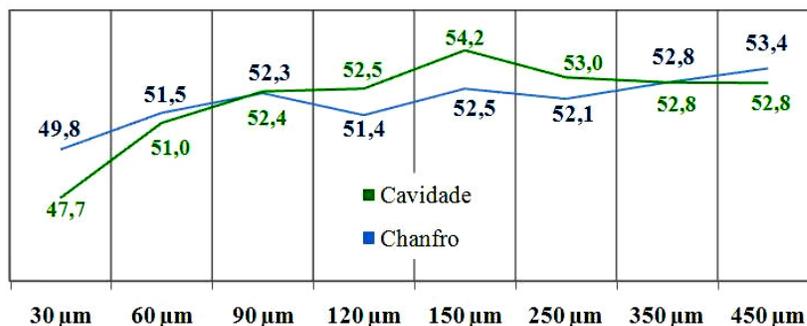


Figura 5.13 – Valores (média) de microdureza das matrizes, antes do forjamento. Valores em HR_C. Nas abscissas, a distância entre a endentação e a superfície.

Para as matrizes antes do forjamento, o valor da microdureza apresentou uma pequena alteração em uma faixa de 60 μm em direção ao interior da matriz (figura 5.13). Mesmo assim, esses valores de microdureza, bem como os demais, assumem os valores esperados para a estrutura martensítica para um aço ABNT H13. Após 50 peças forjadas, ficou evidente que o ciclo térmico provocou alteração nas camadas subsuperficiais, pois os valores de microdureza

diminuíram principalmente na região da cavidade. Essa alteração não foi evidenciada na avaliação superficial da dureza.

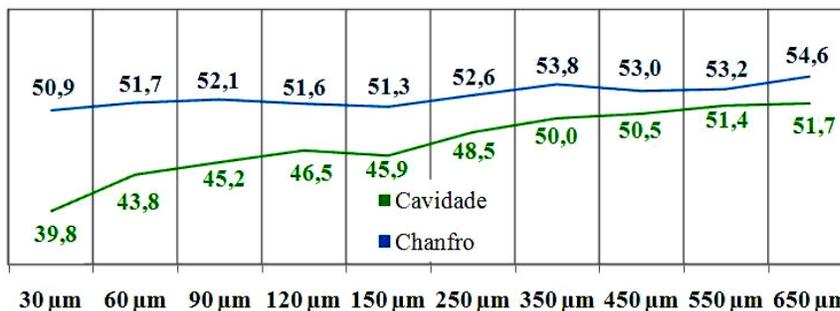


Figura 5.14 – Valores médios de microdureza transversal (HR_C) para a *condição 1*. Matrizes após o forjamento de 50 peças. Nas abscissas, a distância entre a endentação e a superfície.

Para a *condição 1*, em uma região compreendida entre os primeiros 90μm (figura 5.14), a perda de dureza se deu em torno de 17% entre a subsuperfície e o núcleo da matriz, valor este significativo, pois a redução na dureza das camadas subsuperficiais é talvez a principal responsável pela redução na vida da matriz. Para as outras condições (figuras 5.15, 5.16 e 5.17), observou-se a mesma tendência. Independentemente da topografia da superfície, a redução na microdureza das camadas subsuperficiais seguiu a mesma proporção. Essa característica contribuiu para favorecer o desgaste das ferramentas.

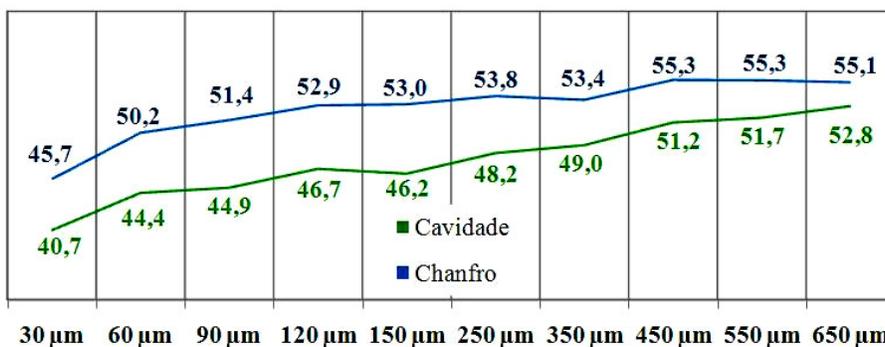


Figura 5.15 – Valores médios de microdureza transversal (HR_C) para a *condição 2*. Matrizes após o forjamento de 50 peças. Nas abscissas, a profundidade de endentação.

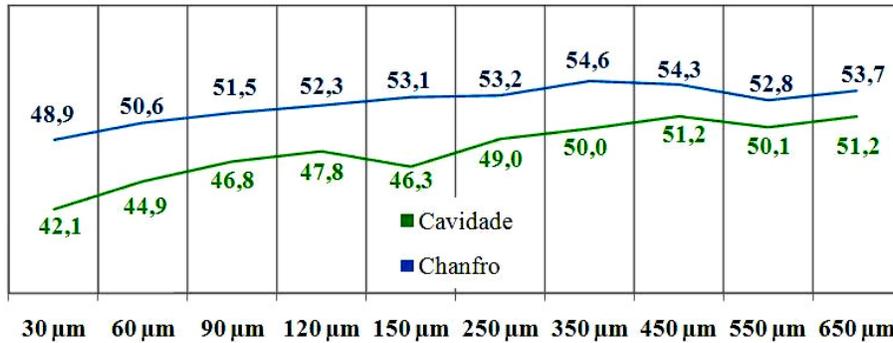


Figura 5.16 – Valores médios de microdureza transversal (HR_C) para a *condição 3*. Matrizes após o forjamento de 50 peças. Nas abscissas, a profundidade de endentação.

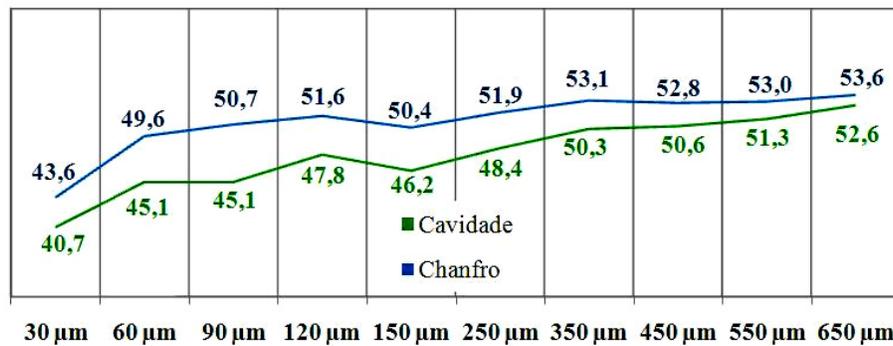


Figura 5.17 – Valores médios de microdureza transversal (HR_C) para a *condição 4*. Matrizes após o forjamento de 50 peças. Nas abscissas, a profundidade de endentação.

5.1.5 Avaliação do perfil de rugosidade

Além da análise visual, dimensional e microestrutural realizada até o momento, a rugosidade superficial também é de grande importância na avaliação e comparação das superfícies entre si, bem como na caracterização do processo de desgaste. Essa avaliação envolve a quantificação do perfil linear de rugosidade (em duas dimensões) e a perfilometria (em três dimensões).

Conforme evidenciado na avaliação visual, as quatro topografias devem assumir valores distintos entre si, que deverão ser classificados em duas dimensões pelo parâmetro de rugosidade R_y . Este parâmetro é fornecido pelo equipamento utilizado na avaliação e representa o maior

valor das rugosidades parciais dentro do percurso de medição. Este parâmetro é útil para comparação com os valores teóricos de rugosidade máxima calculada e para avaliação do desgaste após os ciclos de forjamento (LIMA e CORRÊA, 2008).

As topografias não serão avaliadas pelo parâmetro R_a , devido a suas características. Como o R_a representa a média da rugosidade, se um pico ou vale não típico constar na superfície, o valor da média não sofrerá grande alteração, ou seja, o defeito ou detalhe do relevo permanecerá oculto. O R_a também não define a forma das irregularidades do perfil, ou seja, para superfícies diferentes entre si é possível ter o mesmo valor de R_a . Além disso, não há distinção entre picos e vales, detalhes estes típicos nas matrizes estudadas neste trabalho (MITUTOYO, 2005). As matrizes com a topografia da **condição 1**, com valores teóricos de rugosidade calculados em $2,762 \mu m$ na direção longitudinal ao avanço e $2,813 \mu m$ na direção transversal ao avanço, apresentaram os valores mostrados na tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Condição 1: valores médios de rugosidade R_y , antes do forjamento:

| $R_y (\mu m)$ | <i>Superiores</i> | <i>Inferiores</i> |
|---------------|-------------------|-------------------|
| Longitudinal | $3,25 \pm 0,32$ | $4,26 \pm 0,45$ |
| Transversal | $4,29 \pm 0,19$ | $4,39 \pm 0,13$ |

Os valores de R_y se apresentaram estáveis, principalmente no sentido transversal ao avanço da ferramenta (sentido de a_e), evidenciado pelo desvio padrão menor (tabela 5.1). Os valores apresentaram um acréscimo médio de 45% com relação aos valores teóricos. Essa diferença pode ser explicada por fontes de variabilidade no processo de fresamento, como batimento radial da ferramenta ou altas pressões de corte durante o fresamento em altas velocidades (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006).

O gráfico do perfil de rugosidade no sentido longitudinal (figura 5.18) permitiu identificar que apesar do avanço utilizado ($f_z 0,25 mm$) neste perfil, o espaçamento dos picos de rugosidade da superfície apresenta valores em torno de $0,5 mm$. Oliveira (2007), ao analisar o desgaste de ferramentas em usinagem de aços endurecidos, verificou a mesma tendência durante os ensaios.

Essa diferença pode ser creditada ao batimento radial da ferramenta durante o corte interrompido, que dependendo do seu valor, faz com que o perfil longitudinal ao avanço da ferramenta seja formado por apenas uma aresta de corte. Devido a este batimento, uma das arestas de corte fica sob um maior carregamento, causando a deformação do perfil teórico

esperado, e também o aumento da rugosidade, pois o perfil de rugosidade é formado pelo dobro de f_z (SCHMITZ et al; 2006 apud OLIVEIRA 2007).

Analisando-se a figura 5.1a que mostra a foto ampliada da superfície, é possível verificar que a cavidade possui maior comprimento no sentido longitudinal ao avanço, o que confirma esta hipótese. Para o perfil de rugosidade transversal (figura 5.19), os valores encontrados são coerentes com o passo lateral (a_e), ou seja, espaçamento de 0,3 mm.

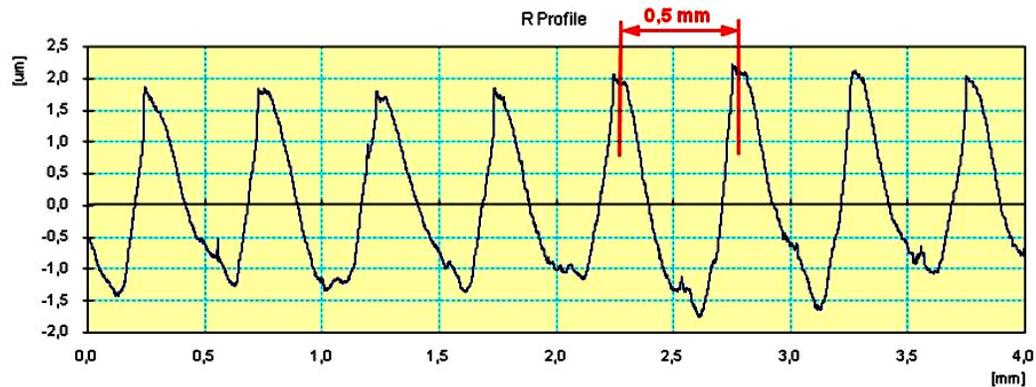


Figura 5.18 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a condição 1, no sentido longitudinal ao avanço.

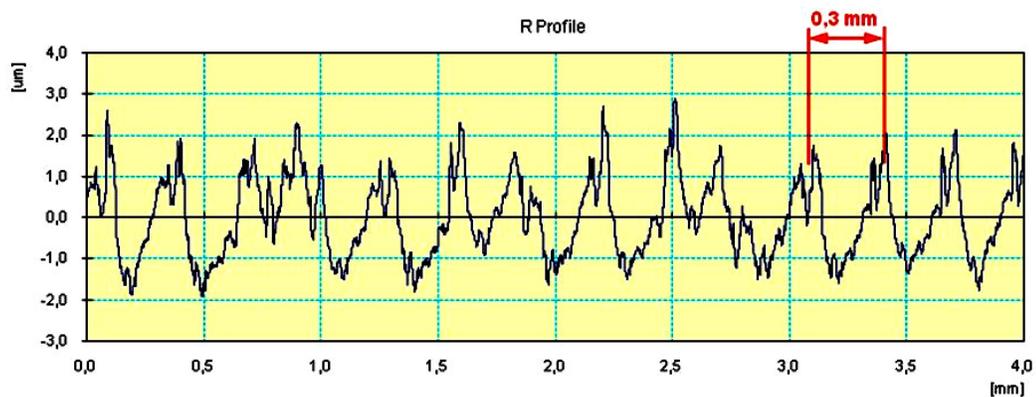


Figura 5.19 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a condição 1, no sentido transversal ao avanço.

Após o forjamento, o perfil de rugosidade das matrizes foi novamente medido, para se efetuar a comparação com o perfil inicial e avaliar os efeitos do forjamento no perfil de rugosidade das matrizes. Os valores médios se encontram na tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Condição 1: valores médios de rugosidade R_y , após o forjamento:

| R_y (μm) | <i>Superiores</i> | <i>Inferiores</i> |
|-------------------------|-------------------|-------------------|
| Longitudinal | $4,59 \pm 0,76$ | $4,75 \pm 1,02$ |
| Transversal | $5,12 \pm 1,69$ | $5,86 \pm 2,80$ |

Após os primeiros ciclos de forjamento, ficaram evidentes as alterações superficiais. Em média, os valores de rugosidade R_y apresentaram um acréscimo médio de 25,4% em relação aos valores iniciais. Apesar de se esperar a redução destes valores devido ao desgaste inicial nas regiões de pico das matrizes, a formação dos sulcos causados por desgaste abrasivo, a adesão de pequenas partículas e a deformação plástica da superfície podem ter contribuído para este resultado. Os valores para o desvio padrão, principalmente no sentido de fluxo de material durante o forjamento (transversal ao avanço) foram bastante grandes em relação à média. Isto se deve também aos riscos abrasivos e ao material aderido que foram distribuídos de forma aleatória sobre a superfície.

Para a *condição 2*, os valores de teóricos de *rugosidade máxima* (figura 5.40) foram calculados em $0,283 \mu\text{m}$ na direção longitudinal ao avanço e $0,313 \mu\text{m}$ na direção transversal ao avanço. Os valores médios de rugosidade obtidos na matriz usinada nesta condição 2 estão mostrados na tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Condição 2: valores médios de rugosidade R_y , antes do forjamento:

| R_y (μm) | <i>Superiores</i> | <i>Inferiores</i> |
|-------------------------|-------------------|-------------------|
| Longitudinal | $0,87 \pm 0,11$ | $1,20 \pm 0,18$ |
| Transversal | $2,28 \pm 0,29$ | $1,86 \pm 0,22$ |

Conforme esperado, os valores se apresentaram menores do que na *condição 1*. O valor do espaçamento entre picos ficou em torno de $0,16 \text{ mm}$ (figura 5.20), ou seja, o dobro do f_z , devido ao batimento da ferramenta. O valor de a_e ($0,10 \text{ mm}$) permanece exatamente conforme planejado (figura 5.21), ou seja, o perfil segue o mesmo padrão da *condição 1*.

Porém, os valores de R_y ficaram bem maiores do que o esperado (em média 5 vezes). Como a rugosidade teórica é bem pequena, qualquer influência de fatores como batimento radial da ferramenta ou fluxo lateral de cavaco torna-se percentualmente bastante importante na formação da rugosidade. Seguindo o procedimento, o perfil de rugosidade foi avaliado após os ensaios de forjamento. Seus valores médios estão expostos na tabela 5.4.

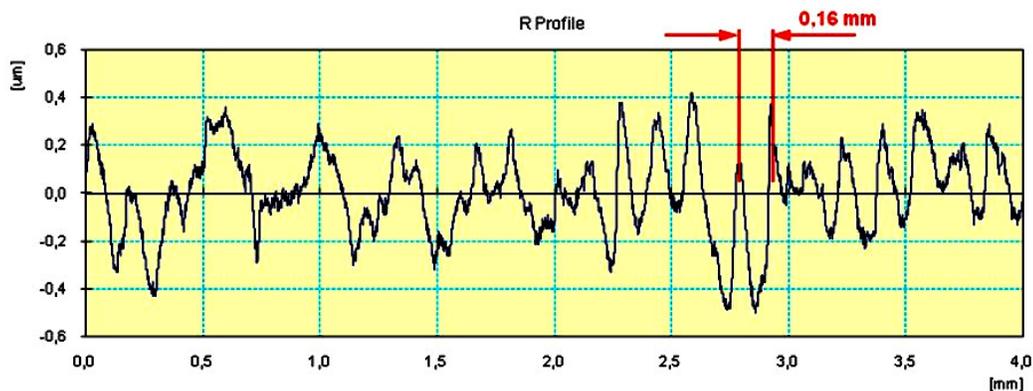


Figura 5.20 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a *condição 2*, no sentido longitudinal ao avanço.

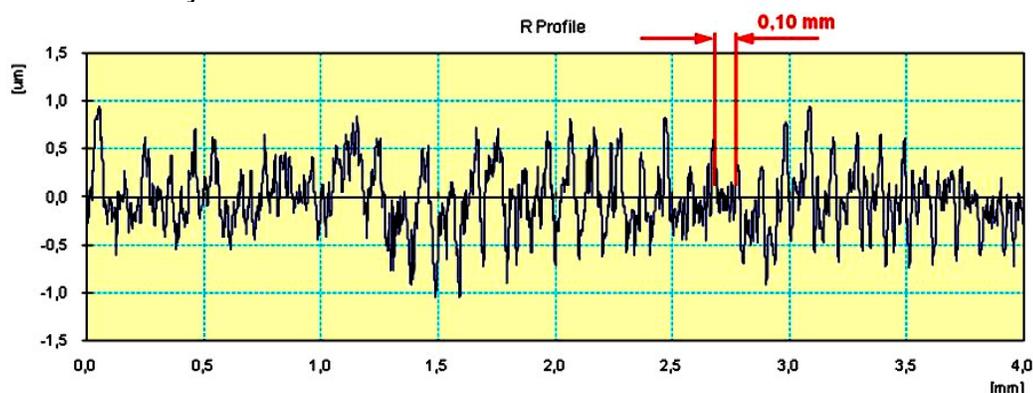


Figura 5.21 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a *condição 2*, no sentido transversal ao avanço.

Tabela 5.4 – *Condição 2*: valores médios de rugosidade R_y , após o forjamento:

| R_y (μm) | <i>Superiores</i> | <i>Inferiores</i> |
|-------------------------|-------------------|-------------------|
| Longitudinal | $1,79 \pm 0,58$ | $4,21 \pm 2,45$ |
| Transversal | $2,85 \pm 2,00$ | $6,22 \pm 6,64$ |

Os valores de R_y mostraram alterações significativas, um acréscimo médio de 154,47% em relação aos valores da superfície usinada (tabela 5.3). A análise das imagens ampliadas feita no item 5.1.1 sugere que os sulcos produzidos por abrasão e, principalmente, o material aderido podem ter contribuído para o aumento excessivo deste valor. O aumento dos valores do desvio padrão também confirma esta tendência e mostra que estes sulcos e o material aderido estão distribuídos aleatoriamente sobre a superfície.

Para a *condição 3*, os valores de teóricos de *rugosidade máxima* foram calculados em $0,283 \mu\text{m}$ na direção longitudinal ao avanço e $2,813 \mu\text{m}$ na direção transversal ao avanço. Na prática, os valores médios desta topografia assumiram os valores conforme a tabela 5.5.

Tabela 5.5 – Condição 3: valores médios de rugosidade R_y , antes do forjamento:

| R_y (μm) | Superiores | Inferiores |
|-------------------------|-----------------|-----------------|
| Longitudinal | $0,92 \pm 0,05$ | $1,20 \pm 0,31$ |
| Transversal | $3,93 \pm 0,26$ | $4,01 \pm 0,47$ |

Apesar dos valores diferentes em relação aos parâmetros teóricos, ficou evidente que esta superfície apresentou uma direção com rugosidade bem maior do que outra.

Caracteristicamente, o f_z utilizado é semelhante ao da *condição 2*, o que proporcionou os mesmos valores de R_y na direção de avanço e a mesma distância entre picos ($0,16 \text{ mm}$), ou seja, o dobro de f_z . O gráfico da figura 5.22 também evidencia que alternadamente, dentro de uma faixa de dois milímetros, a profundidade das micro-cavidades produzidas na usinagem variou, possivelmente devido ao batimento. No sentido transversal ao avanço (figura 5.23), os picos produzidos na usinagem mantiveram a distância de $0,3 \text{ mm}$, definida pelo passo lateral (a_e).

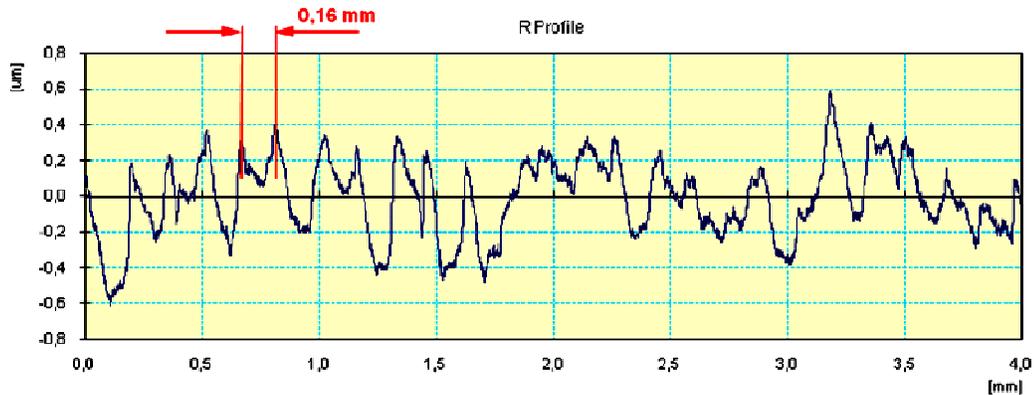


Figura 5.22 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a *condição 3*, no sentido longitudinal ao avanço.

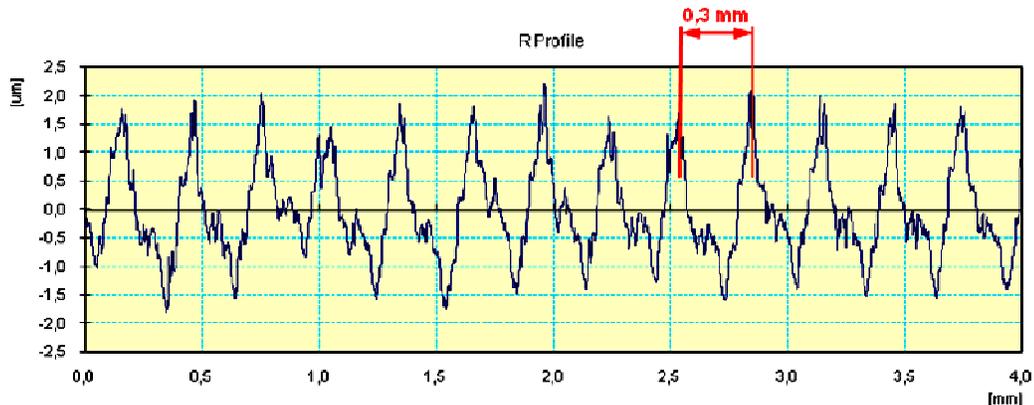


Figura 5.23 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a *condição 3*, no sentido transversal ao avanço.

Após os ensaios de forjamento, os valores de R_y foram novamente aferidos, apresentando os valores médios mostrados na tabela 5.6.

Tabela 5.6 – Condição 3: valores médios de rugosidade R_y , após o forjamento:

| R_y (μm) | <i>Superiores</i> | <i>Inferiores</i> |
|-------------------|-------------------|-------------------|
| Longitudinal | $2,84 \pm 1,99$ | $3,55 \pm 1,17$ |
| Transversal | $4,03 \pm 0,95$ | $6,79 \pm 6,88$ |

Em relação aos valores iniciais, percebeu-se um acréscimo de 118,84% nos valores de R_y , motivados pelo desgaste abrasivo, mas também houve contribuição do desgaste adesivo. Em uma das matrizes esta adesão foi excessiva.

A *condição 4* possui valores teóricos de *rugosidade máxima* de $0,283 \mu m$ na direção longitudinal ao avanço e $2,813 \mu m$ na direção transversal ao avanço. Na prática, os valores médios obtidos foram aqueles mostrados na tabela 5.7.

Tabela 5.7 – Condição 4: valores médios de rugosidade R_y , antes do forjamento:

| R_y (μm) | <i>Superiores</i> | <i>Inferiores</i> |
|-------------------|-------------------|-------------------|
| Longitudinal | $1,75 \pm 0,40$ | $1,58 \pm 0,24$ |
| Transversal | $2,20 \pm 0,44$ | $2,13 \pm 0,30$ |

Os valores de R_y ficaram também acima do teórico calculado. Porém esta superfície foi usinada seguindo uma estratégia diferente de corte. A estratégia utilizada foi a vertical descendente, ao contrário das outras três condições. Portanto, o primeiro gráfico (figura 5.24) determina o deslocamento lateral antes de cada passada da ferramenta. O valor ficou em $0,3 mm$, exatamente o deslocamento lateral (a_e) utilizado no processo. O valor da rugosidade no sentido do avanço (figura 5.25) apresentou valores de R_y superiores ao valor da *condição 2* e *3*, possivelmente devido à ocorrência de vibração durante a usinagem. Segundo Toh (2004), o sentido de avanço utilizado para produzir a topografia nesta condição resulta em uma maior deflexão da ferramenta, prejudicando a uniformidade do perfil de rugosidade resultante.

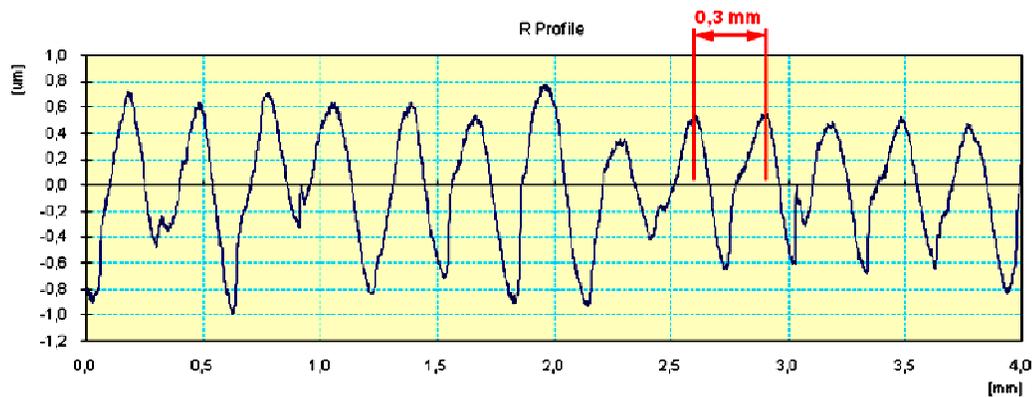


Figura 5.24 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a condição 4, no sentido transversal ao avanço.

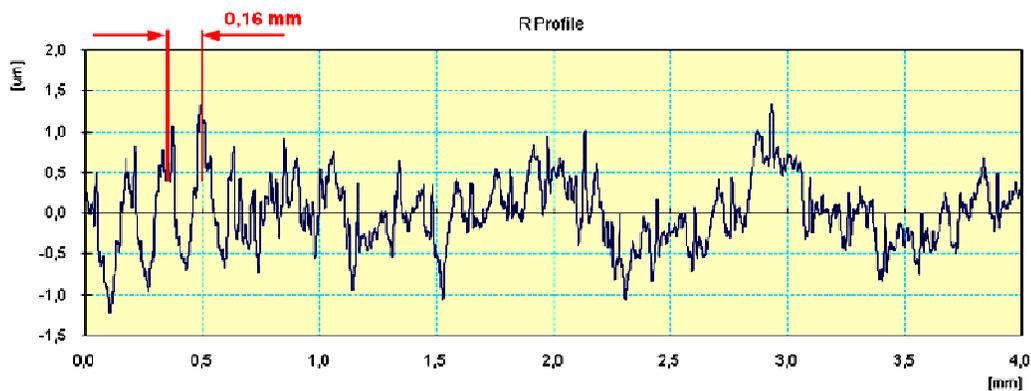


Figura 5.25 – Perfil de rugosidade típico da matriz para a condição 4, no sentido longitudinal ao avanço.

A avaliação da rugosidade após os ensaios de forjamento é apresentada na tabela 5.8. Comparando-se com as condições iniciais, os valores de R_y foram em média 75,98% maiores.

Tabela 5.8 – Condição 4: valores médios de rugosidade R_y , após o forjamento:

| R_y (μm) | Superiores | Inferiores |
|-------------------------|-----------------|-----------------|
| Longitudinal | $3,75 \pm 2,08$ | $3,11 \pm 1,11$ |
| Transversal | $2,97 \pm 2,51$ | $3,35 \pm 1,23$ |

Além da avaliação bidimensional da superfície, a perfilometria permite a avaliação dos parâmetros funcionais das superfícies. Os parâmetros avaliados na perfilometria se referem à área de medição efetuada pelo equipamento, ou seja, são tridimensionais. Para esta etapa, serão adotados os parâmetros de rugosidade tridimensional indicados no tópico 3.4.2.1 (capítulo 3).

Portanto, o procedimento para análise tridimensional da superfície utilizado neste trabalho se deu por perfilometria. Uma superfície, usinada conforme os parâmetros de corte da *condição 1*, apresentou topografia conforme a figura 5.26.

A mesma avaliação foi realizada após os ensaios de forjamento. A figura 5.27a mostra a topografia da região próxima ao chanfro, ou seja, afastada da cavidade das matrizes e que foi utilizada para comparação com os parâmetros iniciais. A topografia da região próxima à cavidade, representada na figura 5.27b, deixa claro que toda a superfície nesta área foi consumida, impossibilitando a comparação com os parâmetros iniciais. Porém, seu registro é útil para se analisar a topografia resultante também nesta região. Os parâmetros avaliados antes e depois do forjamento encontram-se na tabela 5.9, e na sequência são realizados alguns comentários.

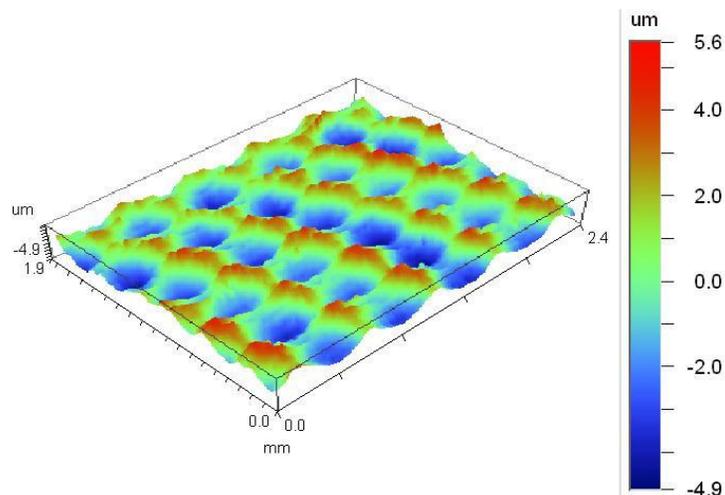


Figura 5.26 – Representação típica da topografia referente à *condição 1*, processada em um perfilômetro, realizada antes dos ensaios de forjamento.

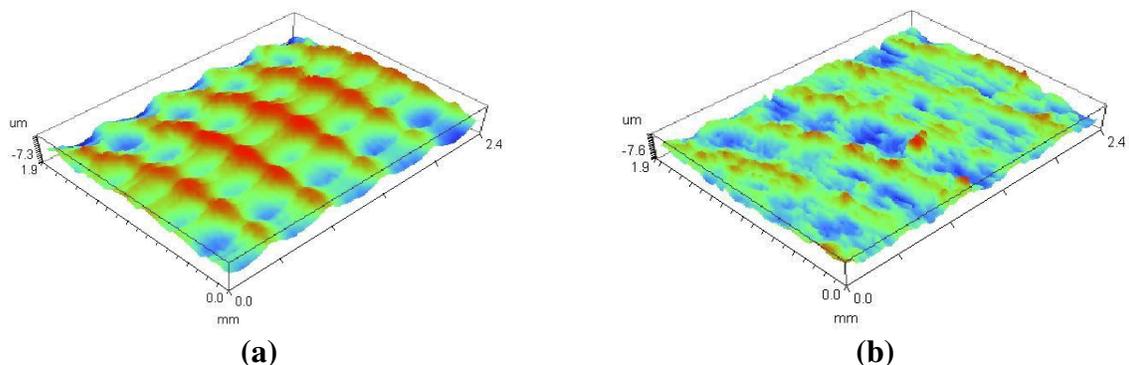


Figura 5.27 – Em (a), superfície próxima ao chanfro, após forjar 50 peças. Em (b), superfície próxima à cavidade, nas mesmas condições.

A superfície da *condição 1* apresentou características distintas das demais superfícies, indicadas na avaliação de cada parâmetro tridimensional de rugosidade. O valor de S_z foi o maior dentre todas as condições, devido aos maiores valores de f_z e a_e empregados na sua usinagem.

Tabela 5.9 – Parâmetros de rugosidade (valores médios) para todas as condições:

| | | | | | | | | |
|-------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|-------------------|--------------------|-----------------|
| <i>Condição 1</i> | S_z | S_{sk} | S_{ku} | S_{ds} | S_{sc} | S_m | S_c | S_v |
| | 11,548±1,50 | 0,118±0,07 | 2,449±0,13 | 130,0±14,2 | 26,19±2,23 | 0,073±0,01 | 2,293±0,23 | 0,153±0,02 |
| | S_{z50} | S_{sk50} | S_{ku50} | S_{ds50} | S_{sc50} | S_{m50} | S_{c50} | S_{v50} |
| | 13,468±1,87 | 0,056±0,16 | 2,618±0,27 | 137,0±9,15 | 30,42±2,88 | 0,079±0,01 | 2,488±0,25 | 0,179±0,04 |
| | $S_{z50} - S_z$ | $S_{sk50} - S_{sk}$ | $S_{ku50} - S_{ku}$ | $S_{ds50} - S_{ds}$ | $S_{sc50} - S_{sc}$ | $S_{m50} - S_m$ | $S_{c50} - S_c$ | $S_{v50} - S_v$ |
| 1,920 (+16,7%) | -0,062 (-52,6%) | 0,169 (+6,9%) | 7,00 (+5,3%) | 4,227 (+16,1%) | 0,006 (+8,2%) | 0,195 (+8,5%) | 0,026 (+17,0%) | |
| <i>Condição 2</i> | S_z | S_{sk} | S_{ku} | S_{ds} | S_{sc} | S_m | S_c | S_v |
| | 5,236±0,73 | -0,013±0,25 | 2,983±0,31 | 145,7±16,7 | 15,84±1,43 | 0,029±0,01 | 0,772±0,15 | 0,067±0,01 |
| | S_{z50} | S_{sk50} | S_{ku50} | S_{ds50} | S_{sc50} | S_{m50} | S_{c50} | S_{v50} |
| | 10,252±4,08 | -0,350±0,65 | 4,029±1,56 | 149,7±20,1 | 21,89±4,94 | 0,044±0,04 | 1,180±0,43 | 0,135±0,07 |
| | $S_{z50} - S_z$ | $S_{sk50} - S_{sk}$ | $S_{ku50} - S_{ku}$ | $S_{ds50} - S_{ds}$ | $S_{sc50} - S_{sc}$ | $S_{m50} - S_m$ | $S_{c50} - S_c$ | $S_{v50} - S_v$ |
| 5,016 (+95,8%) | -0,337 (-2600%) | 1,046 (+35,1%) | 4,00 (+2,7%) | 6,054 (+38,2%) | 0,015 (+51,7%) | 0,408 (+52,9%) | 0,068 (+101,5%) | |
| <i>Condição 3</i> | S_z | S_{sk} | S_{ku} | S_{ds} | S_{sc} | S_m | S_c | S_v |
| | 7,068±1,33 | 0,401±0,23 | 2,766±0,32 | 105,7±9,1 | 16,47±1,82 | 0,050±0,01 | 1,495±0,11 | 0,086±0,02 |
| | S_{z50} | S_{sk50} | S_{ku50} | S_{ds50} | S_{sc50} | S_{m50} | S_{c50} | S_{v50} |
| | 12,067±2,37 | -0,145±0,40 | 3,109±0,54 | 136,9±20,4 | 26,47±3,76 | 0,055±0,01 | 1,677±0,33 | 0,162±0,08 |
| | $S_{z50} - S_z$ | $S_{sk50} - S_{sk}$ | $S_{ku50} - S_{ku}$ | $S_{ds50} - S_{ds}$ | $S_{sc50} - S_{sc}$ | $S_{m50} - S_m$ | $S_{c50} - S_c$ | $S_{v50} - S_v$ |
| 4,999 (+70,7%) | -0,546 (-136,2%) | 0,343 (+12,4%) | 31,25 (+29,6%) | 10,003 (+60,7%) | 0,005 (+10%) | 0,182 (+12,2%) | 0,076 (+88,4%) | |

| | | | | | | | | |
|--------------------|----------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|--------------------|--------------------|-----------------|
| Condição 4 | S_z | S_{sk} | S_{ku} | S_{ds} | S_{sc} | S_m | S_c | S_v |
| | 7,157±0,94 | 0,083±0,19 | 2,325±0,18 | 120,0±25,0 | 13,56±2,16 | 0,046±0,01 | 1,632±0,28 | 0,105±0,016 |
| | S_{z50} | S_{sk50} | S_{ku50} | S_{ds50} | S_{sc50} | S_{m50} | S_{c50} | S_{v50} |
| | 11,833±2,92 | -0,268±0,30 | 3,492±1,16 | 141,1±8,28 | 23,17±2,84 | 0,049±0,01 | 1,542±0,38 | 0,137±0,028 |
| | $S_{z50} - S_z$ | $S_{sk50} - S_{sk}$ | $S_{ku50} - S_{ku}$ | $S_{ds50} - S_{ds}$ | $S_{sc50} - S_{sc}$ | $S_{m50} - S_m$ | $S_{c50} - S_c$ | $S_{v50} - S_v$ |
| 4,676 (+65,30%) | -0,351 (-422,90%) | 1,167 (+50,20%) | 21,08 (+17,60%) | 9,603 (+70,80%) | 0,003 (+6,52%) | -0,090 (-5,51%) | 0,032 (+30,48%) | |

Outros parâmetros, como o S_{sk} (grau de simetria das alturas de uma superfície) e o S_{ku} (curtose) indicam uma superfície com leve predominância de picos ($S_{sk} = 0,118$) distribuídos de maneira ordenada ($S_{ku} = 2,449$).

Para esta superfície, verificou-se, em média, 130 pontos de contato por unidade de área (S_{ds}), com uma curvatura média dos picos de $26,2 \mu m$ (S_{sc}). Obviamente, quanto maior a quantidade de pontos de contato, melhor a distribuição de carga e menor a pressão de contato por sobre a superfície. Esta distribuição só não foi melhor do que a observada para a **condição 2**. A curvatura média dos picos também segue esta proporção, pois quanto maior a curvatura, menor a pressão de contato entre superfícies. Para este parâmetro, a superfície da **condição 1** apresentou o maior valor.

Os parâmetros funcionais da superfície também foram únicos em comparação com as demais. Esta condição proporciona a maior área de contato inicial ($S_m = 0,073 \mu m$), ou seja, comprova que esta topografia possibilita a redução da pressão de contato, sujeitando-a a menores esforços. Esta superfície também possibilita a armazenagem e a retenção da maior quantidade de lubrificante ($S_c = 2,293 \mu m$ e $S_v = 0,153 \mu m$), indicando que esta superfície proporciona menor atrito do que as demais.

Esses valores iniciais permitem a comparação com os valores obtidos após o ensaio de forjamento, em que se avaliam os efeitos do processo na topografia. A figura 5.28 define, graficamente, o percentual de alteração que os parâmetros dimensionais sofreram. O valor de S_z apresentou um acréscimo de 17%, provavelmente por influência dos sulcos produzidos por abrasão. Além da abrasão, pequenos pontos de adesão podem ter contribuído para este aumento, devido ao aumento da altura nesta região (figura 5.9). Os sulcos e os pontos de adesão podem ser

confirmados na figura 5.2a. Ainda assim, o percentual de acréscimo foi o menor dentre todas as superfícies.

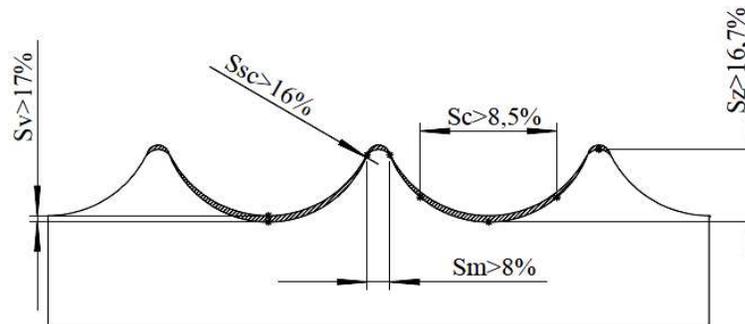


Figura 5.28 – Representação da alteração dos parâmetros de superfície, após os ensaios de 50 peças, para a condição 1 (imagem sem escala).

A variação observada nos parâmetros S_{sk} e S_{ku} (-53% e +7% respectivamente) não foi suficiente para descaracterizar a superfície, ou seja, ainda se manteve leve predominância de picos distribuídos de forma ordenada na superfície, confirmando o que foi visto na análise visual (figura 5.4a). Esses percentuais para a **condição 1** também foram os menores dentre todas as superfícies.

O desgaste provocou pouca alteração na quantidade de picos por unidade de área da superfície (S_{ds}), em torno de 5%, ou seja, a superfície ainda mantinha originalmente a mesma quantidade de picos por área. O acréscimo no raio de curvatura médio dos picos (S_{sc}) em 16% indica os efeitos do desgaste (abrasão e possivelmente deformação plástica associada), porém este é o menor valor dentre todas as superfícies.

Os parâmetros funcionais seguiram a mesma tendência de pouca variação. Portanto o S_m , o S_c e o S_v (acréscimo de 8,2%, 8,5% e 17% respectivamente), associados à pequena alteração dos parâmetros S_{ds} e S_{sc} , indicam que a superfície após forjar as 50 peças ainda mantinha suas características de proporcionar baixa pressão de contato e de possibilitar a armazenagem e a retenção de maior quantidade de lubrificante.

A perfilometria da matriz da **condição 2** se encontra na figura 5.29, e seus valores na tabela 5.9. A imagem permite identificar facilmente a diferença entre esta e a topografia anterior.

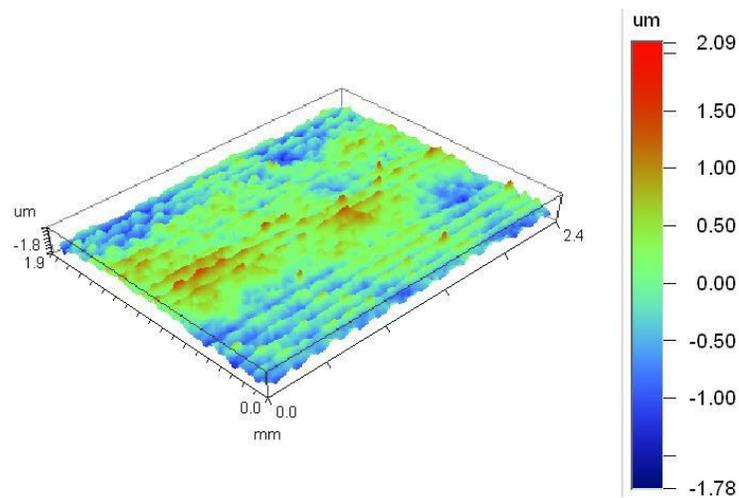


Figura 5.29 – Representação típica da topografia referente à *condição 2*, processada em um perfilômetro, realizada antes dos ensaios de forjamento.

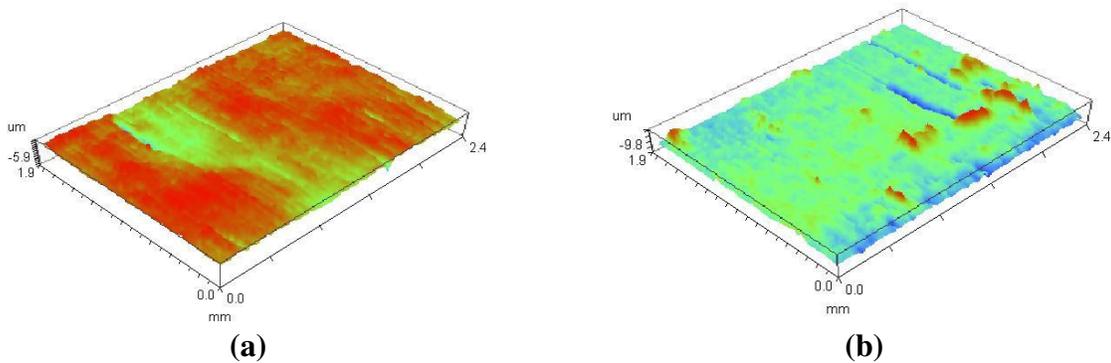


Figura 5.30 – Em (a), superfície próxima ao chanfro, após forjar 50 peças. Em (b), superfície próxima à cavidade, nas mesmas condições.

A avaliação das imagens geradas após o forjamento (figura 5.30a) indica que mesmo na região longe da cavidade da matriz (região de referência) praticamente toda a superfície inicial havia sido eliminada, extinguindo as microcavidades produzidas na usinagem. Na região próxima à cavidade da matriz (figura 5.30b), fica evidente também a adesão de materiais, mais proeminente do que na *condição 1*.

Devido aos parâmetros de corte empregados na usinagem desta superfície (f_z e a_e menores dentre todas as superfícies), a *condição 2* apresentou o menor valor se S_z (menor rugosidade). A simetria média das alturas da superfície ($S_{sk} = -0,013$), e a curtose média encontrada ($S_{ku} = 2,983$), indicam que inicialmente esta superfície foi a mais uniforme produzida, ou seja, sem preponderância de picos ou vales, com as microcavidades resultantes distribuídas de forma ordenada.

Esta superfície apresentou também a maior quantidade de pontos de contato por área de superfície ($S_{ds} = 146$), indicando que a pressão de contato também seria pequena, devido à possibilidade de maior distribuição da carga. Porém, a curvatura média dos picos foi bem menor do que na **condição 1** ($S_{sc} = 15,84\mu m$), indicando que a área de contato seria reduzida. Neste caso, esta maior quantidade de picos poderia não contribuir tão eficientemente quanto a condição anterior para a redução da pressão de contato.

O parâmetro S_m , que define a área inicial de contato da superfície, confirma esta hipótese. Dentre todas as superfícies, a **condição 2** apresentou o menor valor de área de contato inicial ($S_m = 0,029\mu m$). Os outros parâmetros funcionais (S_c e S_v) indicam que esta superfície também é a que menos proporciona espaço para a armazenagem e retenção de lubrificante.

Esta combinação de alta pressão de contato com capacidade reduzida de lubrificação poderia potencializar as solicitações tribológicas do processo e agravar os efeitos do desgaste para esta condição.

A comparação do desgaste após o forjamento comprovou esta tendência. O S_z apresentou grande acréscimo (96%, o maior de todos), causado por abrasão (sulcos) e adesão. Na avaliação das imagens (figuras 5.2b e 5.4b) fica evidente que esta topografia ficou quase que completamente descaracterizada após os ensaios (figura 5.31).

A avaliação da simetria (S_{sk}) indicou a maior variação encontrada dentre todas as condições (-2600%). Partiu-se de uma superfície neutra entre picos e vales para uma superfície com predominância de vales, provavelmente devido aos sulcos de abrasão. O aumento de 35% na curtose (S_{ku}) acusa a presença de picos e vales distribuídos de maneira desordenada. Desta maneira, afirma-se que esta superfície foi totalmente descaracterizada pelo processo de desgaste, resultado este bem diferente do verificado na **condição 1**.

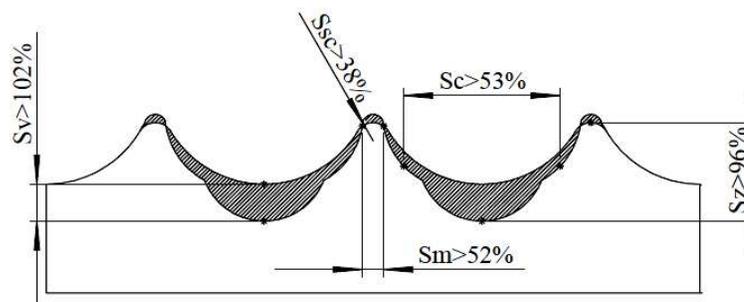


Figura 5.31 – Representação da alteração dos parâmetros de superfície, após os ensaios de 50 peças, para a condição 2 (imagem sem escala).

A quantidade de picos (S_{ds}) por unidade de área não apresentou grandes variações (+2,7%), indicando a princípio que os pontos de apoio não sofreram alteração após o forjamento. Porém, esses pontos de apoio não podem ser considerados como os mesmos de antes do forjamento, pois a assimetria e a curtose avaliadas indicam descaracterização total da topografia inicial. Portanto, esses pontos de apoio devem ser considerados como originados durante o forjamento, através da atuação dos mecanismos de desgaste, como abrasão, adesão e deformação plástica. Se esses pontos são novos, a alteração de 38% (figura 5.31) na curvatura média dos picos (S_{sc}) pode ser creditada à formação desses novos pontos durante o processo de conformação, ao invés de atribuir esta alteração simplesmente à deformação plástica ou abrasão dos picos, devido ao desgaste natural das superfícies.

Os parâmetros funcionais sofreram a maior alteração dentre todas as superfícies. A área inicial de contato (S_m) verificou um acréscimo de 52% em relação aos valores iniciais, o que a princípio causaria uma redução na pressão de contato, porém a distribuição desta área não se dá de maneira uniforme, conforme visto acima (S_{ku}). Os valores de armazenagem (S_c) e retenção (S_v) de lubrificante sofreram um acréscimo de 53% e 102% respectivamente, mas esta diferença é creditada à geração de sulcos de abrasão (figura 5.31). Esses sulcos, apesar de permitirem maior armazenamento de lubrificante, não realizam a lubrificação de forma eficiente, pois semelhantemente à área inicial de contato, não há distribuição uniforme dessas características.

A perfilometria da terceira topografia (**condição 3**) encontra-se na figura 5.32. É possível diferenciar esta topografia das duas primeiras, principalmente pela existência de sulcos direcionados na direção do avanço da ferramenta, devido f_z ser bem menor do que a_e .

Após o forjamento, verifica-se que o padrão do desgaste para esta condição ocorre acentuadamente nos picos da superfície (figura 5.33a). Próximo a cavidade (figura 5.33b) observa-se a formação de pontos de adesão, e apenas o fundo dos sulcos da topografia original remanescentes.

Na tabela 5.9 estão os registros dos parâmetros tridimensionais referentes à topografia original e os mesmos modificados após o ciclo de 50 peças forjadas.

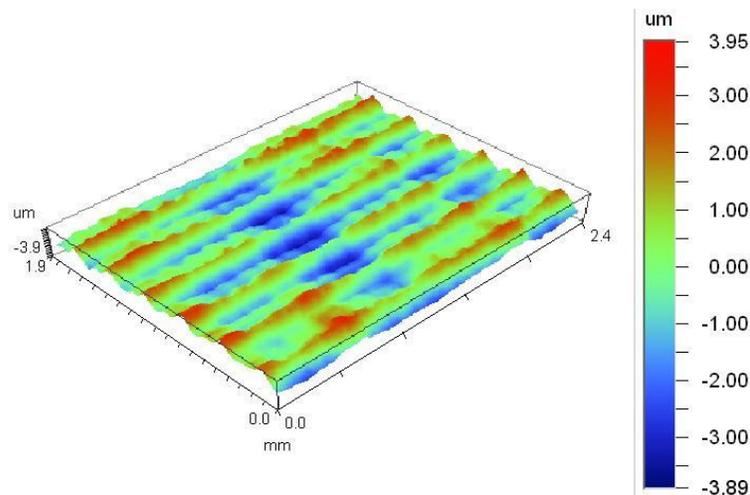


Figura 5.32 – Representação típica da topografia referente à condição 3, processada em um perfilômetro, realizada antes dos ensaios de forjamento.

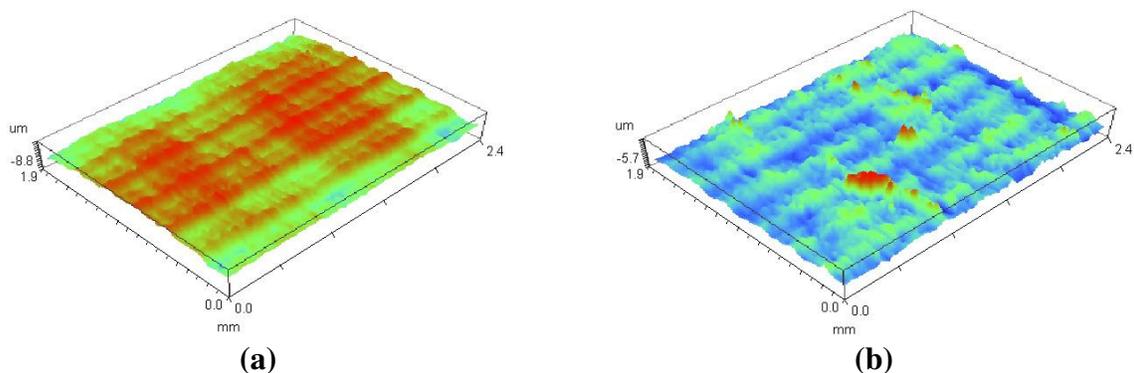


Figura 5.33 – Em (a), superfície próxima ao chanfro, após forjar 50 peças. Em (b), superfície próxima à cavidade, nas mesmas condições.

Devido aos parâmetros de corte empregados na usinagem desta superfície (f_z bem menor do que a_e), esta superfície apresentou formação de sulcos direcionados no sentido de avanço da ferramenta. De fato, a rugosidade é maior no sentido transversal ao avanço da ferramenta (S_z alto) e menor (S_z baixo) no sentido de avanço, como já mostrado na análise bidimensional (R_y).

Antes do forjamento, é possível identificar que a superfície ostenta predominância de picos (S_{sk} positivo), distribuídos de maneira ordenada ($S_{ku} = 2,766$), padrão esse condizente com a imagem gerada na topografia.

Ao contrário das duas primeiras topografias, esta foi a que apresentou a menor quantidade de pontos por área ($S_{ds} = 105,68 \mu m$) e arredondamento pequeno nos picos ($S_{sc} = 16,5 \mu m$), indicando que a pressão de contato nos picos para esta condição seria a maior do que na

configuração de microcavidades. Portanto, estas regiões seriam teoricamente mais exigidas nos contatos.

Os parâmetros funcionais indicaram valores intermediários entre as duas primeiras condições apresentadas. Os parâmetros S_m , S_c e S_v indicam uma superfície com área de contato um pouco maior do que na *condição 2*, com capacidade intermediária de armazenamento e retenção de lubrificantes, o que seria favorável em termos tribológicos.

Após os ensaios, foi verificado que ocorreu o desgaste acentuado nos picos, comprovado pela grande alteração do parâmetro S_{sk} , que ao apresentar valores negativos indicou que a estrutura passou da predominância de picos para predominância de vales. O desgaste acentuado apenas nos picos se confirmou pelo parâmetro S_{ku} (acréscimo de 12% apenas), indicando que esta continuou apresentando os vales remanescentes de forma ordenada, diferente da *condição 2*. O S_z apresentou acréscimo de 71%, e esta variação é motivada pela abrasão no fundo das cavidades (figura 5.34).

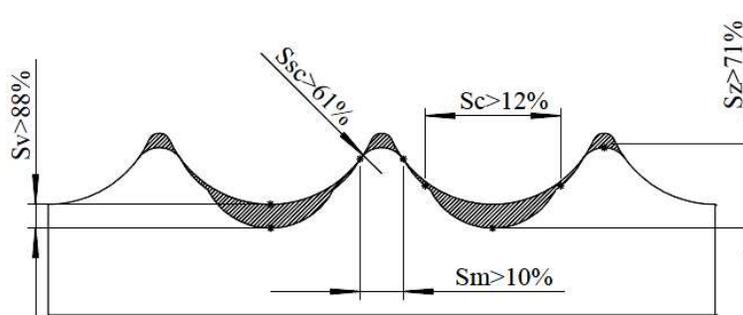


Figura 5.34 – Representação da alteração dos parâmetros de superfície, após os ensaios de 50 peças, para a *condição 3* (imagem sem escala).

A quantidade de picos por unidade de área (S_{ds}) apresentou a maior variação dentre todas as topografias, um aumento de 30%, e pode ser atribuído aos pontos de adesão por sobre a superfície, ou por descaracterização devido ao desgaste abrasivo, visto que nas imagens não se identificou o surgimento de deformação plástica (figura 5.5c).

De fato, o raio de curvatura dos picos (S_{sc}) sofreu grande alteração nesta configuração, confirmando a hipótese de desgaste acentuado nesta região. Este desgaste pode ter originado o surgimento destes picos, além de confirmar que esta topografia proporciona uma maior pressão de contato do que as duas primeiras condições.

Os parâmetros funcionais sofreram pouca alteração, exceto o S_v , que se refere à retenção de lubrificante. O acréscimo de 88% pode confirmar a hipótese de que ocorreu desgaste abrasivo no fundo das cavidades, contribuindo para o acréscimo de S_z .

A quarta e última perfilometria (*condição 4*) encontra-se na figura 5.35. Os parâmetros se encontram na tabela 5.9. Devido à utilização dos mesmos parâmetros de corte, esta topografia é semelhante à topografia da *condição 3*, porém com os sulcos resultantes dispostos transversalmente, conforme a estratégia de usinagem utilizada.

O desgaste para esta superfície se desenvolve de maneira semelhante à *condição 3*, ou seja, desgaste acentuado primeiro nos picos (figura 5.36a). Da mesma forma, observa-se adesão acentuada (figura 5.36b).

Ao comparar as topografias da *condição 3* e *4*, destacam-se semelhanças como valor de rugosidade (S_z), com estrutura predominante de picos (S_{sk}) dispostos de forma ordenada (S_{ku}). A pequena quantidade de picos por unidade de área (S_{ds}), com arredondamento pequeno (S_{sc} menor entre todas as condições), confirma que esta configuração de superfície proporciona sobre os picos grande pressão de contato. Parâmetros funcionais como área de contato inicial (S_m), retenção (S_c) e armazenagem (S_v) de lubrificantes também são praticamente iguais, ou seja, estima-se desempenho intermediário (entre a *condição 1* e *2*) do mecanismo de lubrificação.

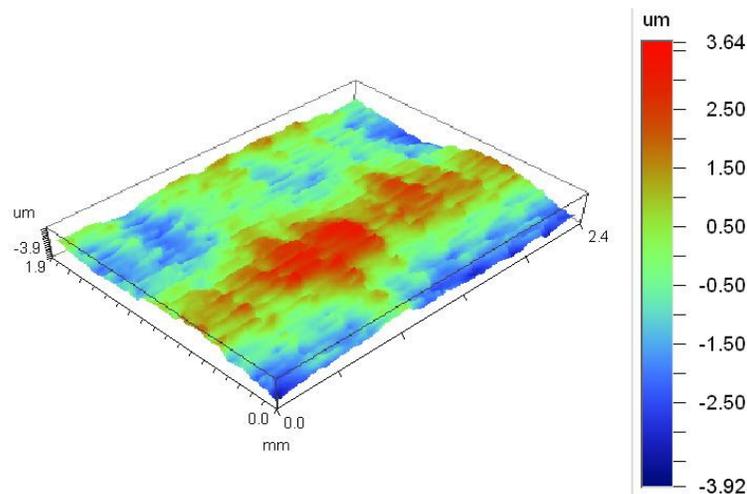


Figura 5.35 – Representação típica da topografia referente à *condição 4*, processada em um perfilômetro, realizada antes dos ensaios de forjamento.

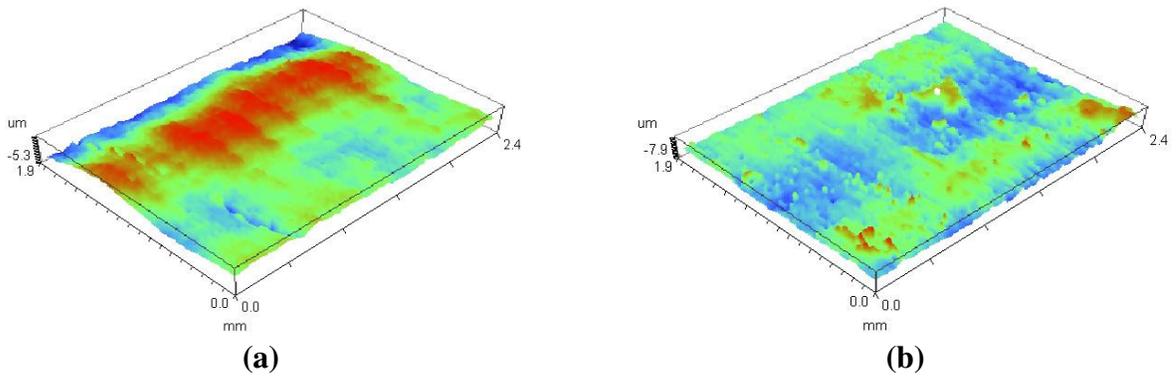


Figura 5.36 – Em (a), superfície próxima ao chanfro, após forjar 50 peças. Em (b), superfície próxima à cavidade, nas mesmas condições.

Desta forma, comprova-se que a única diferença entre esta superfície e a anterior é o sentido de direcionamento dos sulcos gerados na usinagem em relação ao deslocamento do material em forjamento.

Essas semelhanças foram verificadas também após o forjamento das 50 peças. Assim, houve mudança na estrutura da superfície (S_{sk} negativo), apresentando agora predominância de vales, dispostos de forma ordenada (S_{ku}), porém na **condição 3** este parâmetro sofreu menor alteração. Provavelmente, esta maior variação pode ser devido à deformação plástica (figura 5.5d) inicial, maior do que na **condição 3**. O S_z apresentou valores semelhantes de alteração (figura 5.37).

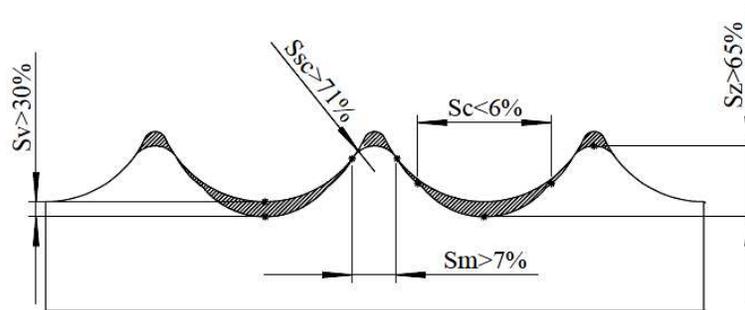


Figura 5.37 – Representação da alteração dos parâmetros de superfície, após os ensaios de 50 peças, para a condição 4 (imagem sem escala).

A deformação plástica também pode ter contribuído para a geração de mais pontos de contato (S_{ds}) e para o arredondamento acentuado dos picos (S_{sc} apresentou o maior valor percentual dentre todas as topografias).

Os parâmetros funcionais seguiram o mesmo padrão, pois sofreram pouca alteração. Dentre os 3 parâmetros funcionais, o S_v apresentou o maior acréscimo (30%), indicando que houve

desgaste abrasivo no fundo das cavidades causado por abrasão, porém menor do que na **condição 3**. Assim, o acréscimo no S_z pode ter sido motivado por abrasão e principalmente adesão.

5.2 Conclusões do primeiro ciclo dos ensaios

Esta primeira fase permitiu destacar alguns conceitos.

A *abrasão* – em áreas próximas a cavidade – é o principal mecanismo causador do desgaste das superfícies, mas devem-se considerar também outros mecanismos, como a *adesão* e a *deformação plástica*.

Durante o ciclo térmico proporcionado pelo forjamento a quente verificou-se redução na microdureza transversal (redução média de 16%), desta forma comprometendo o desempenho tribológico e a vida útil das matrizes. De forma geral, essa redução se apresentou semelhante em todas as condições de topografia.

Não foi observado redução no peso das matrizes, embora se verificou nos ensaios que ocorreu transferência de material das matrizes para o forjado durante o processo, sendo confirmado nos ensaios de espectroscopia de energia dispersiva (EDS).

Para cada topografia usinada foi gerada uma superfície com parâmetros diferenciados, que poderiam determinar teoricamente o desempenho tribológico de cada superfície.

A **condição 1**, devido a utilização dos maiores valores de f_z e a_e (respectivamente 0,25 mm e 0,30 mm), apresentou configuração de microcavidades (figura 5.1a), dispostas de maneira ordenada, com leve predominância de picos (S_{ku} e S_{sk}), e com os maiores valores de R_y e S_z , ou seja, a maior rugosidade dentre todas as condições. Essa maior rugosidade influenciou diretamente nos parâmetros funcionais da superfície, que determinam o desempenho do sistema de lubrificação. Assim, obteve-se dentre todas as superfícies o maior volume disponível para armazenamento (S_c) e retenção (S_v) de lubrificantes necessários durante o deslizamento relativo entre superfícies. Esses parâmetros de corte também foram responsáveis pela formação de uma quantidade média de picos por área (S_{ds}) menor apenas do que na **condição 2**. Esta quantidade define os pontos médios de apoio por unidade de área, e obviamente quanto mais pontos menor a pressão de contato por sobre os picos, ou seja, melhor distribuição de carga normal. Além da

quantidade de pontos, deve-se associar ao S_{ds} a área (S_m) de contato inicial e a curvatura média dos picos (S_{sc}), que também apresentam melhor distribuição de carga a medida que crescem. Para esta topografia, esses parâmetros também apresentaram os maiores valores. Deste modo, conclui-se que esta superfície teoricamente proporciona menor pressão de contato, reduzindo assim os efeitos tribológicos do processo. Adicionalmente, o potencial de lubrificação, teoricamente, apresenta melhor desempenho.

A **condição 2** (com f_z de 0,08 mm e a_e de 0,10 mm) também apresentou configuração de microcavidades (figura 5.1b). Porém, sua disposição se deu de maneira mais ordenada, devido à proximidade dos parâmetros S_{sk} e S_{ku} aos valores ideais (0 e 3 respectivamente), possivelmente pelo menor esforço de corte causado pela utilização dos menores parâmetros de f_z e a_e . Isto fez com que o R_y e o S_z assumissem os menores valores dentre todas as superfícies, indicando uma superfície com rugosidade extremamente baixa. Por isto, esta topografia é a que disponibiliza, dentre todas as outras, o menor volume para armazenagem (S_c) e retenção (S_v) de lubrificantes. A princípio, a maior quantidade de picos (S_{ds}) dentre todas as superfícies indicaria que esta topografia proporcionaria menor pressão de contato do que na condição anterior, porém os valores baixos de S_m e S_{sc} mostram que a área de contato e a curvatura média dos picos estão entre as menores, ou seja, esta quantidade maior de picos talvez não compensaria seu formato mais afilado. Portanto, esta superfície, teoricamente, proporciona pressão mediana de contato, porém com pequeno potencial de lubrificação.

A **condição 3** produziu sulcos no sentido do avanço da ferramenta (porém perpendiculares ao fluxo de material no forjamento), ao invés de microcavidades (figura 5.1c), como resultado da utilização do f_z bem menor do que o a_e (0,08 mm e 0,30 mm, respectivamente). Os sulcos produzidos apresentavam predominância de picos, inicialmente dispostos de maneira ordenada, conforme comprovado pelos parâmetros S_{sk} e S_{ku} . O parâmetro R_y apresentou valores diferentes de rugosidade, sendo menor no sentido de deslocamento da ferramenta (f_z). O valor de S_z indicou uma superfície com rugosidade intermediária entre as **condições 1** e **2**. Esta tendência foi verificada também para os parâmetros funcionais, indicando que esta topografia disponibiliza valores intermediários de volume para armazenagem (S_c) e retenção (S_v) de lubrificantes. Porém, esta topografia proporcionou a menor quantidade de picos por área (S_{ds}), ou seja, a pressão de contato é bem maior do que nas duas primeiras condições. Esta hipótese é confirmada também pelos valores baixos de curvatura média dos picos (S_{sc} semelhante à **condição 2**), com área de

contato (S_m) menor do que na **condição 1**. Esta superfície ostenta, portanto, potencial intermediário do mecanismo de lubrificação, com geração de pressão excessiva de contato sobre os picos.

A **condição 4**, usinada com os mesmos parâmetros da **condição 3** (porém com sentido perpendicular de f_z , conforme figura 5.1d) apresentou características semelhantes à da condição anterior (mas com sulcos paralelos ao fluxo de material no forjamento). O R_y apresentou diferenças no sentido transversal ao sentido de f_z possivelmente pela estratégia de usinagem diferente, que contribuiu para uma maior oscilação da ferramenta. Porém, apresentou semelhanças no parâmetro S_z . A superfície também ostentou leve predominância de picos (S_{sk}), dispostos de forma ordenada (S_{ku}). A capacidade de retenção e armazenagem de lubrificantes (S_c e S_v respectivamente), a quantidade de picos (S_{ds}) e sua curvatura (S_{sc}) indicam superfícies com desempenho tribológico e potencial de lubrificação equivalente (**condição 3 e 4**).

A resposta ao desempenho estimado a partir da topografia foi obtida após os ensaios de forjamento, desenvolvidos conforme detalhado no capítulo 4. Desta forma, ficou claro também que para cada topografia houve um comportamento tribológico diferente durante os ensaios. Deve-se ressaltar que os parâmetros verificados nesta seção, referente à perfilometria, foi avaliada na região de referência, portanto sem a presença de material aderido.

Na análise visual, a **condição 1** apresentou extinção quase que total da topografia próxima à cavidade (figura 5.2a). Porém, na região de referência (figura 5.4a) a topografia ainda era visível, ou seja, não ocorreu descaracterização. Foi possível identificar também que os mecanismos atuantes de desgaste foram principalmente a *abrasão*, seguida de *adesão pontual*. Na avaliação da altura, esta superfície foi a que apresentou o menor acréscimo de material, sugerindo que esta topografia é menos sujeita a este tipo de mecanismo. Os parâmetros R_y e S_z sofreram acréscimo de 25% e 17% respectivamente. Esta alteração pode ter sido motivada pelo acréscimo do parâmetro S_v , referente à retenção de lubrificante (17%), sugerindo que houve desgaste abrasivo mais intenso no fundo da microcavidade. A pequena alteração na quantidade de picos por unidade de área ($S_{ds}>5\%$) pode ter sido causada por leve deformação plástica. A curvatura dos picos, bem como a área de contato ($S_{sc} >16\%$ e $S_m >8\%$, respectivamente), apresentaram pouca mudança, podendo ser creditadas principalmente ao desgaste abrasivo.

Portanto, a estrutura da superfície não apresentou mudanças, ou seja, continuou ostentando leve predominância de picos, distribuídos de maneira uniforme. Assim, a superfície manteve seu

potencial de lubrificação. Esta adesão de material verificada geralmente prejudica a propagação do material no patamar de rebarbas.

Visualmente, a **condição 2** apresentou extinção completa da topografia próximo à cavidade (figura 5.2b). Na região de referência (figura 5.4b), houve a extinção parcial da topografia, ocorrendo quase que sua descaracterização, ou seja, o desgaste, para uma mesma quantidade de peças, se propagou por uma distância maior do que na condição anterior. A abrasão também foi predominante, porém a adesão pontual foi mais presente do que na **condição 1**. Esta hipótese foi confirmada na avaliação da altura, onde a adesão de material criou uma camada 38% maior. O acréscimo de 154% no R_y e de 96% no S_z poderia ter sido uma consequência do desgaste acentuado no volume de armazenagem de lubrificantes ($S_e > 53\%$) e do desgaste abrasivo no fundo das microcavidades ($S_v > 102\%$), porém, este desgaste não foi uniforme, pois a superfície sofreu alteração na sua estrutura, indicando agora uma predominância de vales (S_{sk}) apresentados de forma desordenada (S_{ku}). Assim, deduz-se que estas alterações foram motivadas pelo surgimento de grandes sulcos abrasivos gerados durante a propagação do material no forjamento. Neste caso, esta topografia foi completamente descaracterizada após o forjamento. Estas alterações indicam também que outros parâmetros avaliados inicialmente talvez não possuam relação (ou base de comparação) com as dimensões atuais. É o caso do parâmetro S_{ds} (quantidade de picos), o S_{sc} (curvatura média dos picos) e o S_m (área de contato inicial), que apesar de apresentarem percentuais de variação não tão altos, podem ser reflexo da superfície desgastada.

Deste modo, a alteração verificada nesta superfície indica que não há mais potencial de lubrificação eficiente para alimentar o processo, devido à existência de cavidades dispostas de maneira desordenada pelo patamar de rebarbas. O desgaste verificado nos picos poderia indicar uma redução na pressão de contato, mas estes também estão dispostos de forma desordenada, deste modo não beneficiando a topografia. A adesão maior verificada também prejudica o fluxo de material durante o forjamento.

A **condição 3** apresentou, próximo à cavidade, a extinção total da topografia, como na **condição 2**. Para esta condição, identificou-se a abrasão como mecanismo predominante. A adesão também foi presente, porém o material se aderiu à superfície por regiões, ao invés de pontos (figura 5.2c). Sua presença foi mais evidente nesta condição do que nas duas primeiras, o que se confirmou na avaliação das alturas (55% maior do que a **condição 1**). Os acréscimos de 120% no R_y , de 71% no S_z e de 88% no S_v , indicam desgaste abrasivo principalmente no fundo

dos sulcos. A quantidade de picos aumentou em 30% (S_{ds}), que pode ter sido resultante da abrasão excessiva nesta região (figura 5.4c), uma vez que esta topografia proporciona maior pressão de contato. Esta hipótese pode ser confirmada pela alteração do parâmetro S_{sc} (acréscimo de 61% na curvatura média dos picos), com a área de contato inicial (S_m) sofrendo acréscimo de 10%. O volume disponível para armazenagem de lubrificantes (S_c) também sofreu pouca alteração (acréscimo de 12%). A estrutura da topografia sofreu grande alteração, pois esta passou da predominância de picos para a predominância de vales ($S_{sk} = -0,145$), porém ainda dispostos de modo ordenado ($S_{ku} = 3,109$).

Portanto, esta topografia sofreu desgaste abrasivo acentuado nos picos e no fundo dos sulcos, embora estes se mantiveram dispostos de modo ordenado, indicando que ainda havia detalhes da topografia inicial. Além disso, esta condição apresentou maior disposição à adesão. Isto porque a pressão maior de contato gerada pelas características da topografia (baixo S_{ds} e baixo S_{sc}) favorece a adesão de material do forjado (devido sua dureza menor do que a da matriz) sobre a matriz, que se rompe durante o deslizamento do material na cavidade. Referente ao potencial de lubrificação, analisando-se os parâmetros funcionais, verificou-se pouca alteração em relação às condições iniciais.

Semelhante às **condições 2 e 3**, a topografia próxima à cavidade na **condição 4** foi totalmente extinta (figura 5.2d), ocasionada principalmente por abrasão. A adesão também ocorreu, porém de modo semelhante à **condição 3**, ou seja, o material do tarugo ficou aderido por regiões (figura 5.4d). Na avaliação das alturas de adesão, apresentou um percentual 80% maior do que na **condição 1**.

Esta superfície apresentou um acréscimo de 76% no R_y , 65% no S_z e 31% no S_v , indicando assim que o acréscimo na altura ocorreu principalmente por desgaste no fundo dos sulcos. Porém, analisando-se a figura 5.4d, visualiza-se vários canais gerados por abrasão, que podem ter contribuído para este acréscimo no R_y e no S_z .

Não ocorreu um aumento relevante na quantidade de picos, ou seja, o aumento de 17% do S_{ds} e de 7% na área de contato (S_m) pode ter sido motivado por abrasão. Porém, a curvatura média dos picos apresentou a maior alteração de todas ($S_{sc} > 71\%$), ou seja, o deslocamento do material para superfícies com esta configuração (sulcos no sentido de deslocamento do material) proporciona o maior desgaste.

O volume para armazenagem de lubrificantes (S_c) sofreu também pouca alteração, porém a estrutura da superfície passou da predominância de picos para predominância de vales ($S_{sk} = -0,268$), dispostos de modo ordenado ($S_{ku} = 3,492$), embora esta ordenação dos vales foi melhor na *condição 3*.

Como procedimento característico de desgaste para esta topografia, destaca-se a abrasão excessiva nos picos e no fundo dos sulcos, e a grande disposição à adesão. A adesão foi a maior de todas, principalmente pela disposição paralela dos sulcos na direção do avanço. Nesta configuração, além da pressão maior de contato, os picos estarão em contato constante com o material forjado, ou seja, não há espaço para a ação do lubrificante neste picos. Porém, a topografia apresentou pouca alteração no potencial de lubrificação.

Analisando-se estas informações, conclui-se que para topografias simétricas, onde as microcavidades foram usinadas com o f_z igual ou próximo ao a_e , (em valores altos), é menor a adesão de material por sobre a superfície, possivelmente pela possibilidade desta configuração armazenar uma maior quantidade de lubrificante (S_c e S_v , maiores dentre todas as condições).

Além disso, a resistência ao desgaste abrasivo também foi melhor, pois se associou à maior possibilidade de armazenar e reter lubrificantes a menor pressão de contato e a geometria mais resistente característica deste tipo de superfície, pois se observa maior curvatura dos picos (S_{sc}), boa quantidade de picos (S_{ds}) e maior área disponível para contato inicial (S_m).

Porém, para esta mesma configuração, mas com baixos valores de f_z e a_e , observa-se acentuado desgaste abrasivo causado principalmente pela lubrificação ineficaz. Adicionalmente, a pressão de contato é bem maior, apesar de esta ser levemente minimizada pela maior quantidade de picos (S_{ds}) por sobre a superfície. Porém, como apresenta menor área de contato disponível, associado a uma pequena curvatura média dos picos (baixos valores de S_{sc} e S_m), é esperada a geração de grandes pressões de contato.

Para superfícies com sulcos direcionados no sentido do avanço da ferramenta (a_e maior do que f_z), o comportamento do desgaste se desenvolve de maneira diferente. Para estas superfícies, ele ocorre inicialmente de forma acentuada nos picos, ocasionando aumento na sua curvatura (S_{sc}), aumento na área de contato (S_m), aumento na quantidade de pontos de contato (S_{ds}) devido à abrasão, remoção de material acentuada no fundo dos sulcos (aumento no S_v) e maior incidência de adesão do que na topografia formada por microcavidades. Esta adesão pode se justificar pela maior pressão de contato característica desta topografia associada ao deslocamento

lento do material durante o fechamento das matrizes, ocasionando a adesão por faixas. O desempenho do mecanismo de lubrificação é inferior em relação à topografia de microcavidades, se comparado à superfície usinada com altos valores de f_z e a_e .

Observou-se também que nas superfícies com os sulcos dispostos longitudinalmente ao fluxo do material em forjamento, além do desgaste nos picos e no fundo dos sulcos, a adesão é maior do que na topografia com os sulcos dispostos perpendicularmente ao fluxo de material em forjamento. Este fato pode ter ocorrido devido ao deslocamento constante do forjado por sobre os picos da topografia, onde não há ação de lubrificante durante todo o comprimento de deslizamento do material, favorecendo o aumento da temperatura e da pressão de contato, criando assim um ambiente ideal para a adesão.

Desta forma, conclui-se que para o forjamento a quente a superfície que apresentou o melhor desempenho tribológico foi a configuração de microcavidades, com valores maiores (próximo ao limite de f_z da ferramenta), ou seja, a **condição 1**. Portanto, esta é a primeira escolha para os ensaios de vida da matriz (2ª. fase dos ensaios).

O pior desempenho tribológico pertence à **condição 2**, por esta apresentar as maiores alterações percentuais nos parâmetros de rugosidade, pelo menor valor de S_{sk} , pelo maior valor de S_{ku} (demonstrando assim uma geração excessiva de vales como efeito da abrasão, dispostos de forma desordenada), e pelos efeitos tribológicos identificados na avaliação visual das superfícies.

Esta é a segunda escolha para o ensaio de vida da matriz.

5.3 Segundo ciclo dos ensaios

Nesta fase dos experimentos, 125 peças foram forjadas pelas matrizes com as duas condições selecionadas na primeira fase. Este número foi escolhido, pois determinou o fim de vida da matriz usinada com os parâmetros da **condição 2**. O objetivo foi verificar se o desgaste continuaria a crescer seguindo o mesmo comportamento apresentado na primeira fase dos ensaios.

Na imagem ampliada da **condição 1** após forjar 125 peças, pode ser visto que próximo à cavidade (figura 5.38a) a topografia original foi extinta, possibilitando se distinguir os pontos de

abrasão e adesão. Na região de referência (figura 5.38b), após se forjar 125 peças, a topografia original ainda era visível.

Para a **condição 2** (figura 5.39a) é possível identificar que a topografia inicial também foi extinta, apresentando faixas de adesão e abrasão em uma região 1 mm após a cavidade.

No entanto, em uma região mais próxima à cavidade (em uma faixa de 1 mm), sinais de deformação plástica podem ser vistos. Na região de referência (figura 5.39b), a superfície não possui nenhum traço remanescente da topografia original.

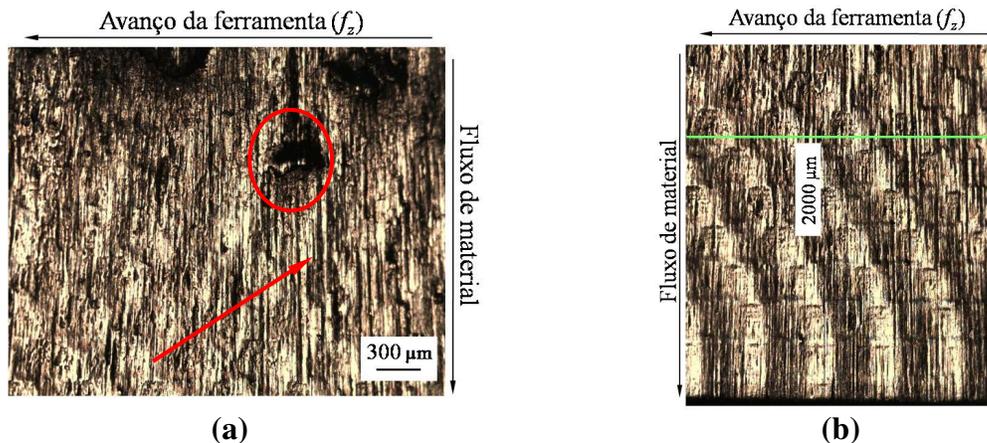


Figura 5.38 – Em (a) imagem obtida com a **condição 1** após forjar 125 peças. As setas indicam riscos de abrasão e os círculos pontos de adesão. Em (b), região de referência após forjar 125 peças.

A microdureza transversal à superfície também foi medida. Ambas as condições apresentaram o mesmo comportamento, ou seja, redução de dureza em camadas próximas à superfície. No entanto, para a **condição 1** esta perda de dureza (figura 5.40) foi, em média, 35%, ou seja, bem mais do que os 16% obtidos ao forjar as 50 peças. Porém, esta perda foi menor do que na **condição 2**, onde se verificou (figura 5.41) uma redução de 51% na dureza ao se forjar 125 peças.

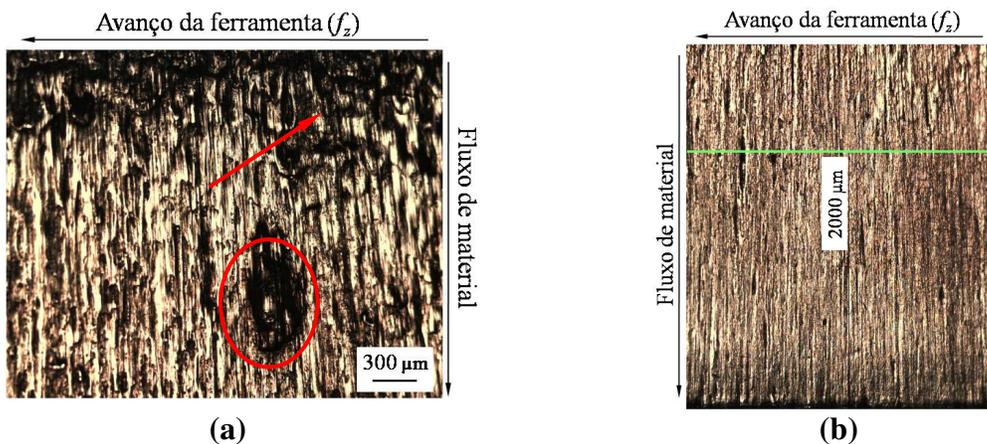


Figura 5.39 – Em (a) imagem da superfície obtida com a *condição 2* após forjar 125 peças. As setas indicam sinais de deformação plástica e os círculos sinais de adesão. Em (b), região de referência após forjar 125 peças.

Esta maior perda de dureza obtida na *condição 2* pode ter sido causada pela maior temperatura desta matriz, submetida a desgaste mais agressivo. Esta redução explica a deformação plástica ocorrida na matriz usinada com a *condição 2*, conforme visualizado nas figuras 5.39a e 5.39b. Esta deformação causa alterações no produto forjado e pode determinar o retrabalho ou fim de vida das matrizes, quando em operação em uma produção seriada.

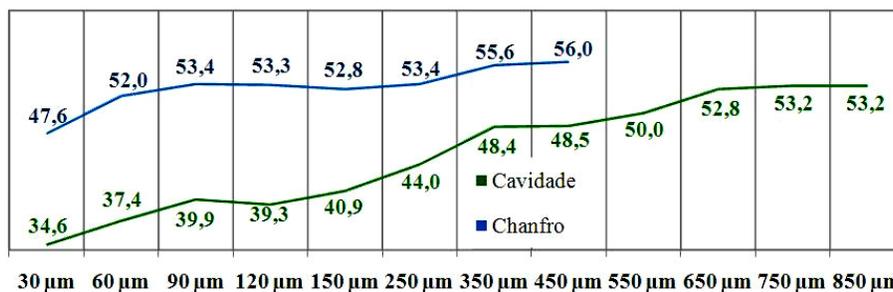


Figura 5.40 – Valores de microdureza transversal, para a *condição 1*, após forjar 125 peças. Nas abscissas, a profundidade de indentação.

Para esta segunda fase dos ensaios, o peso das matrizes também foi avaliado. Porém, semelhante à primeira fase, não foi encontrado variação significativa que justificasse citação neste tópico.

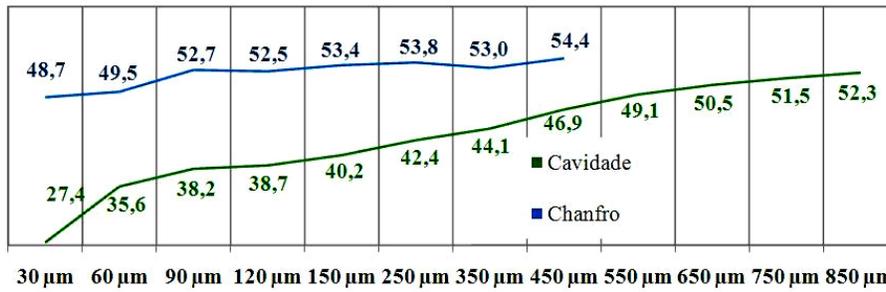


Figura 5.41 – Valores de microdureza transversal, para a *condição 2*, após forjar 125 peças. Nas abscissas, a profundidade de indentação.

O acréscimo de material no patamar de rebarbas, motivado pela adesão, mostrou comportamento diferente nesta fase dos ensaios. Assim, os valores de adesão foram bem próximos, conforme verificado na figura 5.42. Porém, como na primeira fase dos ensaios, a adesão também se apresentou pontual. Ainda assim, esta adesão foi menor do que na topografia formada por sulcos (f_z menor do que a_e).

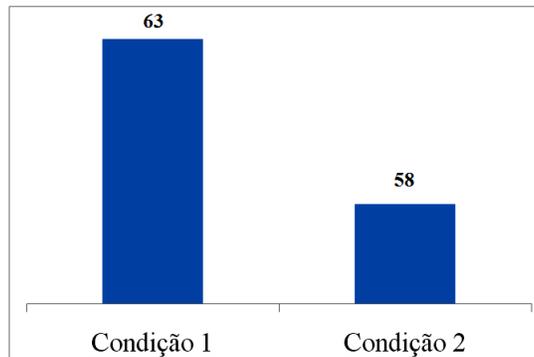


Figura 5.42 – Acréscimo de material no patamar de rebarbas, após forjar 125 peças. Valores em microns (μm).

Para esta segunda fase dos ensaios, foi descartada a avaliação da rugosidade bidimensional, pois a avaliação por perfilometria se mostrou suficientemente conclusiva e bem mais adequada para se avaliar os parâmetros funcionais das superfícies. Portanto, a perfilometria foi realizada após o forjamento de 125 peças, e os valores estão apresentados na tabela 5.10.

A perfilometria realizada para a *condição 1*, após se forjar 125 peças, seguiu o mesmo padrão que o ensaio de 50 peças. O valor de S_z sofreu acréscimo de 10%, causado provavelmente pelo aumento no volume disponível para retenção de lubrificante (S_v), associado à geração de sulcos abrasivos (figura 5.38b). Os valores de S_{sk} e S_{ku} indicam mudança da estrutura da superfície, agora formada levemente por vales dispostos de maneira ordenada. Esses parâmetros, associados a pouca alteração na quantidade de picos (S_{ds}), na curvatura dos raios (S_{sc}), na área de

contato inicial (S_m) e no volume de retenção de fluídos (S_{sc}) indicam desgaste natural da superfície por abrasão, de maneira aproximadamente uniforme.

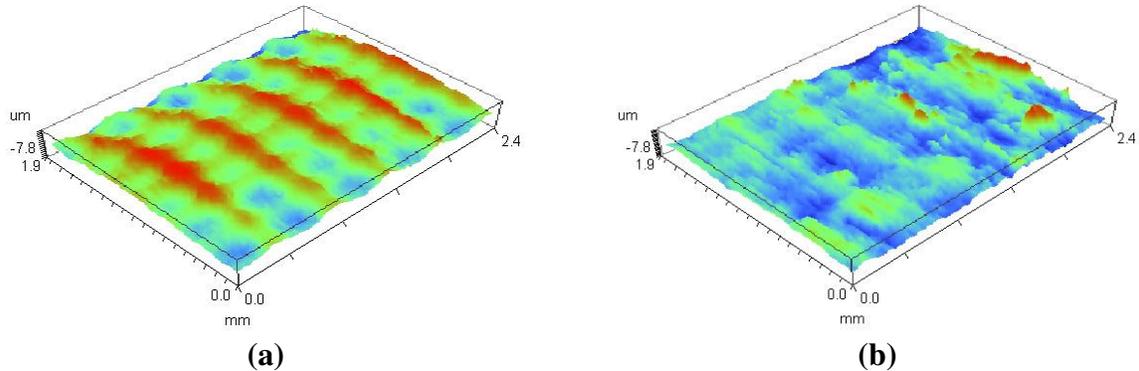


Figura 5.43 – Em (a), superfície da *condição 1*, próxima ao chanfro, após forjar 125 peças. Em (b) superfície próxima à cavidade, após forjar 125 peças. É visível nesta imagem que a topografia foi quase totalmente extinta.

Tabela 5.10 – Parâmetros de rugosidade (valores médios) para todas as condições:

| | S_z | S_{sk} | S_{ku} | S_{ds} | S_{sc} | S_m | S_c | S_v |
|-------------------|-------------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| Condição 1 | 11,548±1,50 | 0,118±0,07 | 2,449±0,13 | 130,0±14,2 | 26,19±2,23 | 0,073±0,01 | 2,293±0,23 | 0,153±0,02 |
| | S_{z125} | S_{sk125} | S_{ku125} | S_{ds125} | S_{sc125} | S_{m125} | S_{c125} | S_{v125} |
| | 12,730±1,30 | -0,043±0,11 | 2,620±0,16 | 133,1±3,07 | 26,66±2,51 | 0,071±0,02 | 2,440±0,24 | 0,184±0,02 |
| | $S_{z125} - S_z$ | $S_{sk125} - S_{sk}$ | $S_{ku125} - S_{ku}$ | $S_{ds125} - S_{ds}$ | $S_{sc125} - S_{sc}$ | $S_{m125} - S_m$ | $S_{c125} - S_c$ | $S_{v125} - S_v$ |
| | 1,182 (+10,2%) | -0,161 (-136,5%) | 0,171 (+7,0%) | 3,029 (+2,3%) | 0,467 (+1,8%) | -0,002 (-3%) | 0,147 (+6,4%) | 0,031 (+20,0%) |
| Condição 2 | S_z | S_{sk} | S_{ku} | S_{ds} | S_{sc} | S_m | S_c | S_v |
| | 5,236±0,73 | -0,013±0,25 | 2,983±0,31 | 145,7±16,7 | 15,84±1,43 | 0,029±0,01 | 0,772±0,15 | 0,067±0,01 |
| | S_{z125} | S_{sk125} | S_{ku125} | S_{ds125} | S_{sc125} | S_{m125} | S_{c125} | S_{v125} |
| | 8,900±4,75 | -0,280±0,60 | 3,135±0,85 | 149,2±13,6 | 21,99±5,80 | 0,035±0,01 | 1,148±0,25 | 0,120±0,07 |
| | $S_{z125} - S_z$ | $S_{sk125} - S_{sk}$ | $S_{ku125} - S_{ku}$ | $S_{ds125} - S_{ds}$ | $S_{sc125} - S_{sc}$ | $S_{m125} - S_m$ | $S_{c125} - S_c$ | $S_{v125} - S_v$ |
| | 3,664 (+70,0%) | -0,267 (-2050%) | 0,152 (+5,1%) | 3,44 (+2,4%) | 6,150 (+38,9%) | 0,006 (+20,0%) | 0,376 (+48,7%) | 0,053 (+79,0%) |

Conforme verificado nas figuras 5.38b e 5.43a, a superfície após os ensaios ainda manteve parcialmente sua topografia inicial, ou seja, provavelmente estava longe do seu fim de vida, mantendo suas propriedades de lubrificação e resistência ao desgaste.

A perfilometria também foi realizada para a **condição 2**, e está exposta na figura 5.44. Seus valores estão definidos na tabela 5.10. Porém, deve-se ressaltar que apesar dos valores observados nesta tabela, e a certa proximidade com os valores observados no primeiro ensaio, a topografia foi totalmente extinta (figura 5.39b e 5.44a), o que torna questionável qualquer alteração que será comentada. Para esta quantidade forjada (125 peças), a topografia atingiu seu fim de vida.

De qualquer forma, os parâmetros indicam o aumento do S_z , causado principalmente pelo desgaste abrasivo, facilmente identificado nas imagens. O S_{sk} e o S_{ku} indicam alteração na estrutura da superfície, devido ao desgaste abrasivo. Não houve geração de mais picos de contato (S_{ds}), porém a curvatura média (S_{sc}) destes aumentou significativamente. A área de contato inicial (S_m) sofreu acréscimo, bem como o volume disponível para armazenagem (S_c) e retenção (S_v) de lubrificantes.

Neste caso, embora esta superfície teoricamente apresentasse um potencial de lubrificação melhor do que no início, com os sulcos gerados na abrasão dispostos de forma ordenada, e os picos resultantes possuíssem uma curvatura maior, o que favoreceria a redução da pressão de contato, não serviria mais aos propósitos deste trabalho, sendo, portanto, descartada.

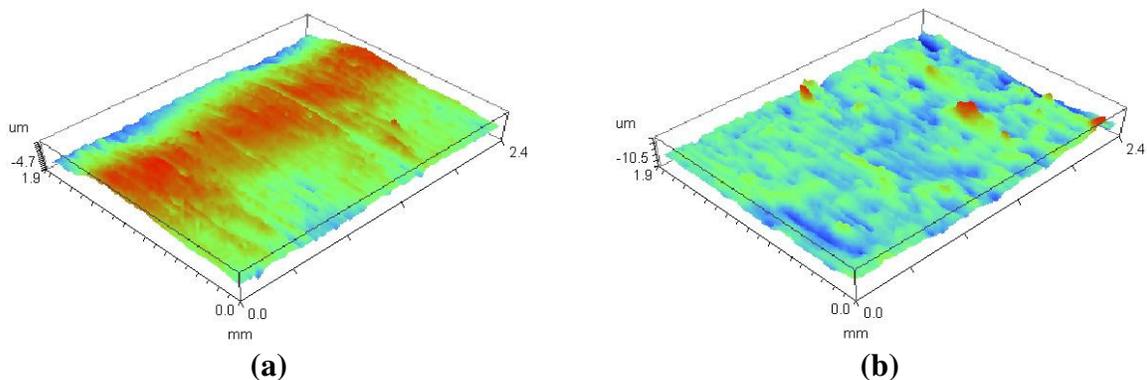


Figura 5.44 – Em (a), superfície da *condição 2*, próxima ao chanfro, após forjar 125 peças. Em (b) superfície próxima à cavidade, após forjar 125 peças. É visível nesta imagem que a topografia foi quase totalmente extinta.

Devemos ressaltar também que além da abrasão ter contribuído para o desgaste da matriz com a topografia da **condição 1** e ter determinado o fim de vida da matriz da **condição 2**, a

redução da dureza teve grande relevância nesta etapa. Principalmente para a *condição 2*, onde essa redução foi maior, verificou-se a deformação plástica como fenômeno de desgaste atuante durante o processo (figura 5.39a).

Nesta situação, a deformação plástica da matriz pode determinar seu fim de vida, mesmo que a topografia ainda possibilite a continuidade dos trabalhos.

Conforme se verificou no desenvolvimento dos ensaios de 125 peças, a dureza reduziu substancialmente para as duas condições. Porém, a *condição 2* obteve a maior redução, e este é o motivo pelo qual se verificou deformação plástica (associada à abrasão) e adesão na topografia do patamar de rebarbas. A *condição 1*, como sua redução na dureza foi menor, apresentou apenas a abrasão e leve adesão como fenômenos de desgaste.

Porém essa redução de dureza foi prejudicial para ambas as matrizes. Conforme verificado nas figuras 5.45a e 5.45b, ambas as matrizes começaram a apresentar deformação plástica no raio de junção da cavidade com o patamar de rebarbas. Essa deformação, por estar em região associada à cavidade da matriz, região esta formadora do produto, ao atingir valores demasiado altos, determina também o fim de vida da matriz, independente da topografia associada ao patamar de rebarbas.

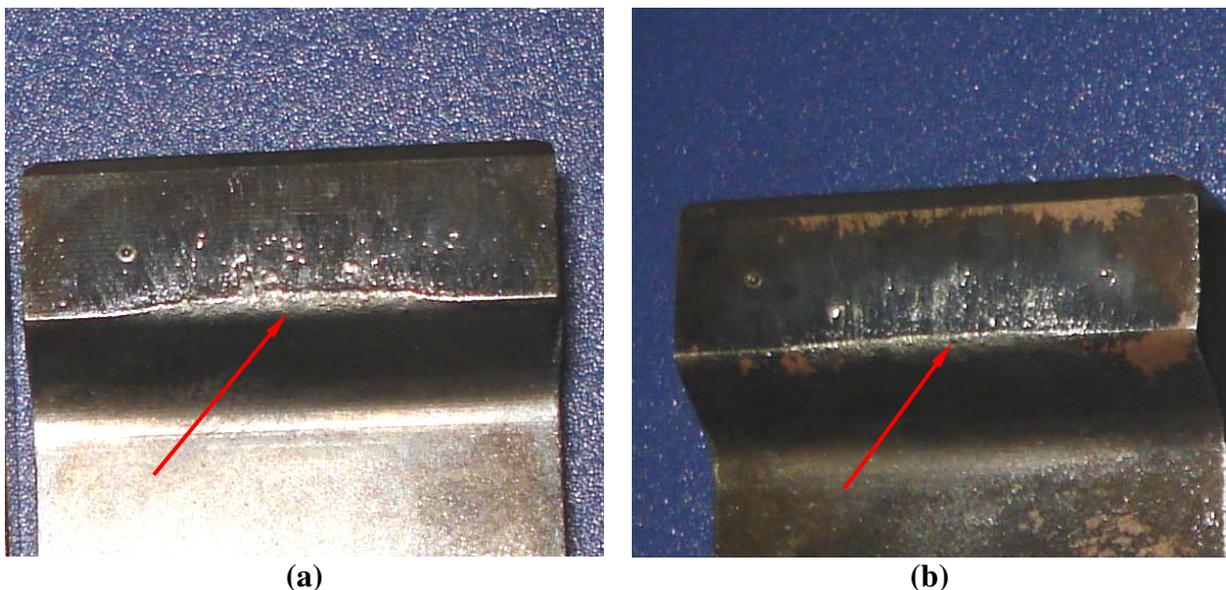


Figura 5.45 – Região do patamar de rebarbas e do raio de junção com a cavidade, indicado com seta, para as matrizes da *condição 1* (a), e da *condição 2* (b).

5.4 Conclusões do segundo ciclo dos ensaios

Esta etapa do ensaio teve a finalidade de analisar o comportamento das duas topografias selecionadas, baseadas no seu padrão de desgaste, em um ensaio de fim de vida.

Ficou claro que neste ensaio, a **condição 1** apresentou, como era esperado, o melhor desempenho. O mecanismo de desgaste predominante verificado neste ensaio foi à abrasão, seguido de adesão pontual.

A topografia referente à **condição 1** mostrou ser a que proporciona maior vida útil, devido seu perfil ser mais resistente, além de proporcionar menor pressão de contato e possuir melhor potencial de lubrificação. Apesar da quantidade forjada, ainda era possível identificar aspectos da topografia inicial nessas matrizes. De fato, seu aspecto após os ensaios sugeriu que poderia se realizar vários ciclos adicionais sem comprometer a topografia.

Esperava-se para a **condição 2** o pior desempenho, e este foi confirmado nos ensaios. A superfície mostrou ter sido desgastada por abrasão, por adesão de material e por deformação plástica, uma vez que esta condição percebeu maior redução na sua dureza.

Apesar dos parâmetros de perfilometria serem analisados após os ensaios, as imagens comprovaram o fim de vida da superfície, ou seja, não há base para comparação com a topografia inicial. Desta forma, a topografia resultante é fruto da ação dos fenômenos de desgaste, e seu comportamento à seqüência do processo, bem como do potencial e da eficiência de lubrificação, é incerto.

Verificou-se também que à medida que o processo se desenvolve, a dureza superficial da matriz reduz. Deste modo, independente da topografia, essa redução pode determinar o fim de vida da matriz quando esta ocorrer em uma área determinante para a formação do produto, mesmo que a topografia no patamar de rebarbas esteja relativamente íntegra, como ficou comprovada pela **condição 1**.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Baseado nos resultados obtidos neste trabalho pode-se concluir para condições similares às aqui utilizadas que:

- A superfície obtida com valores f_z e a_e com valores próximos e grandes foi a que observou o melhor desempenho tribológico após o forjamento de 50 peças e de 125 peças, devido à sua topografia apresentar as características de perfil mais resistente, menor pressão de contato e melhor potencial de lubrificação;

- A superfície obtida com valores f_z e a_e com valores próximos e pequenos foi a que observou o pior desempenho tribológico após o forjamento de 50 peças e de 125 peças, devido à sua topografia apresentar as características de perfil menos resistente, maior pressão de contato e potencial de lubrificação deficiente;

- As superfícies obtidas com valores de f_z e a_e bem diferentes um do outro apresentaram desempenho tribológico intermediário após o forjamento de 50 peças. Apresentaram potencial mediano de lubrificação, com resultados melhores do que na condição com f_z e a_e com valores próximos e pequenos. Porém apresentaram desgaste excessivo nos picos e possibilitaram maior adesão de material do que as outras topografias;

- Os principais fenômenos de desgaste para a condição com valores f_z e a_e com valores próximos e grandes foi a *abrasão*, seguida por *adesão pontual*, nos ensaios de 50 peças. Para o ensaio de 125 peças, os mecanismos foram os mesmos, com início de *deformação plástica* no raio de junção da cavidade com o patamar de rebarbas;

- A superfície obtida com valores f_z e a_e com valores próximos e pequenos apresentou, no ensaio de 50 peças, *abrasão* seguida de *adesão pontual*. Para o ensaio de 125 peças, os mecanismos foram semelhantes, porém com *deformação plástica* na topografia e no raio de junção da cavidade com o patamar de rebarbas;

- As superfícies obtidas com valores de f_z e a_e bem diferentes um do outro apresentaram, após o forjamento de 50 peças *abrasão* excessiva nos picos e maior propensão à *adesão* do que nas topografias anteriores;

- Apesar de o rendimento (produtividade) não estar sob avaliação neste trabalho, deve-se destacar que além da condição com valores f_z e a_e com valores próximos e grandes proporcionarem melhor desempenho tribológico, também é a mais rápida de se processar.

6.1 Sugestões para trabalhos futuros

- Avaliar a possibilidade da topografia de melhor desempenho compor a cavidade da matriz, bem como avaliar seu desempenho na cavidade;
- Avaliar a melhor topografia superficial em operações de conformação a quente, entre matrizes revestidas e não revestidas;
- Avaliar a melhor topografia superficial em operações de conformação a quente, entre matrizes revestidas por vários tipos de revestimento;
- Desenvolver e analisar a topografia superficial ideal para operações de conformação de chapas a frio (repuxo);
- Avaliar a topografia superficial ideal para operações de conformação de chapas a frio (repuxo), entre matrizes revestidas e não revestidas;
- Avaliar a topografia superficial ideal para operações de conformação de chapas a frio (repuxo), entre matrizes revestidas por vários tipos de revestimento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALTAN, T. *Hammers and Presses for Forging*. In: Metals Handbook, 9 ed., v.14 - Forming and Forging, ASM International, 1988. p.25-71.

ANDREIS, G.; FUCHS, K.; SCHRUFF, I.; *The wear behavior of hot-work tool steels used in forging processes*, in: Proceedings of the Fifth International Conference on Tooling, Loeben, 1999, pp. 593–600.

AXINTE, D. A.; DEWES, R. C. *Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling - experimental data and empirical models*. Journal of Materials Processing Technology, v. 127, p.325-335, 2002.

BARRAU, O.; BOHER, C; GRAS, R; REZAI-ARIA, F. *Analysis of the friction and wear behavior of hot work tool steel for forging*. Wear, v.255, p.1444-1454, 2003.

BAYRAMOGLU, M.; POLAT, H.; GEREN, N. *Cost and performance evaluation of different surface treated dies for hot forging process*. Journal of Materials Processing Technology, v.205, p. 394-403, 2008.

BECKER, M.; SANTOS, S. C.; SALES, W. F. *Tecnologias Avançadas de Manufatura: Integridade Superficial em Usinagem*. Jaboticabal: Novos Talentos, 2005. 169 p. (Coleção Fábrica do Milênio – Volume 1).

BEHRENS, B.A.; SCHAEFER, F. *Prediction of wear in hot forging tools by means of finite-element-analysis*. Journal of Materials Processing Technology. v.167, p.309–315, 2005.

BERTI, G. A.; MONTI, M. *Thermo-mechanical fatigue life assessment of hot forging die steel*. Fatigue Fracture Engineering Material Structure, v. 28, p.1025-1034, 2005.

BLAIN, P., *Laminação e Forjamento dos Aços*, São Paulo. Associação Brasileira de Metais, 1964, 490 p.

BOBKE, T. *Randschichtphaenomene bei Verschleiss-vorgaengen na Gesenkschmiedewerkzeugen*, Dr.-Ing. -thesis, Hannover, 1991.

BOWDEN, F.; TABOR, D. *The friction and lubrication of solids*, Clarendon Press, 1950.

CHEVRIER, P.; TIDU, A.; BOLLE, B.; CEZARD, P.; TINNES, J. P. *Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low alloyed steel*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v.43, p. 1135–1142, 2003.

CHIAVERINI, V. *Aços e Ferros Fundidos*. 7.ed. São Paulo: Editora ABM, 2005.

COHEN, D. *Glossary of Surface Texture Parameters*. Michigan Metrology, LLC, 2009.

COLDWELL, H.; WOODS, R.; PAUL, M; KOSHY, P.; DEWES, R.; ASPINWALL, D. *Rapid Machining of Hardened AISI H13 and D2 Moulds, Dies and Press Tools*. Journal of Materials Processing Technology. v.135, p. 301–311, 2002.

CZICHOS, H. *Tribology: a systems approach to the science and technology of friction, lubrication and wear*. Amsterdam: Elsevier Publish Company, 1978. 400 p.

DELAGNES, D.; REZAI-ARIA, F.; LEVAILLANT, C.; GRELLIER, A. *Influence of temperature and initial hardness on fatigue behavior and life of a 5% Cr hot work tool steel*, in: Proceedings of the Fifth International Conference on Tooling, Loeben, 1999, p. 195–204.

DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. *A review of ultra high speed milling of hardened steels*. Journal of Materials Processing Technology, v. 69, n. 1/3, p. 1-17, 1997.

DICKIN, P. *Five-Axis Machining Software Offers Speed and Flexibility*. Moldmaking Technology. Ago 2002. Disponível em: <http://www.moldmakingtechnology.com/articles/080201.html>. Acesso em: 17/10/2008.

DIETER, G. E. *Forging*. In: _____. Mechanical Metallurgy SI Metric Edition. London: Mc Graw-Hill Company. 1988, cap.16, p. 564-585.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. *Fresamento*. In: _____. Tecnologia da usinagem dos materiais. São Paulo: Artliber. 2006, cap. 12, p. 203-233.

DOEGE, E.; NÄGELE, H.; SCHLIEPHAKE, U. *Aspect of wear prediction in precision forging*, Proc. Inst. Mech. Eng. B: J. Eng. Manuf. 208 (1994) 111–119.

EBARA, R.; KUBOTA, K. *Failure analysis of hot forging dies for automotive components*. Engineering Failure Analysis, v.15, p.881–893, 2007.

FALLBÖHMER, P.; ALTAN, T.; TÖNSHOFF, H. K.; NAKAGAWA, T. *Survey of the die and mold manufacturing industry - Practices in Germany, Japan, and the United States*. Journal of Materials Processing Technology, v.59, p. 158-168, 1996.

FIELD, M.; KAHLES, J.F. *Review of surface integrity of machined components*. Annals of CIRP, v. 20, n.2, p.153-163, 1971.

HANSEN, P. H.; BAY, N. *A flexible computer based system for prediction of abrasive wear distribution in forming tools*. Advanced Technology Plastic, v.1, p. 19-26, 1990.

HIOKI, Daniel. *Influência dos parâmetros de corte do Fresamento HSM sobre o desempenho tribológico do aço AISI H13 endurecido*. 2006. 232 p. Tese (Doutorado) – Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

HOGMARK, S.; JACOBSON, S.; VINGSBO, O. *Surface Damage*. In: Metals Handbook, 4 ed., v. 18 - Friction, Lubrication, and Wear Technology, ASM International, 1992. p. 321-336.

HONDROS, E. D. *Tribology*. London: Mills and Boon Limited, 1971. 72 p.

JAJE, J. *Challenges to Five-Axis Machining for Mold Making*. Moldmaking Technology. Abr 2007. Disponível em: <http://www.moldmakingtechnology.com/articles/video.html>. Acesso em: 15/10/2008.

JEAN, S.; MIQUEL, B.; LEROUX, S.; LAMESLE, P.; REZAI-ARIA, F. *Heat-checking of hot work tool steels*, in: Proceedings of SF2M Temperature–Fatigue Interaction, May 2001.

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, v.113, p.544-550, 2001.

JUNG, T.; YANG, M.; LEE, K. *A new approach to analyzing machined surfaces by ball end milling, part I: Formulation of characteristic lines of cut remainder*. International Journal of Advanced Manufacture Technology, v.25, p. 833-840, 2005.

KANG, J. H.; PARK, I. W.; et al. *A study on a die wear model considering thermal softening: (I) application of the suggested wear model*, J. Mater. Process. Technol. 94 (1999) 183–188.

KANG, M. C.; KIM, K. K.; LEE, D. W.; KIM, J. S.; KIM, N. K. *Characteristics of Inclined Planes According to the Variations of Cutting Direction in High-Speed Ball-End Milling*. International Journal of Advanced Manufacture Technology, v. 17, p. 323-329, 2001.

KANNAPPAN, A., *Wear in Forging Dies - A Review of World Experience*, Met. Form. Vol. 37, Jan 1970, p 6

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 Processes*. Journal of Materials Processing Technology, v.166, p. 372–380, 2004.

KIM, T. H.; KIM, B. M.; CHOI, J. C. *Prediction of die abrasive wear in the wire drawing process*. Journal of Materials Processing Technology, v.65, p. 11-17, 1997.

KIRCHER, D.; MICHAUD, H.; BOGARD, V. *Analyse des dégradations d'outillages de forge à chaud à l'aide de la simulation umérique*, Mater. Technol. 1–2 (1999) 31–38 (in French).

KRAJNIK, P.; KOPAČ, J. *Modern Machining of Die and Mold Tools*. Journal of Materials Processing Technology v.157–158, p. 543–552, 2004.

LIMA, F. E.; CORRÊA, M. *Correlação entre os parâmetros de rugosidade: uma abordagem matemática*. Rev. Tecnol. Fortaleza, v. 29, n. 1, p. 110-116, jun. 2008.

MITUTOYO. *Rugosidade Superficial: Análise dos parâmetros Ra*. Mitutoyo News, n° 40. 2005.

MOREIRA, M. F., *Processos de Conformação Mecânica*, 2004.

MRÓZ, Z.; STUPKIEWICZ, S. *Constitutive model of adhesive and ploughing friction in metal-forming processes*. International Journal of Mechanical Science, v. 40, n. 2-3, p. 281-303, 1998.

OLIVEIRA, Adilson José de, *Análise do desgaste de ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos*. Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2007. 205 p. Tese (Doutorado).

QUINSAT, Y.; SABOURIN, L.; LARTIGUE, C. *Surface topography in ball end milling process: Description of a 3D surface roughness parameter*. Journal of Materials Processing Technology, v.195, p.135–143, 2006.

RAMOS, C.A.D.; MACHADO, A.R. *Usinagem de Moldes e Matrizes*. 2002.

RIGNEY, D. A.; *Fundamentals of friction and wear of materials*, Am.Soc. Metals (1981).

SAIKI, H.; MARUMO, Y.; MINAMI, A.; SONOI, T. *Effect of the surface structure on the resistance to plastic deformation of a hot forging tool*. Journal of Materials Processing Technology, v.113, p. 22-27, 2001.

SANDVIK. *Fabricação de Moldes e Matrizes com a Sandvik Coromant*. Catálogo. 2002.

SANTOS, A. V.; BEZERRA, A. A.; MACHADO, A. R.; HELLENO, A. L.; NETTO, A. B.; LANDI, D. C.; OLIVEIRA, F. G.; MARCONDES, F. C.; CAVICHIOLLI, F. A.; TANIO, F. H.; SCHULZ, H.; GOMES, J. O.; GAMARRA, J. R.; SCHUTZER, K.; SILVA, M. B.; ORNAGHI, M. A.; ICE, M. S.; COELHO, R. T.; VALLEJOS, R. V.; BAUCO, S. A. *Usinagem em Altíssimas Velocidades: Como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal mecânica*. 1. ed., São Paulo: Editora Érica, 2003. 214 p.

SANTOS, R. G. *Recuperação e recristalização*. In: _____. Transformações de fases em materiais metálicos. Campinas: Editora Unicamp. 2006. cap. 8, p. 313-343.

SCHEY, J. A. *Tribology in Metalworking: Friction, Lubrication and Wear*. Ontario: American Society for Metals, 1983. 736 p.

SCHEY, J. A.; LONN, A. H. Trans. ASME, Ser.F, J. Lub. Tech., 97, 1975, 289-295.

SCHMITZ et al. *Runout effects in milling: surface finish, surface location error, and stability*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 47, n. 5, p. 841-851, 2006.

SCHULZ, H. *High speed machining: some of the latest developments*. Metalworking World, v.36, p32-36, 1994.

SCHULZ, H. *High speed milling of dies and moulds – cutting conditions and technology*. Annals of the CIRP, v. 44, n. 1, p. 35-38, 1995.

SCHULZ, H. *The History of High-Speed Machining*. Revista de Ciência e Tecnologia, v.7, n.13, p. 9-18, 1999.

SHARMAN, A. MPhil thesis. School of manufacturing and mechanical engineering. University of Birmingham. UK, 1998.

SILVA, A. L. C.; MEI, P. R. *Processos de Conformação*. In:_____. Tecnologia dos aços. Campinas: Editora Hamburg, 1981. cap. 8, p.242-246.

SJÖSTRÖM, J.; BERGSTRÖM, J. *Thermal Fatigue in Hot-Working Tools*. Scandinavian Journal of Metallurgy, v.34, p.221-231, 2005.

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. *Surface Finishing*. In: _____. Metal Cutting Theory and Practice. New York: Marcel Dekker. 1997. cap. 10, p 651.-655.

SUMMERVILLE, E.; VENKATESAN, K.; SUBRAMANIAN, C. *Wear processes in hot forging press tools*. Materials & Design, v. 16, n5, p. 289-294, 1995.

THOMAS, A. *Closed Die Forging*. Metal Forming Edited by John D. Beadle. Macmillan Engineering Evaluations. Published by The Macmillan Press Limited Technical and Industrial Publishing Unit, 1971. Capítulo 4. P. 27-40.

TOENSMEIER, P. A. *Five-Axis Machining Is a Key Requirement for High-Precision Molds*. Moldmaking Technology. Dez 2006. Disponível em: <http://www.moldmakingtechnology.com/articles/120604.html>. Acesso em: 15/10/2008.

TOH, C. K. *Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel*. Precision Engineering, v. 28, p. 386-398, 2004.

TOH; C. K. *Cutter path orientations when high-speed finish milling inclined hardened steel*. International Journal of Advanced Manufacture Technology. V. 27, p. 473–480, 2005.

TOMLINSON, A. *Open Die Forging*. Metal Forming Edited by John D. Beadle. Macmillan Engineering Evaluations. Published by The Macmillan Press Limited Technical and Industrial Publishing Unit, 1971. Capítulo 3. P. 19-25.

TURK, R.; PERUŠ, I.; TERČELJ, M. *New starting points for the prediction of tool wear in hot forging*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 44, p. 1319–1331, 2004.

URBANSKI, P. KOSHY, U.; R.C. DEWES, D.K. ASPINWALL. *High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture*. Materials and Design, v. 21, p.395-402, 2000.

VAZQUEZ, V.; KNOERR, M.; ALTAN, T.; SHIVPURI, R. *Determination of fatigue properties of die steels for hot forging*. Trans. North Am. Manuf. Res. Inst. SME, NAMRC XXIV, p.155-160, 1996.

VILLARES METALS. *Aços para trabalho a quente*. 2006.

VOORT, G. F. V. *Microindentation Hardness Testing*. ASM Metals Handbook – Mechanical Testing and Evaluation, vol. 8. ASM International. P.469-494. 2000.

WALTER, S. *Beitrag zu den Werkstoffversagens-mechanismen beim Gesenkschmieden*, Dr.-Ing. -thesis, Hannover, 1999.

WALTER, S.; HAFERKAMP, H.; NIEMEYER, M.; BACH, F.; HENZE, A. *Material failure mechanisms of forging dies*, in: proceedings of the Fifth International Conference on Tooling, Loeben, 1999, pp. 215–224.