



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

**“INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE FABRICAÇÃO DE MATRIZES
SOBRE O DESEMPENHO DA OPERAÇÃO DE ESTAMPAGEM”**

BRUNO LOPES PINHEIRO

Belo Horizonte, 07 de junho de 2010

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

Bruno Lopes Pinheiro

**“INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE FABRICAÇÃO DE MATRIZES
SOBRE O DESEMPENHO DA OPERAÇÃO DE ESTAMPAGEM”**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2010



Universidade Federal de Minas Gerais

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Av. Antônio Carlos, 6627 – Pampulha – 31.270-901 – Belo Horizonte – MG

Tel.: +55 31 3499-5145 – Fax: +55 31 3443-3783

www.demec.ufmg.br – email: cpgmec@demec.ufmg.br

**“INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE FABRICAÇÃO DE MATRIZES
SOBRE O DESEMPENHO DA OPERAÇÃO DE ESTAMPAGEM”**

BRUNO LOPES PINHEIRO

Dissertação defendida e aprovada em 07 de junho de 2010, pela Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “**Mestre em Engenharia Mecânica**”, na área de concentração de **Processos de Fabricação**.

Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão – UFMG – Orientador

Prof. Dr. Paulo César de Matos Rodrigues – UFMG – Examinador

Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha – USP - Examinador

Às pessoas que sempre acreditaram
e me apoiaram.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente e principalmente, gostaria de agradecer à Deus pelo dom da vida e pelas infinitas bênçãos que venho recebendo ao longo dos anos.

Ao meu amado pai, Tarcísio Márcio Magalhães Pinheiro, que sempre vibrou e me apoio, mostrando que o estudo é fundamental para o crescimento profissional. Agradeço por nunca me ter deixado desistir quando deparei com as dificuldades e pelas cobranças sistemáticas: “como está o mestrado?”. À minha amada mãe, Raquel Miranda Lopes, pelo amor incondicional, sempre facilitando o meu cotidiano, possibilitando e apoiando os estudos. Ao meu querido irmão, Daniel Lopes Pinheiro, pela convivência e amizade.

À minha noiva e futura esposa, Tatiana de Carvalho Espíndola, amiga e companheira que vem me ensinando o significado do amor, respeito e cumplicidade. À Idemar Chaves de Carvalho, pela jóia mais preciosa e pelos momentos de descontração e carinho.

Aos meus familiares que apoiaram a minha formação acadêmica e proporcionam momentos de alegria e diversão.

Ao professor e orientador, Alexandre Mendes Abrão, pessoa que admiro pela responsabilidade, seriedade e competência. Foi fundamental e essencial para o desenvolvimento deste trabalho, orientando, cobrando, explicando e ensinando. Sem a sua orientação nada teria sido possível.

Ao professor Paulo César de Matos Rodrigues, meu co-orientador ‘extra-oficial’, que participou ativamente do desenvolvimento de todo o trabalho, dedicando vários dias aos ensaios de estampagem e à revisão da dissertação.

Ao professor Juan Carlos Campos Rúbio pela ajuda no desenvolvimento do programa de usinagem utilizado para a fabricação da matriz fresada, pela amizade e pelos momentos de descontração.

Ao professor Gilmar Ferreira Batalha pelo aceite do convite de participação da banca.

Ao professor Haroldo Béria Campos pelos ensinamentos.

Aos amigos e colegas do Laboratório de Usinagem e Automação, com especial destaque para Átila Tinoco Gonçalves Miguel.

À população brasileira que, através do suor e de muito trabalho, possibilitou o meu estudo (graduação e mestrado) na Universidade Federal de Minas Gerais, a minha querida UFMG, uma das melhores universidades do Brasil. Espero retribuir este investimento, exercendo a profissão de Engenharia Mecânica com ética e responsabilidade, buscando o desenvolvimento sustentável do país.

À FAPEMIG - Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais, pelo apoio financeiro ao projeto.

Ao grupo Gerdau, através de Ronnie Silva Andrade e Ricardo Reis de Paula, que permitiu a minha ausência esporádica para a realização de disciplinas e o desenvolvimento do trabalho em laboratório.

Ao Vander Silva da empresa VR Ferramentaria pelos ensinamentos práticos que foram essenciais para o estudo da teoria.

À Maria Cristina Moreira da empresa Kampmann do Brasil que sempre se prontificou a ajudar quando foi consultada.

Aos meus queridos amigos.

Os meus mais sinceros agradecimentos.

"Aprender é a única coisa de que a mente nunca se cansa, nunca tem medo e nunca se arrepende."

(Leonardo da Vinci)

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	V
SUMÁRIO	VIII
LISTA DE FIGURAS	XI
LISTA DE TABELAS	XVI
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	XVII
NOMENCLATURA.....	XVIII
RESUMO	XX
ABSTRACT	XXI
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
2.1 ESTAMPAGEM	3
2.1.1 <i>Mecanismo de deformação e nomenclatura</i>	<i>4</i>
2.1.2 <i>Desenvolvimento das equações gerais de equilíbrio</i>	<i>5</i>
2.1.2.1 Primeira fase do processo de estampagem.....	7
2.1.2.2 Segunda fase do processo de estampagem.....	9
2.1.3 <i>Coeficiente limite de estampagem.....</i>	<i>12</i>
2.1.4 <i>Cálculo do esboço (amostra da chapa)</i>	<i>14</i>
2.1.5 <i>Cálculo da força de estampagem.....</i>	<i>15</i>
2.1.6 <i>Propriedades dos materiais utilizados na estampagem.....</i>	<i>18</i>
2.1.6.1 Tamanho médio do grão	19
2.1.6.2 Anisotropia.....	21
2.1.6.3 Encruamento	23
2.2 PROJETO DE FERRAMENTAS PARA ESTAMPAGEM.....	25
2.2.1 <i>Força aplicada pelo prensa-chapa</i>	<i>25</i>
2.2.2 <i>Raio de canto da matriz</i>	<i>27</i>
2.2.3 <i>Raio de canto do punção.....</i>	<i>29</i>
2.2.4 <i>Folga Radial</i>	<i>30</i>
2.2.5 <i>Atrito</i>	<i>32</i>

2.2.6	<i>Velocidade de estampagem</i>	36
2.2.7	<i>Espessura da chapa</i>	36
2.2.8	<i>Modos de falha de ferramentas</i>	37
2.2.9	<i>Materiais para ferramentas</i>	38
2.3	PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE MATRIZES.....	38
2.3.1	<i>Fresamento</i>	42
2.3.1.1	Velocidade de corte (V_c).....	42
2.3.1.2	Avanço (f)	43
2.3.1.3	Profundidade de usinagem (a_p)	44
2.3.1.4	Penetração de trabalho (a_e).....	44
2.3.1.5	Direção de corte	44
2.3.1.6	Fluido de corte	45
2.3.1.7	Geometria da ferramenta.....	46
2.3.1.8	Erro de posicionamento	51
2.3.2	<i>Eletroerosão</i>	51
2.3.2.1	Corrente.....	52
2.3.2.2	Tempo de pulso.....	53
2.3.2.3	Fluido dielétrico	53
2.3.2.4	Material do eletrodo	54
3	METODOLOGIA	55
3.1	MATERIAIS E EQUIPAMENTOS	55
3.1.1	<i>Equipamentos</i>	56
3.1.2	<i>Materiais</i>	58
3.1.2.1	Materiais utilizados para a confecção das matrizes	58
3.1.2.2	Materiais utilizados para o ensaio de estampagem	59
3.2	MÉTODO	60
3.2.1	<i>Projeto da ferramenta para estampagem</i>	60
3.2.2	<i>Fabricação da ferramenta para estampagem</i>	63
3.2.2.1	Fabricação do punção, placas de apoio, prensa-chapa e matriz torneada/polida... 64	
3.2.2.2	Fabricação de matriz por fresamento	66
3.2.2.3	Fabricação da matriz através do processo de eletroerosão	70
3.2.3	<i>Medições dos desvios das matrizes</i>	71
3.2.4	<i>Realização dos ensaios de estampagem (Teste de Swift)</i>	73

4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	75
4.1	DESVIOS MICROGEOMÉTRICOS DAS MATRIZES	75
4.2	DESVIOS MACROGEOMÉTRICOS E DIMENSIONAIS DAS MATRIZES.....	78
4.3	FORÇA DE ESTAMPAGEM PARA AS MATRIZES	81
4.4	DETERMINAÇÃO DO LDR DO MATERIAL EM DIFERENTES MATRIZES	87
4.5	ASPECTO SUPERFICIAL DAS PEÇAS ESTAMPADAS	89
5	CONCLUSÕES	94
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	97
7	BIBLIOGRAFIA	98
	ANEXO 1	104

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 - ELEMENTOS DE FERRAMENTA PARA ESTAMPAGEM	4
FIGURA 2.2 - ZONAS DURANTE A ESTAMPAGEM: PRIMEIRA FASE (ESQ.) E SEGUNDA FASE (DIR.), ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005).....	5
FIGURA 2.3 - ELEMENTO DE VOLUME INFINITESIMAL DEFINIDO NUMA PEÇA DE REVOLUÇÃO, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005).....	6
FIGURA 2.4 - REPRESENTAÇÃO DAS FORÇAS NO ELEMENTO DE VOLUME, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005)	6
FIGURA 2.5 - ENRUGAMENTO NA ZOA DA ABA, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005).....	11
FIGURA 2.6 - EFEITO DO PRENSA-CHAPA NAS TENSÕES, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005)	12
FIGURA 2.7 – DIMENSÕES PADRONIZADAS PARA O ENSAIO DE SWIFT, ADAPTADO DE DIETER (1984) .	13
FIGURA 2.8 - INCÓGNITAS DO TEOREMA DE GULDIN, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005) .	15
FIGURA 2.9 - COMPORTAMENTO DA FORÇA DE ESTAMPAGEM, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005).....	15
FIGURA 2.10 - INFLUÊNCIA DO LIMITE DE ESCOAMENTO NO LDR, ADAPTADO DE LEU (1999). \bar{R} É A ANISOTROPIA NORMAL, n É O COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO E μ É O COEFICIENTE DE ATRITO.	20
FIGURA 2.11 - APARÊNCIA SUPERFICIAL DE CASCA DE LARANJA, ADAPTADO DE HOSFORD E CADDELL (2007).....	20
FIGURA 2.12 - INFLUÊNCIA DA ANISOTROPIA NORMAL NO LDR, ADAPTADO DE LEU (1999) , n É O COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO E μ É O COEFICIENTE DE ATRITO.....	22
FIGURA 2.13 – INFLUÊNCIA DA ANISOTROPIA NORMAL NO LDR, ADAPTADO DE VERMA E CHANDRA (2006) , μ É O COEFICIENTE DE ATRITO.....	22
FIGURA 2.14- SURGIMENTO DE ORELHAS NA ESTAMPAGEM, ADAPTADO DE HOSFORD E CADDELL (2007).....	23
FIGURA 2.15 - INFLUÊNCIA DO ENCRUAMENTO NO LDR, ADAPTADO DE LEU (1999), \bar{R} É A ANISOTROPIA NORMAL E μ É O COEFICIENTE DE ATRITO.....	24
FIGURA 2.16 - INFLUÊNCIA DO ENCRUAMENTO NO LDR, ADAPTADO DE VERMA E CHANDRA (2006), \bar{R} É A ANISOTROPIA NORMAL	24
FIGURA 2.17 - INFLUÊNCIA DO RAIO DE CANTO DA MATRIZ NA FORÇA DE ESTAMPAGEM,	27

FIGURA 2.18 - INFLUÊNCIA DO RAIO DE CANTO DA MATRIZ NO LDR, ADAPTADO DE LEU (1999), \bar{R} É A ANISOTROPIA NORMAL, n É O COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO E μ É O COEFICIENTE DE ATRITO	28
FIGURA 2.19 - INFLUÊNCIA DO RAIO DE CANTO DA MATRIZ NO LDR, ADAPTADO DE VERMA E CHANDRA (2006), t É A ESPESSURA DA CHAPA	28
FIGURA 2.20 - INFLUÊNCIA DO RAIO DE CANTO DO PUNÇÃO NA FORÇA DE ESTAMPAGEM,	29
FIGURA 2.21 - REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DAS IRREGULARIDADES DAS SUPERFÍCIES, ADAPTADO DE AVITZUR (1992).....	32
FIGURA 2.22 - REPRESENTAÇÃO QUALITATIVA DA FORÇA DE ATRITO, ADAPTADO DE BASSE (1992)..	33
FIGURA 2.23 - VARIAÇÃO DO COEFICIENTE DE ATRITO COM A LUBRIFICAÇÃO, ADAPTADO DE AVITZUR (1992).....	33
FIGURA 2.24 - INFLUÊNCIA DO COEFICIENTE DE ATRITO NO LDR, ADAPTADO DE LEU (1999), \bar{R} É A ANISOTROPIA NORMAL E n É O COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO	34
FIGURA 2.25 - INFLUÊNCIA DO COEFICIENTE DE ATRITO NO LDR, ADAPTADO DE VERMA E CHANDRA (2006), \bar{R} É A ANISOTROPIA NORMAL.....	35
FIGURA 2.26 - ANEL DE POLIURETANO PARA AUMENTO DO ATRITO, ADAPTADO DE HASSAN ET AL (2002).....	35
FIGURA 2.27 - INFLUÊNCIA DA ESPESSURA NO LDR, ADAPTADO DE VERMA E CHANDRA (2006), \bar{R} É A ANISOTROPIA NORMAL	36
FIGURA 2.28 – MODOS DE FALHA DE FERRAMENTAS, ADAPTADO DE BRASIMET (2010)	37
FIGURA 2.29- CUSTO TOTAL DE FABRICAÇÃO PARA MATRIZES, ADAPTADO DE SANDVIK (2010)	40
FIGURA 2.30 - FLUXOGRAMA PARA A FABRICAÇÃO DE MOLDES E MATRIZES	41
FIGURA 2.31 - PRINCIPAIS PARÂMETROS QUE AFETAM O PROCESSO DE FRESAMENTO	42
FIGURA 2.32 - VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DE CORTE COM O ÂNGULO DE CONTATO, ADAPTADO DE ALTAN ET AL (2001)	47
FIGURA 2.33 - IRREGULARIDADES GERADAS NO FRESAMENTO COM FRESA DE TOPO ESFÉRICO, ADAPTADO DE CHEN ET AL (2005)	47
FIGURA 2.34 - INFLUÊNCIA DO AVANÇO NA QUALIDADE SUPERFICIAL, ADAPTADO DE CHEN ET AL (2005).....	48
FIGURA 2.35 - ACABAMENTO SUPERFICIAL APÓS USINAGEM COM FRESA DE TOPO ESFÉRICO, ADAPTADO DE LIU ET AL. (2005)	49
FIGURA 2.36 – DEFLEXÃO DE FERRAMENTA DURANTE O FRESAMENTO DE CAVIDADE, ADAPTADO DE LAW E GEDDAM (2001)	50
FIGURA 3.1 - FLUXOGRAMA DAS PRINCIPAIS ETAPAS NECESSÁRIAS PARA A REALIZAÇÃO DO ESTUDO	55

FIGURA 3.2 – (A) CENTRO DE USINAGEM ROMI DISCOVERY 560, (B) MÁQUINA DE ENSAIOS SHIMADZU AG-IS 100kN,	57
FIGURA 3.3 - PRINCIPAIS PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM A OPERAÇÃO DE ESTAMPAGEM	60
FIGURA 3.4 - PROJETO FINAL PARA A FERRAMENTA DE ESTAMPAGEM	62
FIGURA 3.5 - DETALHE DA REGULAGEM DAS MOLAS DO PRENSA-CHAPA	62
FIGURA 3.6 – (A) CONJUNTO MATRIZ, PROLONGADOR E BASE E (B) VISTA EM CORTE LONGITUDINAL DO CONJUNTO MONTADO	63
FIGURA 3.7 - MATRIZ DE ESTAMPAGEM	63
FIGURA 3.8 – TORNEAMENTO DO ADAPTADOR COM ENGATE RÁPIDO.....	64
FIGURA 3.9 – (A) TORNEAMENTO DO PUNÇÃO E (B) DA MATRIZ.....	64
FIGURA 3.10 – (A) FRESAMENTO ENGATE RÁPIDO E (B) FURAÇÃO DO PROLONGADOR DA MATRIZ	65
FIGURA 3.11 – MATRIZ TORNEADA E POLIDA.....	65
FIGURA 3.12 – COMPARAÇÃO ENTRE A FERRAMENTA (A) PROJETADA E (B) FABRICADA.....	66
FIGURA 3.13 - PONTO DE CONTATO DURANTE O FRESAMENTO DA MATRIZ.....	66
FIGURA 3.14 - DIÂMETRO INTERNO DA MATRIZ VERSUS CORREÇÃO DE POSIÇÃO, DURANTES TESTES PRELIMINARES.....	67
FIGURA 3.15 - TESTES PRELIMINARES REALIZADOS NO AÇO ABNT H13	68
FIGURA 3.16 - ETAPAS DO FRESAMENTO DA MATRIZ: (A) ORIGINAL COM SOBREMETAL, (B) PRIMEIRO DESBASTE,.....	68
FIGURA 3.17 - MATRIZ GERADA ATRAVÉS DO PROCESSO DE FRESAMENTO	70
FIGURA 3.18 - MATRIZ GERADA ATRAVÉS DO PROCESSO DE ELETROEROSÃO.....	71
FIGURA 3.19 - MEDIÇÃO DOS DESVIOS MICROGEOMÉTRICOS NO INTERIOR DA CAVIDADE DA MATRIZ	72
FIGURA 3.20 - VISUALIZAÇÃO DO RAIOS DE CANTO DA MATRIZ COM O AUXÍLIO DE MICROSCÓPIO	72
FIGURA 3.21 - MEDIÇÃO DOS DESVIOS MACROGEOMÉTRICOS E DIMENSIONAIS NA MMC.....	72
FIGURA 3.22 - FERRAMENTA PARA O TESTE DE SWIFT MONTADA NA MÁQUINA DE ENSAIOS UNIVERSAL. (A) E (B) MATRIZ, (C) FERRAMENTA ABERTA E (D) FERRAMENTA FECHADA	73
FIGURA 3.23 - TESTES PRELIMINARES REALIZADOS	74
FIGURA 4.1 - RUGOSIDADE INTERNA DAS MATRIZES, SENDO R_A , R_z E R_T RESPECTIVAMENTE AS RUGOSIDADE MÉDIA, RUGOSIDADE MÉDIA DOS CINCO VALORES DE RUGOSIDADE PARCIAL E RUGOSIDADE TOTAL.....	76
FIGURA 4.2 - FOTOGRAFIA DA CAVIDADE INTERNA DAS MATRIZES A OLHO NU. (A) POLIDA, (B) FRESADA E (C) ELETROERODIDA.....	76
FIGURA 4.3 - IMAGENS COM AMPLIAÇÃO DE 0,67 VEZES DO RAIOS DE CANTO DAS MATRIZES: POLIDA (A),.....	77
FIGURA 4.4 - IMAGENS COM AMPLIAÇÃO DE 3 VEZES DO RAIOS DE CANTO DAS MATRIZES: POLIDA (A),	77

FIGURA 4.5 - CIRCULARIDADE DA CAVIDADE INTERNA DAS MATRIZES GERADAS POR DIFERENTES PROCESSOS	79
FIGURA 4.6 - CIRCULARIDADE DO RAIOS DE CANTO DAS MATRIZES GERADAS POR DIFERENTES PROCESSOS	79
FIGURA 4.7 – DIÂMETRO INTERNO DAS MATRIZES GERADAS POR DIFERENTES PROCESSOS	80
FIGURA 4.8 – RAIOS DE CANTO DAS MATRIZES GERADAS POR DIFERENTES PROCESSOS	80
FIGURA 4.9 - ENSAIO DE TRAÇÃO DA CHAPA UTILIZADA NAS ESTAMPAGENS, DIREÇÕES 0°, 45° E 90°.	81
FIGURA 4.10 - FORÇA MÁXIMA DE ESTAMPAGEM PARA O ESBOÇO DE 95 MM.....	82
FIGURA 4.11 - FORÇA DE ESTAMPAGEM PARA O TESTE DE SWIFT NA MATRIZ POLIDA, SEM ROMPIMENTO	83
FIGURA 4.12 - FORÇA DE ESTAMPAGEM PARA O TESTE DE SWIFT NA MATRIZ FRESADA, SEM ROMPIMENTO	83
FIGURA 4.13 - FORÇA DE ESTAMPAGEM PARA O TESTE DE SWIFT NA MATRIZ ELETROERODIDA, SEM ROMPIMENTO	84
FIGURA 4.14 - FORÇA DE ESTAMPAGEM PARA O TESTE DE SWIFT NA MATRIZ POLIDA, COM ROMPIMENTO	84
FIGURA 4.15 - FORÇA DE ESTAMPAGEM PARA O TESTE DE SWIFT NA MATRIZ ELETROERODIDA, COM ROMPIMENTO	85
FIGURA 4.16 - FORÇA DE ESTAMPAGEM PARA O TESTE DE SWIFT NA MATRIZ FRESADA.....	86
FIGURA 4.17 - FORÇA DE ESTAMPAGEM PARA O TESTE DE SWIFT	86
FIGURA 4.18 - FORÇA MÁXIMA DE ESTAMPAGEM, COMPARAÇÃO ENTRE TEÓRICA E PRÁTICA	87
FIGURA 4.19 - TESTES DE SWIFT COM O ROMPIMENTO DO CORPO DE PROVA PRÓXIMO AO RAIOS DE CANTO DO PUNÇÃO.....	88
FIGURA 4.20 - TESTES DE SWIFT SEM O ROMPIMENTO DO CORPO DE PROVA	88
FIGURA 4.21 - VALORES DE LDR OBTIDOS PARA DIFERENTES PROCESSOS.....	89
FIGURA 4.22 - LOCAL DE AMPLIAÇÃO DA SUPERFÍCIE LATERAL.....	89
FIGURA 4.23 – IMAGENS DA SUPERFÍCIE EXTERNA LATERAL DO CORPO DE PROVA ESTAMPADO (AUMENTO DE 1,2X): MATRIZ TORNEADA/POLIDA (A), FRESADA (B) E ELETROERODIDA (C)	90
FIGURA 4.24 – IMAGENS DA SUPERFÍCIE EXTERNA LATERAL DO CORPO DE PROVA ESTAMPADO (AUMENTO DE 3X): MATRIZ TORNEADA/POLIDA (A), FRESADA (B) E ELETROERODIDA (C)	90
FIGURA 4.25 - LOCAL DE AMPLIAÇÃO PRÓXIMO AO RAIOS DE CANTO DA MATRIZ. ELETROERODIDA (ESQUERDA), FRESADA (CENTRO) E TORNEADA/POLIDA (DIREITA).....	91
FIGURA 4.26 – IMAGENS DA SUPERFÍCIE EXTERNA PRÓXIMA AO RAIOS DE CANTO DA MATRIZ (AUMENTO DE 1,2X): MATRIZ TORNEADA/POLIDA (A), FRESADA (B) E ELETROERODIDA (C)	91

FIGURA 4.27 - APARÊNCIA SUPERFICIAL DA LATERAL DO CORPO DE PROVA (IMAGENS A OLHO NU):

MATRIZ FRESADA (ESQUERDA).....	92
FIGURA 4.28 - RUGOSIDADE DA SUPERFÍCIE EXTERNA DO CORPO DE PROVA ESTAMPADO.....	93

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1- FATOR DE CORREÇÃO PARA O CÁLCULO DA FORÇA MÁXIMA DE ESTAMPAGEM, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005).....	16
TABELA 2.2 - PROPRIEDADES DE AÇOS PARA ESTAMPAGEM, ADAPTADO DE VERMA E CHANDRA (2006)	19
TABELA 2.3 - RAIOS DE CANTO DO PUNÇÃO RECOMENDADOS EM FUNÇÃO DA ESPESSURA DA CHAPA, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005).....	30
TABELA 2.4 - FATOR MULTIPLICADOR PARA O CÁLCULO DA FOLGA RADIAL, ADAPTADO DE RODRIGUES E MARTINS (2005)	31
TABELA 3.1 – LIMITES DE COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO AISI D6, ADAPTADO DE AISI, APUD FAVORIT (2010).....	58
TABELA 3.2 - PROPRIEDADES FÍSICO-QUÍMICAS DO FLUIDO ARCLEAN ELETRON, ADAPTADO DE ARCHEM (2009).....	59
TABELA 3.3 - COMPOSIÇÃO QUÍMICA E PROPRIEDADES MECÂNICAS DO AÇO EEP, ADAPTADO DE CSN (2010).....	59
TABELA 3.4 – PROPRIEDADES DO ÓLEO LUBRIFICANTE SHELL TELLUS 32, ADAPTADO DE SHELL (2005)	59
TABELA 3.5 – PRINCIPAIS PARÂMETROS OPERACIONAIS PARA O FRESAMENTO	69
TABELA 3.6 - PRINCIPAIS PARÂMETROS OPERACIONAIS PARA A ELETROEROSÃO	70
TABELA 4.1 - ENSAIOS REALIZADOS PARA A DETERMINAÇÃO DO LDR.....	87

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano do Ferro e do Aço (“American Iron and Steel Institute”)
APC	Aresta Postiça de Corte
ASM	Sociedade Americana para Metais (“American Society for Metals”)
ASTM	Sociedade Americana para Testes e Materiais (“American Society for Testing and Materials”)
CAD	Projeto Auxiliado por Computador (“Computer-Aided Design”)
CAM	Manufatura Auxiliada por Computador (“Computer-Aided Manufacturing”)
DIN	Instituto Alemão para Normatização (“Deutsches Institut für Normung”)
DDQ	Qualidade para Estampagem Profunda (“Deep Drawing Quality”)
EDM	Usinagem por Eletroerosão (“Electric Discharge Machining”)
EP	Estampagem Profunda
EEP	Estampagem Extra Profunda
HSM	Usinagem de Alta Velocidade (“High Speed Machining”)
IF	Livre de Intersticiais (“Interstitial Free”)
IFHS	Elevada Resistência e Livre de Intersticiais (“Interstitial Free High Strength”)
LDR	Razão Crítica dos Diâmetros (“Limiting Drawing Ratio”)
LVDT	Transformador diferencial para deslocamento linear (“Linear Variable Differential Transformer”)
MMC	Máquina de Medição por Coordenadas
SAE	Sociedade dos Engenheiros Automotivos (“Society of Automotive Engineers”)
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais

NOMENCLATURA¹

Letras Latinas

a_e	Penetração de trabalho	(mm)
a_p	Profundidade de usinagem	(mm)
\bar{d}	Tamanho Médio de Grão	(mm)
d	Diâmetro da peça	(mm)
D_0	Diâmetro inicial do esboço	(mm)
E	Módulo de Young	(Pa)
f	Avanço	(mm/rev)
I	Momento de inércia	(mm ⁴)
j	Folga	(mm)
k	Constante	
n	Coefficiente de encruamento	
r	Raio	(mm)
r_n	Raio de um ponto “n” qualquer	(mm)
\bar{R}	Anisotropia normal	
ΔR	Anisotropia planar	
R_a	Rugosidade média	(μm)
R_t	Rugosidade total	(μm)
R_z	Rugosidade média dos cinco valores de rugosidade parcial	(μm)
t	Espessura	(mm)
V_c	Velocidade de corte	(m/min)

¹ Para fins didáticos, a nomenclatura também está disponível após as equações ao longo do texto.

Letras Gregas

α	Ângulo	($^{\circ}$)
δ	Deflexão	(mm)
ε	Deformação	(mm)
ε_r	Deformação Radial	(mm)
ε_{θ}	Deformação Tangencial	(mm)
ε_z	Deformação Normal	(mm)
μ	Coefficiente de atrito	
σ	Tensão	(MPa)
σ_r	Tensão Radial	(MPa)
σ_{θ}	Tensão Tangencial	(MPa)
$\sigma_{y_{med}}$	Tensão Limite de Escoamento Média do Material	(MPa)
σ_u	Tensão Limite de Resistência do Material	(MPa)
σ_z	Tensão Normal	(MPa)

RESUMO

O objetivo deste trabalho é avaliar o desempenho da operação de estampagem para três matrizes axissimétricas fabricadas em aço ABNT D6 por meio de três processos de fabricação distintos: torneamento seguido de polimento, fresamento e eletroerosão. A operação de estampagem foi realizada em uma máquina de ensaios universal usando como corpos de prova chapas de aço para estampagem extra profunda com 0,6mm de espessura. Foram avaliados os desvios dimensionais e geométricos induzidos nas matrizes pelos respectivos processos empregados em sua fabricação. Além disso, a força de estampagem, o limite de estampagem, o aspecto visual e a rugosidade dos estampados foram avaliados. Os resultados indicaram que menores desvios microgeométricos e macrogeométricos foram obtidos para a matriz torneada/polida e os maiores, para a eletroerodida. Os desvios dimensionais comportaram-se de forma distinta, sendo medido para a matriz eletroerodida o menor valor para o diâmetro interno e o maior para o raio de canto. Aplicando o teste de Student e admitindo um intervalo de confiança de 95%, a menor força de estampagem obtida para um esboço de 95 mm foi observada para a matriz polida, sendo a fresada 1% superior e a eletroerodida 13% superior. A razão crítica dos diâmetros também se comportou de forma similar, sendo o melhor resultado obtido para a matriz polida (2,17), seguida pela fresada (2,13) e a eletroerodida (1,89), com um erro de medição de 0,02. O aspecto visual da superfície das peças após a estampagem mostrou que caso existam restrições quando à presença de marcas decorrentes do processo, a única matriz capaz de gerar resultados satisfatórios é a polida. A medição da rugosidade das peças indica que não há diferenças entre as geradas na matriz torneada/polida e na fresada, porém existe entre a fresada e a eletroerodida. Entre a torneada/polida e a eletroerodida, o resultado depende do parâmetro analisado, existindo para R_a e R_z , mas não para R_t . De posse de todos os resultados analisados, apesar do desempenho da matriz polida no processo de estampagem ser superior às demais, a matriz fresada atingiu resultados muito similares.

Palavras Chaves: usinagem, estampagem, Teste de Swift, razão crítica dos diâmetros.

Abstract

The principal aim of this study is to evaluate the performance of three axisymmetric drawing dies manufactured in AISI D6 steel through three distinct manufacturing processes: turning plus polishing, milling and electrical discharge machining (EDM). Deep drawing tests were conducted in a universal testing machine using 0.6 mm thick steel sheet with deep drawing quality (DDQ) as work material. The dimensional and geometric deviations induced on the dies by the corresponding manufacturing processes were assessed. Additionally, the drawing force, the limit drawing ratio and the texture of the drawn specimens were evaluated. The dimensional deviations observed in the dies showed a heterogenic behavior, the EDM die presenting the smallest value for the internal diameter and the largest for the corner radius. Using the Student's Test for a 95% confidence interval, the lowest drawing force for a 95 mm diameter blank was obtained for the turned and polished die; the milled die provided drawing force slightly higher (1%) and in the case of the EDMed die the drawing force was 13% higher compared with the turned and polished tool. The limiting drawing ratio (LDR) presented similar behavior, best result being obtained with the turned and polished die (2.17), followed by the tool produced by milling (2.13) and finally by EDM (1.89), with an error of 0.02. Lowest macrogeometric and microgeometric deviations were obtained in specimens produced by the turned and polished die and the widest for the EDM. In addition to that, the turned and polished die was the only tool capable of producing samples with surfaces free of defects. The roughness indicates that there is no differences between the pieces generated in the turned/polished and milled dies, but exist between the milled and EDMed tools. Comparing the turned/polished and EDMed dies, the result depends on the parameter analyzed, existing differences for R_a and R_z , but not for R_t . The global results suggest that despite the superior performance of the turned and polished die, it is important to note that the milled die had provided similar results.

Keywords: machining, deep drawing, Swift Test, limiting drawing ratio (LDR).

1 INTRODUÇÃO

O projeto de máquinas é proveniente dos anseios e das necessidades da Humanidade, sendo os processos de fabricação o elo que torna possível transformar os sonhos em realidade. Ao longo dos anos, os processos de fabricação vêm sendo aprimorados, possibilitando o alcance de fronteiras cada vez mais distantes.

A estampagem, devido à elevada produtividade que pode chegar à ordem de milhares de peças produzidas por hora, é um dos principais processos para a conformação mecânica de chapas, sendo utilizado por vários setores da indústria. O processo de estampagem consiste em escoar um esboço pela ação do punção para o interior da matriz, gerando a geometria pretendida. As ferramentas de estampagem são constituídas por: matriz, punção, prensa-chapa e extrator, sendo a primeira o objeto principal de estudo deste trabalho.

Os principais parâmetros que influenciam o processo de estampagem são: folga radial, força aplicada pelo prensa-chapa, lubrificação, material da chapa, velocidade de estampagem e, para finalizar, a geometria e o acabamento superficial da matriz e do punção.

O projeto da ferramenta de estampagem é uma das etapas mais importantes, visto que a ferramenta será responsável pela geometria final da peça e a sua manufatura depende dos processos de fabricação disponíveis no mercado. Os principais processos utilizados para a fabricação de ferramentas são: torneamento, fresamento e a eletroerosão.

A usinagem por torneamento teve o seu início com o torno acionado por pedais, sendo esta uma das primeiras máquinas criadas pelo homem. Com o desenvolvimento da máquina a vapor e posteriormente com o advento da energia elétrica e da automação, um avanço fenomenal neste e nas outras máquinas ferramenta foi obtido. Atualmente, através da utilização do comando numérico, a intervenção de um operador torna-se praticamente dispensável.

O fresamento é um dos mais versáteis processos de fabricação utilizados pela indústria, apresentando grande eficiência e repetibilidade. As suas principais variáveis são: velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, penetração de trabalho, direção de corte, fluido de corte e geometria da ferramenta.

O processo de eletroerosão também apresenta grande destaque no meio industrial. Segundo Timings e Wilkinson (2000), a eletroerosão foi descoberta pelo cientista inglês Joseph Priestley em meados do século XVIII, porém devido à dificuldade de controle, teve a sua utilização para a fabricação apenas na metade século XX através do desenvolvimento dos trabalhos de B.R. Lazarenko e N.I. Lazarenko. Os dois tipos de equipamento mais utilizados pela indústria para a eletroerosão são os a fio e por penetração, sendo os principais parâmetros controlados: corrente elétrica, tempo de pulso, fluido dielétrico e o material do eletrodo.

A fabricação das matrizes depende da complexidade e do material, podendo ser necessária a utilização de diferentes processos em diversas sequências. Para se obter sucesso deve-se reduzir o tempo total dos processos, aumentando a taxa de remoção de material, os índices de utilização dos equipamentos e a eficiência. Comparando-se dois dos principais processos utilizados para a fabricação de matrizes, tem-se que o fresamento apresenta elevadas taxas de remoção quando comparada com a eletroerosão por penetração, mas esta última permite a obtenção de formatos mais complexos, independe da dureza do material e não apresenta deflexão de ferramenta, mostrando como a escolha do melhor processo a ser utilizado pode ser difícil.

O tempo e o dinheiro despendidos pela indústria para a fabricação de matrizes são de suma importância para o sucesso ou o fracasso, portanto o estudo da influência do processo de fabricação de matrizes sobre o desempenho da operação de estampagem torna-se crucial, auxiliando várias empresas na escolha dos processos mais adequados.

Diante do exposto, este trabalho se propõe a investigar o desempenho de matrizes para estampagem produzidas em aço ferramenta ABNT D6 por meio de três processos de fabricação: torneamento seguido de polimento, fresamento e eletroerosão por penetração. Os ensaios de estampagem foram realizados em uma máquina de ensaios universal utilizando como corpos de prova discos de aço para estampagem extra profunda (EEP) com espessura de 0,6mm.

Os desvios microgeométricos, macrogeométricos e dimensionais gerados por cada operação foram avaliados. Para a operação de estampagem avaliou-se: força de estampagem, razão crítica dos diâmetros e a aparência final do estampado.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Matrizes são amplamente utilizadas na fabricação de diversos produtos presentes no cotidiano, podendo apresentar relativa complexidade e elevado custo. O tempo e o dinheiro despendidos durante o processo de fabricação de matrizes são extremamente críticos para as diversas empresas que atuam neste setor, sendo a otimização essencial para a sobrevivência em um mercado cada vez mais competitivo. Portanto, torna-se crucial compreender o funcionamento das matrizes, bem como os processos utilizados na sua confecção.

Esta revisão bibliográfica irá abordar inicialmente o processo de estampagem, com ênfase na deformação plástica envolvida. Em seguida será analisado o projeto de ferramentas para estampagem para se decifrar as conseqüências das diversas variáveis das matrizes no produto final. Por último, serão avaliados os processos de fabricação para a confecção de matrizes.

2.1 Estampagem

A estampagem, ou embutidura, é amplamente utilizada por vários setores da indústria, sendo um dos principais processos de conformação de chapas metálicas. Na indústria automobilística, fica evidente na fabricação de diversas peças para a carroceria (painéis de porta, capô, tampas, etc.). No setor aeroespacial e aeronáutico, na manufatura de partes utilizadas nas asas e fuselagens. Utensílios domésticos, como por exemplo, panelas, bandejas e vasilhames, também têm a sua origem na estampagem. Torna-se, portanto, evidente a importância deste processo de conformação para a vida contemporânea.

O processo de estampagem pode apresentar elevadas taxas de produtividade, atingindo facilmente cadências médias de produção que podem chegar a ordem de 5000 peças/hora, dependendo da complexidade e dimensões do componente.

A estampagem pode ser classificada de acordo com a geometria básica da peça, sendo dividida em quatro categorias: peças cilíndricas, peças cônicas, peças retangulares e peças complexas, que englobam todas as que não foram possíveis de serem classificadas nas três primeiras categorias. No presente trabalho serão estudadas apenas as peças cilíndricas.

2.1.1 Mecanismo de deformação e nomenclatura

A estampagem pode ser definida como sendo um processo de fabricação no qual um esboço (amostra da chapa) de um determinado material metálico é forçada a escoar pela ação de um punção para o interior de uma matriz, gerando a peça desejada. A Figura 2.1 apresenta os principais elementos de uma ferramenta para a estampagem.

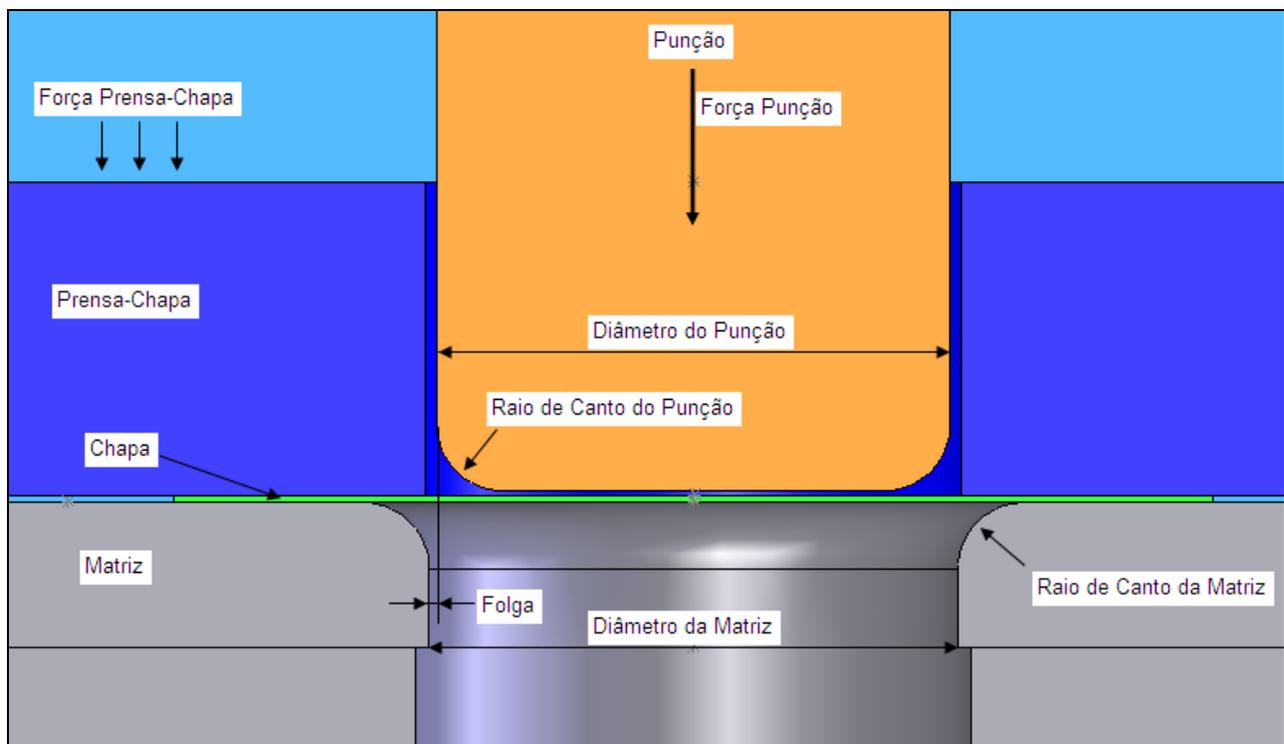


Figura 2.1 - Elementos de ferramenta para estampagem

As ferramentas para a estampagem são constituídas basicamente por três elementos: matriz, punção e prensa-chapa. Para a estampagem de peças cilíndricas as principais dimensões para o punção e a matriz são os diâmetros externo (punção) e interno (matriz), os raios de canto (punção e matriz) e a folga radial (metade da diferença entre os diâmetros externo do punção e interno da matriz). A folga radial poderá ser superior, igual ou inferior à espessura da chapa, dependendo das necessidades do processo. Durante a estampagem é aplicada uma força no punção a fim de garantir o escoamento da chapa para o interior da matriz e outra no prensa-chapa para controlar a entrada da chapa no interior da matriz, evitando o aparecimento de enrugamentos na peça estampada.

O processo de estampagem se inicia quando o punção entra em contato com a chapa que se encontra presa entre a matriz e o prensa-chapa, gerando deformações elásticas. Com o contínuo

avanco do punção deformações plásticas começam a ocorrer na chapa em regiões próximas às zonas do fundo e do raio do punção, reduzindo a espessura da chapa nestes locais. Quando se iniciam as deformações plásticas na área da aba tem-se o término da primeira fase de estampagem. Com o início da segunda fase, as zonas da chapa tanto ao fundo e no raio de canto do punção voltam a trabalhar em regime elástico. O processo é concluído quando todo o material encontra-se no interior da matriz.

As zonas do processo de estampagem podem ser observadas na Figura 2.2. A metade esquerda ilustra um instante durante a primeira fase de estampagem e a da direita, a segunda fase. A região AB é definida como sendo a zona do fundo da peça, BC é a zona do canto do punção, CD é a zona inicialmente cônica que se transforma na zona cilíndrica com o desenvolvimento do processo, DE é a zona do canto da matriz e a EF é a zona da aba.

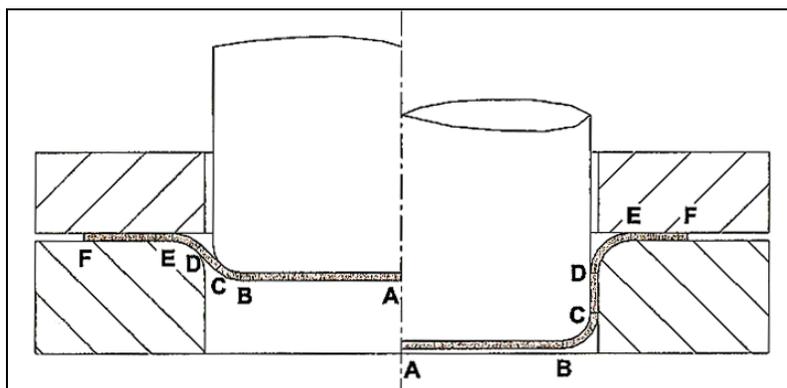


Figura 2.2 - Zonas durante a estampagem: primeira fase (esq.) e segunda fase (dir.), adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

2.1.2 Desenvolvimento das equações gerais de equilíbrio

Rodrigues e Martins (2005) estabeleceram as equações gerais de equilíbrio para uma peça de revolução. O primeiro passo é a criação do elemento infinitesimal [CDEF], ilustrado na Figura 2.3. Este elemento é definido pelos planos π_1 [ABCD], π_2 [ABFE], π_3 [DEGH] e π_4 [CFGH], em que os planos π_1 e π_2 formam um ângulo $d\theta$ e os planos π_3 e π_4 , $d\alpha$.

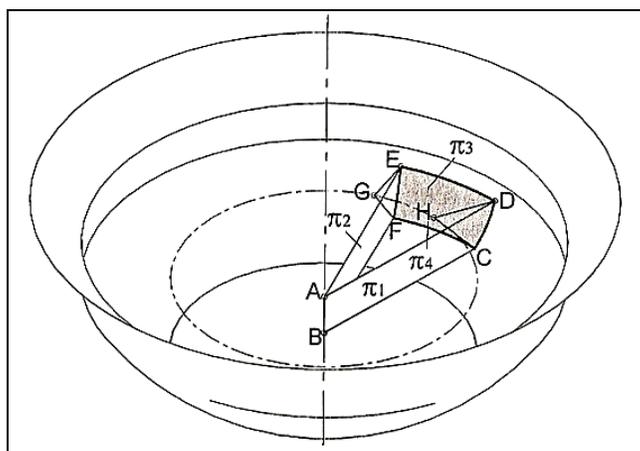


Figura 2.3 - Elemento de volume infinitesimal definido numa peça de revolução, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

As equações de equilíbrio são obtidas através do equilíbrio das forças representadas na Figura 2.4.

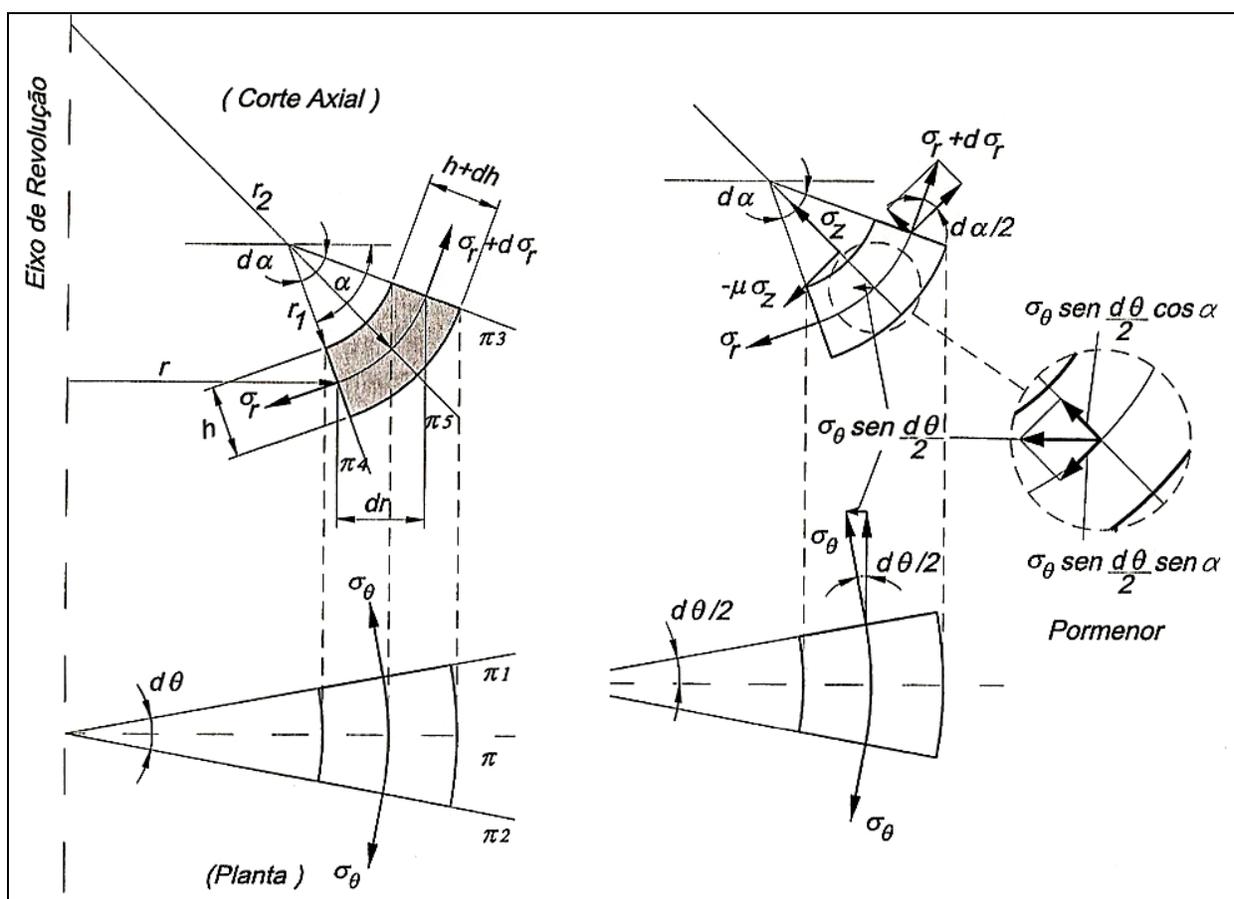


Figura 2.4 - Representação das forças no elemento de volume, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

A equação (2.1) é obtida para o equilíbrio das forças na direção da espessura e a equação (2.2), na direção radial.

$$\frac{\sigma_z}{h} + \frac{\sigma_r}{r_1} + \frac{\sigma_\theta}{r_2} = 0 \quad (2.1)$$

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \frac{\mu\sigma_z}{h\sin\alpha} + \frac{\sigma_r}{h} \frac{dh}{dr} = 0 \quad (2.2)$$

Onde,

r é o raio da interseção de um plano normal ao eixo de revolução;

r_1 é o raio da curvatura da interseção pelo plano axial;

r_2 é o raio da curvatura da interseção pelo plano π_5 (representado na Figura 2.4);

h ou $(h + \Delta h)$ é a espessura;

α é o ângulo do diedro do plano π_4 com um plano normal ao eixo de revolução;

σ_z é a reação normal ao punção;

σ_r é a tensão normal à face de interseção com o plano π_4 ;

σ_θ é a tensão normal à face de interseção com os planos π_1 e π_2 ;

μ é o coeficiente de atrito.

As seguintes hipóteses são adotadas:

- O processo irá ocorrer segundo as equações de equilíbrio apresentadas (2.1) e (2.2);
- O critério de plasticidade será o de Tresca;
- O modelo adotado para o material será o rígido perfeitamente plástico.

2.1.2.1 Primeira fase do processo de estampagem

Para a zona do fundo do copo, sabe-se que os valores de r_1 e r_2 tendem ao infinito uma vez que o fundo é plano. Logo, a equação (2.1) de equilíbrio na direção da espessura aponta que σ_z é nulo, evidenciando que não existe transmissão de força entre o punção e a chapa. Isto já era esperado, uma vez que o momento fletor gerado tende a afastar a zona do fundo do copo do punção.

Utilizando a equação (2.2) da direção radial conclui-se que o fundo encontra-se em um estado plano de tensões, sendo $\sigma_r = \sigma_\theta$. Devido ao critério de Tresca, estas serão iguais ao limite de escoamento (σ_e). Logo, para a zona do fundo do copo tem-se que $\sigma_z = 0$ e $\sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_e$.

Aplicando as condições definidas pelo estado de tensão às equações de Levy-Mises apud Rodrigues e Martins (2005), têm-se as seguintes deformações:

$$d\varepsilon_r = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} \left(\frac{1}{2} \sigma_e \right) \quad (2.3)$$

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} \left(\frac{1}{2} \sigma_e \right) \quad (2.4)$$

$$d\varepsilon_z = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} (-\sigma_e) \quad (2.5)$$

Analisando as equações acima e considerando $\sigma_z = 0$ e $\sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_e$, torna-se evidente que a zona do fundo apresentará uma expansão homogênea na direção radial e tangencial, porém com perda de espessura.

Para a zona do canto do punção existem três fenômenos, sendo eles:

- Expansão, regido por um mecanismo semelhante ao do fundo da peça;
- Atrito, presente devido ao escorregamento da chapa em relação ao canto do punção;
- Dobramento.

Rodrigues e Martins (2005) concluíram que o ponto mais solicitado no raio do canto do punção é aquele que está submetido ao dobramento em um determinado instante, recebendo contribuição dos três fenômenos citados anteriormente. A zona do canto do punção está sujeita a um estado de deformações caracterizado pela expansão biaxial, com conseqüente redução de espessura. Segundo Levy-Mises, as equações das deformações na zona do canto do punção são:

$$d\varepsilon_r = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} \left(\sigma_r - \frac{1}{2}(\sigma_\theta + \sigma_z) \right) > 0 \quad (2.6)$$

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} \left(\sigma_\theta - \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_z) \right) > 0 \quad (2.7)$$

$$d\varepsilon_z = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} \left(\sigma_z - \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_\theta) \right) < 0 \quad (2.8)$$

Quando há o rompimento do copo no processo de estampagem, este ocorrerá na zona do raio do canto do punção, sendo o processo interrompido na primeira fase da estampagem.

Para a zona cônica, tanto a tensão σ_z como σ_θ serão nulas. A primeira pelo fato de não haver tensões aplicadas na direção da espessura e a segunda, pelo raio r_1 tender ao infinito. Conclui-se que a zona cônica está sujeita a um estado uniaxial de tração e que a mesma permanecerá em regime elástico.

Durante a primeira fase de estampagem apenas a zona do fundo e a zona do raio do canto do punção encontram-se em regime plástico. Todas as demais zonas estarão trabalhando no regime elástico.

2.1.2.2 Segunda fase do processo de estampagem

Para facilitar o estudo do comportamento da zona da aba, a atuação do prensa-chapa será desconsiderada neste primeiro instante. Na prática, a inexistência de prensa-chapa é comum na estampagem de chapas com grandes espessuras ou em trabalhos a quente. Esta metodologia de análise também é proposta por Rodrigues e Martins (2005).

Para a região da aba, sabe-se que r_1 e r_2 tendem ao infinito. Desconsiderando a aplicação de força pelo prensa-chapa e utilizando a equação (2.1) do equilíbrio na direção da espessura, tem-se que σ_z é nulo. Como σ_θ , σ_r e h são finitos e diferentes de zero, desprezando-se a variação da espessura desta região e aplicando a equação (2.2) do equilíbrio na direção radial e ainda considerando que a tensão tangencial é de compressão, conclui-se que a tensão radial é de tração e que a mesma aumenta quando se aproxima do eixo de simetria da peça. As distribuições de tensões são dadas pelas equações (2.9).

$$\sigma_r = \sigma_e \ln \frac{r_F}{r} \quad \sigma_z = 0 \quad \sigma_\theta = (\sigma_r - \sigma_e) = \sigma_e \left(\ln \frac{r_F}{r} - 1 \right) \quad (2.9)$$

Onde,

r é o raio de uma posição qualquer (Figura 2.2);

r_F é o raio do ponto F (Figura 2.2);

Admitindo-se que o valor da tensão limite de escoamento ocorra no ponto E, a seguinte relação para os raios é obtida:

$$\sigma_r = \sigma_e \ln \frac{r_F}{r_E} = \sigma_e \Rightarrow \frac{r_F}{r_E} = 2,703 \quad (2.10)$$

Onde,

r_E é o raio do ponto E (Figura 2.2);

r_F é o raio do ponto F (Figura 2.2);

O valor 2,703 corresponde à razão crítica dos diâmetros (“Limiting Drawing Ratio – LDR”) teórico, não sendo possível atingir valores desta magnitude na prática. Apesar de não apresentar a metodologia utilizada para os cálculos, Hill, apud Leu (1999), sugere um LDR teórico máximo de 2,718. Para ambos os cálculos o material é considerado como sendo isotrópico e o efeito do encruamento é desprezado.

Conforme Levy-Mises, as equações das deformações na zona da aba são:

$$d\varepsilon_r = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} \left(\sigma_r - \frac{1}{2} \sigma_\theta \right) > 0 \quad (2.11)$$

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} \left(\sigma_\theta - \frac{1}{2} \sigma_r \right) < 0 \quad (2.12)$$

$$d\varepsilon_z = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\sigma} \left(-\frac{1}{2} (\sigma_r + \sigma_\theta) \right) \quad (2.13)$$

A deformação na direção tangencial é negativa e na radial, positiva. A deformação na direção da espessura pode ser tanto negativa quanto positiva, dependendo do comportamento das outras duas.

É evidente que a deformação será nula quando σ_θ e σ_r forem iguais em módulo. Considerando $\sigma_\theta = -\sigma_r$ e aplicando as equações (2.11), (2.12) e (2.13), conclui-se que para raios com valores superiores a $0,606 r_f$ a espessura da aba irá aumentar. Na prática, a região exterior da aba pode apresentar um aumento final da espessura na ordem de 30 a 40%.

Devido ao predomínio de tensões tangenciais de compressão na parte externa da aba, fenômenos de instabilidade podem ocorrer, como por exemplo, o aparecimento de enrugamento. A Figura 2.5(a) representa esquematicamente as forças que atuam na região da aba e a Figura 2.5 (b) traz o enrugamento. As Figura 2.5 (c) e (d) ilustram resultados práticos deste efeito.

Estes efeitos indesejados podem ser controlados por meio da utilização de um prensa-chapa, cujo funcionamento se dá por dois princípios básicos. O primeiro, através do seu posicionamento a uma distância fixa da matriz, sendo que o aumento da espessura da região da aba irá provocar o aparecimento de uma tensão de compressão e o segundo, com a aplicação de uma força externa de compressão sobre o prensa-chapa.

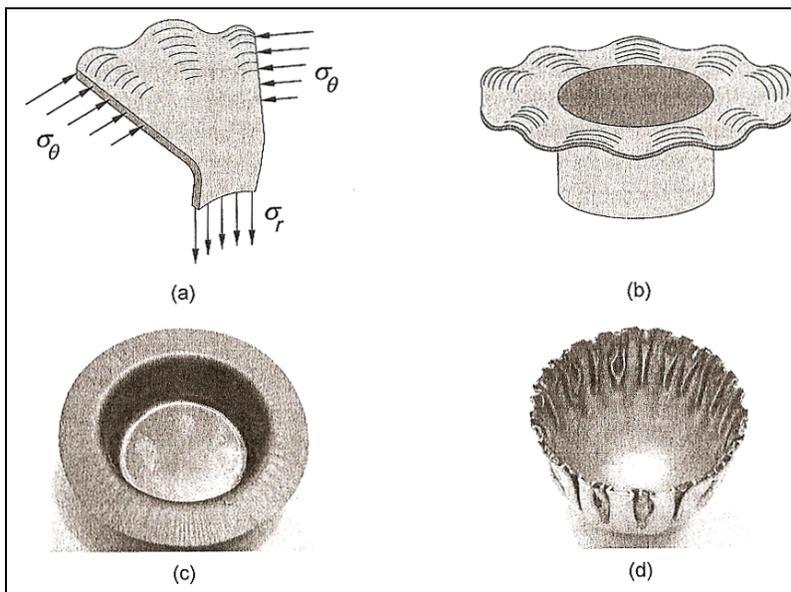


Figura 2.5 - Enrugamento na zoa da aba, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

A presença do prensa-chapa provocará uma elevação da tensão radial proveniente do atrito gerado pelo contato da chapa com a matriz e o prensa-chapa. Convém ressaltar que, por razões geométricas, apenas a parte da aba em que houve um acréscimo da espessura ficará em contato com a matriz e o prensa-chapa. A Figura 2.6 apresenta o efeito do prensa-chapa nas tensões radiais e tangenciais, evidenciando redução na relação de estampagem.

O comportamento da deformação na zona do canto da matriz na segunda fase de estampagem é semelhante ao da zona do canto do punção durante a primeira, diferenciando-se apenas pelo atrito existente devido ao deslocamento da chapa sobre a matriz. Uma tensão de tração no sentido radial será gerada. O raio de canto da matriz irá influenciar significativamente o atrito, uma vez que raios maiores irão aumentar o comprimento de contato. O dobramento do material também será afetado, raios muito reduzidos irão dificultar o processo.

Para a zona cilíndrica, r_1 tende a infinito e a tensão σ_z é nula. Aplicando-se a equação (2.1) de equilíbrio para a direção da espessura, tem-se que σ_θ também é nula, logo, conclui-se que a zona cilíndrica encontra-se em um estado uniaxial de tração. Como a tensão radial após o dobramento é inferior à aplicada na zona do canto da matriz, sabe-se que esta zona irá permanecer no regime elástico

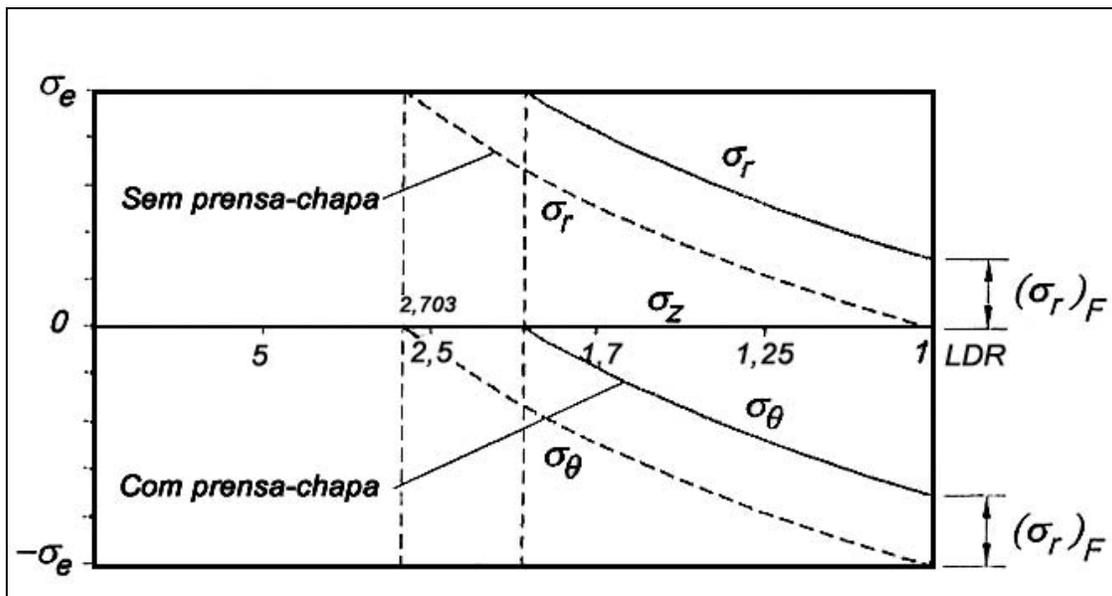


Figura 2.6 - Efeito do prensa-chapa nas tensões, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

2.1.3 Coeficiente limite de estampagem

O coeficiente limite de estampagem (“Limit Drawing Ratio” - LDR), ou Razão Crítica dos Diâmetros, é definido como sendo o maior valor para a razão entre o diâmetro do esboço e o diâmetro final do copo em que o processo de estampagem foi efetuado com sucesso, isto é, sem a presença de defeitos. Usualmente o LDR é utilizado para medir a capacidade de estampagem de um dado material.

$$LDR = \frac{D_0}{d} \quad (2.14)$$

Onde:

D_0 é o diâmetro inicial do esboço (mm);

d é o diâmetro do copo que foi estampado (mm).

Dieter (1984) apresenta o Teste de Swift (“Swift Cup Test”) como sendo o melhor teste para a determinação do LDR de um dado material, pois nele é possível simular as condições de produção. Verma e Chandra (2006) também sugerem o Teste de Swift como sendo o mais aconselhável. A geometria consagrada encontra-se na Figura 2.7.

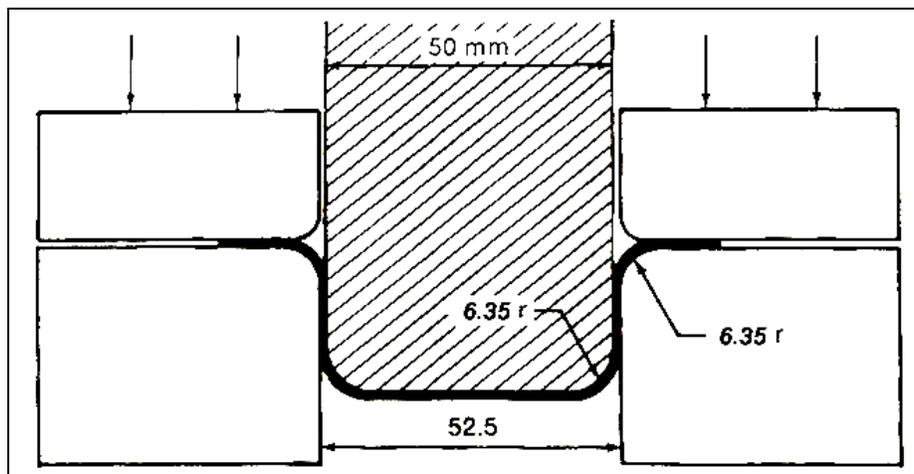


Figura 2.7 – Dimensões padronizadas para o ensaio de Swift, adaptado de Dieter (1984)

Com o objetivo de garantir a padronização dos resultados, foi definido por Swift que:

- Os raios de canto do punção e da matriz devem ter o valor de $\frac{1}{4}$ pol., ou seja, 6,35mm;
- O raio de canto da matriz e a sua superfície devem possuir baixa rugosidade, sendo polidos;
- As superfícies em contato esboço/matriz e esboço/prensa-chapa devem estar totalmente lubrificadas;
- O punção deve estar limpo e isento de lubrificação;
- A pressão do prensa-chapa deve ser suficiente para prevenir o surgimento de enrugamento, porém não excessiva;
- A folga entre o punção e a matriz irá depender da espessura da chapa, observando-se a importância de evitar o “ironing” (trefilação da zona cilíndrica da chapa, mediante utilização

de uma folga inferior à espessura da chapa). Usualmente, a folga deve ser superior a $t_0(D/d)^{1/4}$, onde t_0 é a espessura original da chapa;

A determinação do LDR é feita através de sucessivos testes em que o diâmetro do esboço é aumentado até que a falha ocorra. Este processo de tentativa e erro é bastante dispendioso, porém pode ser otimizado caso já se tenha uma estimativa inicial para o material. Sabe-se que normalmente a maioria dos materiais apresenta valores de aproximadamente $2 \pm 0,2$. Na maioria dos ensaios são utilizados de 6 a 10 esboços, variando o diâmetro de incrementos de 1mm (intervalos de $0,02 D/d$). Segundo Dieter (1984), vários autores propuseram análises para reduzir o número de ensaios, mas nenhuma obteve sucesso, sendo o método da tentativa e erro o mais indicado.

Freqüentemente são feitas marcações na superfície da chapa para possibilitar a medição das deformações. A razão entre o diâmetro do punção e do círculo de marcação deve ser igual ou superior a 40 (Dieter, 1984).

2.1.4 Cálculo do esboço (amostra da chapa)

Durante o processo de estampagem e ao longo da peça haverá variações da espessura, porém para a simplificação do cálculo das dimensões do esboço é usual desprezar estas variações. Como o volume é constante e a espessura, de uma forma mais simplista, também o é, tem-se que a área do esboço deverá ser igual à área superficial da peça gerada.

O teorema de Pappus ou Guldin permite calcular a área superficial da peça que será estampada. A área (A) de uma superfície de revolução obtida através da revolução de uma curva PQ em relação a um eixo coplanar será dada pela equação (2.15).

$$A = 2 \cdot \pi \cdot r_g \cdot l \quad (2.15)$$

As incógnitas são definidas na Figura 2.8.

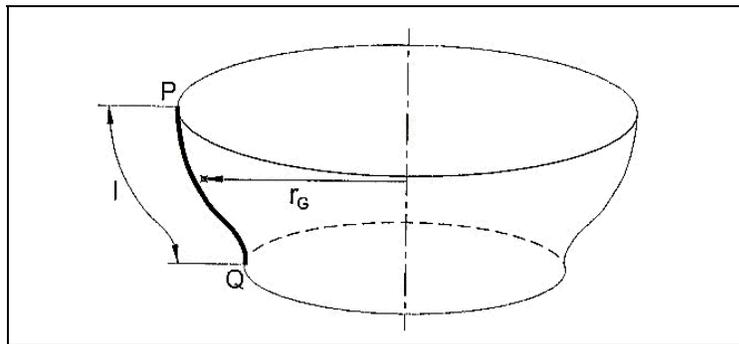


Figura 2.8 - Incógnitas do teorema de Guldin, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

O correto cálculo do esboço é crucial para o processo de estampagem. Esboços menores não terão material suficiente para a geometria pretendida. Em contrapartida, maiores dimensões irão gerar tensões excessivas, aumentando a probabilidade de rompimento durante a conformação.

2.1.5 Cálculo da força de estampagem

Como visto na seção 2.1.2, durante a primeira fase do processo de estampagem a força sempre será crescente até atingir um valor máximo. Com a transição para a segunda fase, em que se inicia a deformação da zona da aba e do canto da matriz, o valor da força começará a decrescer devido à redução do volume do material preso entre a matriz e o prensa-chapa. A Figura 2.9 ilustra qualitativamente o comportamento da força durante o processo de estampagem.

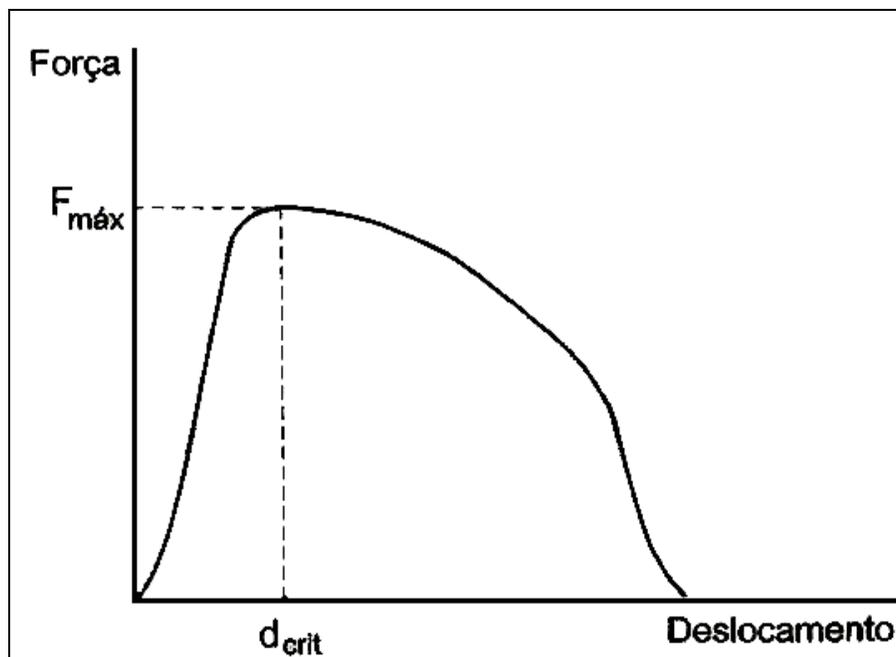


Figura 2.9 - Comportamento da força de estampagem, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

Dentre as metodologias propostas para o cálculo da força máxima de estampagem, Romanowski, apud Rodrigues e Martins (2005), propuseram a equação (2.16), sendo esta mais simples e menos rigorosa.

$$F_{\max} = 2 \cdot \pi \cdot r_m \cdot t \cdot \sigma_u \cdot Q_f \quad (2.16)$$

Onde:

r_m é o raio médio da parede do copo (mm);

t é a espessura da chapa (mm);

σ_u é a tensão limite de resistência do material (MPa);

Q_f é um fator de correção que é obtido pela Tabela 2.1;

r_0 é o raio do esboço (mm).

Tabela 2.1- Fator de correção para o cálculo da força máxima de estampagem, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

r_m / r_0	0,55	0,575	0,6	0,625	0,65	0,675	0,7	0,725	0,75	0,775	0,8
Q_f	1	0,93	0,86	0,79	0,72	0,66	0,6	0,55	0,5	0,45	0,4

Dieter (1986) sugere que a força máxima de estampagem pode ser calculada segundo a equação (2.17).

$$F_{\max} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_u \cdot \pi \cdot d \cdot t \quad (2.17)$$

Onde:

d é o diâmetro da parede do copo (mm);

t é a espessura da chapa (mm);

σ_u é a tensão limite de resistência do material (MPa);

Rocha e Duarte (1992) apresentaram diversas equações para o cálculo da força máxima de estampagem. Ao invés de utilizar a tensão limite de resistência do material, é utilizada a tensão de escoamento média, tendo em vista os efeitos do encruamento. A equação (2.18) é a mais simples das propostas.

$$F_{m\acute{a}x} = \pi \cdot d \cdot t \cdot \left(1,1 \cdot \sigma_{ymed} \cdot \ln \frac{D_0}{d} \right) \quad (2.18)$$

Onde:

d é o diâmetro da parede do copo (mm);

D_0 é o diâmetro inicial do esboço (mm)

t é a espessura da chapa (mm);

σ_{ymed} é a tensão de escoamento média do material (MPa);

Siebel apud Rocha e Duarte (1992) apresenta uma expressão mais complexa para o cálculo da força máxima de estampagem, equação (2.19), sendo composta pela força teórica pura, acrescida da força produzida pelo atrito resultante do escorregamento da aba entre o prensa-chapa e a matriz e da força de atrito da zona do raio de canto da matriz e a do dobramento da chapa.

$$F_{m\acute{a}x} = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot t \cdot \left[e^{\left(\frac{\mu \pi}{2} \right)} \left(1,1 \cdot \sigma_{ymed} \cdot \ln \left(\frac{R_{Fmax}}{r} \right) \right) + \frac{\mu \cdot F_{PC}}{\pi \cdot R_{Fmax} \cdot t} + \sigma_{ymed} \frac{t}{2 \cdot r_{cm}} \right] \quad (2.19)$$

Onde:

r é o raio da parede do copo (mm);

R_{Fmax} é o raio externo do esboço quando a força atinge o seu valor máximo (mm);

t é a espessura da chapa (mm);

σ_{ymed} é a tensão de escoamento média do material (MPa);

μ é o coeficiente de atrito entre a chapa e a matriz/prensa-chapa;

F_{PC} é a força exercida pelo prensa chapa (N);

Oehler-Kaiser apud Rocha e Duarte (1992) também propõe uma expressão simplificada para o cálculo da força máxima de estampagem para peças cilíndricas, apresentada na equação (2.20).

$$F_{m\acute{a}x} = 5 \cdot d \cdot t \cdot \sigma_{ymed} \cdot \ln \frac{D_0}{d} \quad (2.20)$$

Onde:

d é o diâmetro da parede do copo (mm);

D_0 é o diâmetro inicial do esboço (mm)

t é a espessura da chapa (mm);

σ_{ymed} é a tensão de escoamento média do material (MPa);

2.1.6 Propriedades dos materiais utilizados na estampagem

Os materiais mais utilizados para a estampagem podem ser divididos basicamente em duas categorias: metais ferrosos e metais não-ferrosos.

Segundo Rodrigues e Martins (2005) tratando-se de metais ferrosos, os aços laminados a frio são mais indicados do que os a quente, pois possuem maior coeficiente de encruamento. Quanto à estampagem profunda, os aços com um menor teor de carbono apresentam melhores resultados. Em relação aos metais não-ferrosos, as ligas de alumínio e cobre são as mais utilizadas.

Diversas propriedades de um dado material devem ser avaliadas para a verificação da adequabilidade do mesmo ao processo de estampagem. Alguns atributos como o tamanho médio de grão, a anisotropia e o encruamento são considerados mais relevantes, sendo associados à ruptura e ao aparecimento de defeitos. Nos próximos subitens estas propriedades e os seus efeitos serão discutidos.

A Tabela 2.2 apresenta valores típicos dos aços utilizados no processo de estampagem, sendo possível destacar as seguintes propriedades: limite de escoamento, limite de resistência, encruamento (n), anisotropia normal (\bar{r}) e LDR.

Os aços desenvolvidos para a estampagem apresentam anisotropia normal e LDR superiores quando comparados com o alumínio. Ao estudar chapas de alumínio com 1,5 mm de espessura Moshksar e Zamanian (1997) encontraram valores para a anisotropia normal (\bar{r}) de 0,49 para o estado deformado e de 1,00 para o recozido. O LDR obtido para o alumínio variou de 1,95 a 2,15.

Tabela 2.2 - Propriedades de aços para estampagem, adaptado de Verma e Chandra (2006)

Aço	Limite de Escoamento [MPa]	Limite de Resistência [MPa]	n	\bar{r}	LDR
Estampagem Profunda (EP)	180	320	0,20	1,40	2,246
Estampagem Extra Profunda (EEP)	160	280	0,22	1,60	2,299
Livre de Intertícios - Interstitial Free (IF)	140	290	0,26	1,80	2,365
Livre de Intertícios e Alta Resistência - Interstitial Free High Strength (IFHS)	210	350	0,23	1,45	2,267

2.1.6.1 Tamanho médio do grão

O aumento do tamanho dos grãos melhora, até certo ponto, a capacidade de conformação do material. Segundo a equação (2.21) de Hall-Petch, verifica-se que o aumento do tamanho médio do grão reduz a tensão limite de escoamento do material, ou seja, será possível atingir a deformação plástica com a aplicação de menores tensões.

$$\sigma_e = \sigma_{e0} + k \cdot \bar{d}^{-0,5} \quad (2.21)$$

Onde:

σ_e é a tensão limite de escoamento;

σ_{e0} é o valor de tensão limite de escoamento para os maiores tamanhos de grão (varia de acordo com cada tipo de material);

K é uma constante de proporcionalidade (varia de acordo com cada tipo de material);

\bar{d} é o tamanho médio de grão;

Leu (1999) através de estudos com o aço para estampagem profunda de origem chinesa CA-DDQ, averiguou que menores limites de escoamento aumentam ligeiramente o LDR. A constatação encontra-se na Figura 2.10.

Rodrigues e Martins (2005) afirmaram que o tamanho médio do grão não afeta significativamente o coeficiente de anisotropia do material, porém apresenta grande impacto no coeficiente de encruamento. Maiores tamanhos médios de grão irão aumentar o coeficiente de encruamento do

material, facilitando a conformação da chapa. Hosford e Caddell (2007) ressaltaram que apesar do aumento do tamanho dos grãos ser benéfico à estampagem, casos extremos irão gerar efeitos indesejados como superfícies com elevada rugosidade superficial ('casca de laranja'), sendo este atribuído à movimentação independente dos grãos. A Figura 2.11 ilustra este efeito.

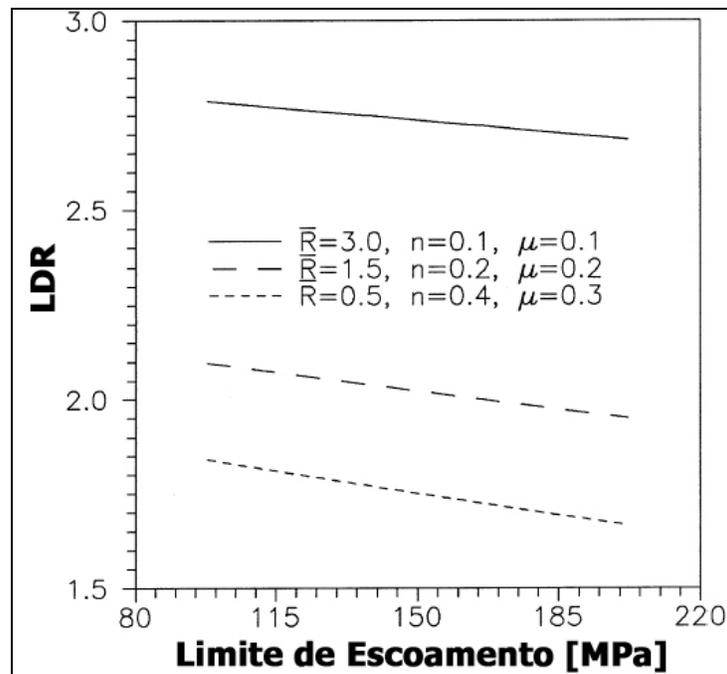


Figura 2.10 - Influência do limite de escoamento no LDR, adaptado de Leu (1999). \bar{R} é a anisotropia normal, n é o coeficiente de encruamento e μ é o coeficiente de atrito.

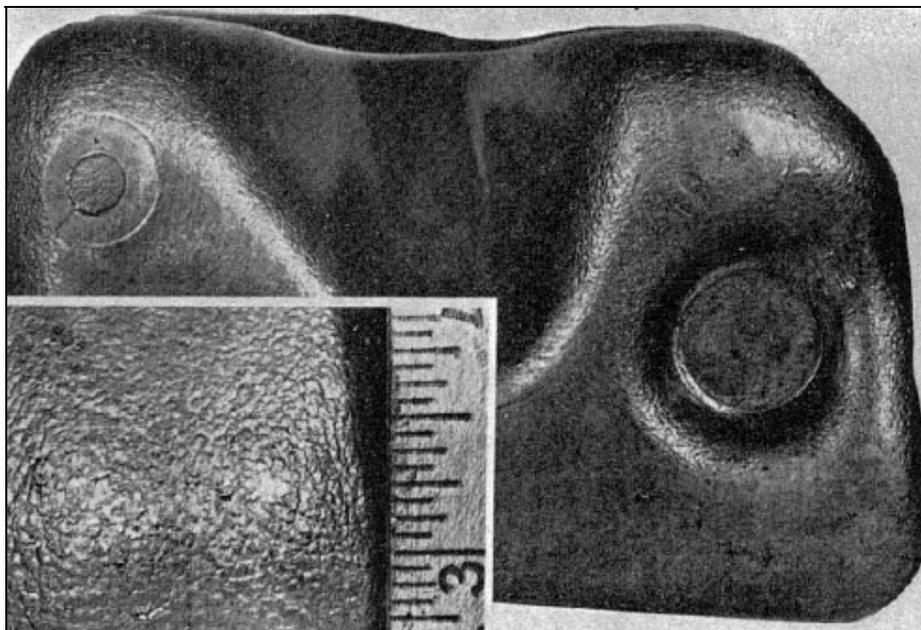


Figura 2.11 - Aparência superficial de casca de laranja, adaptado de Hosford e Caddell (2007)

2.1.6.2 Anisotropia

A anisotropia correlaciona as deformações do material com o estado de tensões submetido, sendo a sua origem no processo de fabricação termomecânico das chapas. O coeficiente de Lankford, ou de anisotropia (r), é definido como sendo a razão entre a deformação verdadeira na largura (ε_w) e a na espessura (ε_t):

$$r = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} \quad (2.22)$$

Considerando o plano da chapa, é possível dividir a anisotropia em normal e planar. A anisotropia normal (\bar{r}) é obtida pela equação (2.23) e a planar (Δr), pela (2.24).

$$\bar{r} = \frac{r_{0^\circ} + 2 \cdot r_{45^\circ} + r_{90^\circ}}{4} \quad (2.23)$$

$$\Delta r = \frac{r_{0^\circ} - 2 \cdot r_{45^\circ} + r_{90^\circ}}{2} \quad (2.24)$$

Onde:

r_{0° é o valor de r medido a 0° em relação à direção de laminação;

r_{45° é o valor de r medido a 45° em relação à direção de laminação;

r_{90° é o valor de r medido a 90° em relação à direção de laminação;

Um material é considerado como sendo isotrópico quando os valores para r_{0° , r_{45° e r_{90° são iguais a unidade, gerando \bar{r} unitário e Δr nulo.

O valor da anisotropia normal indica a habilidade de uma determinada chapa resistir à variação da sua espessura quando submetida a um estado de tração ou compressão simples. Ou seja, quanto maior o valor de anisotropia normal, melhor será o material para a estampagem profunda. A Figura 2.12 apresenta os resultados obtidos por Leu (1999) em estudos com o aço CA-DDQ. Verma e Chandra (2006) afirmaram que maiores valores de \bar{r} refletem em maiores valores para o LDR. Como pode ser observado na Figura 2.13, os autores também concluíram que a influência da

anisotropia normal torna-se mais pronunciada para os casos em que um menor coeficiente de atrito é aplicado. Torna-se evidente que a influência da anisotropia normal no LDR está nítida.

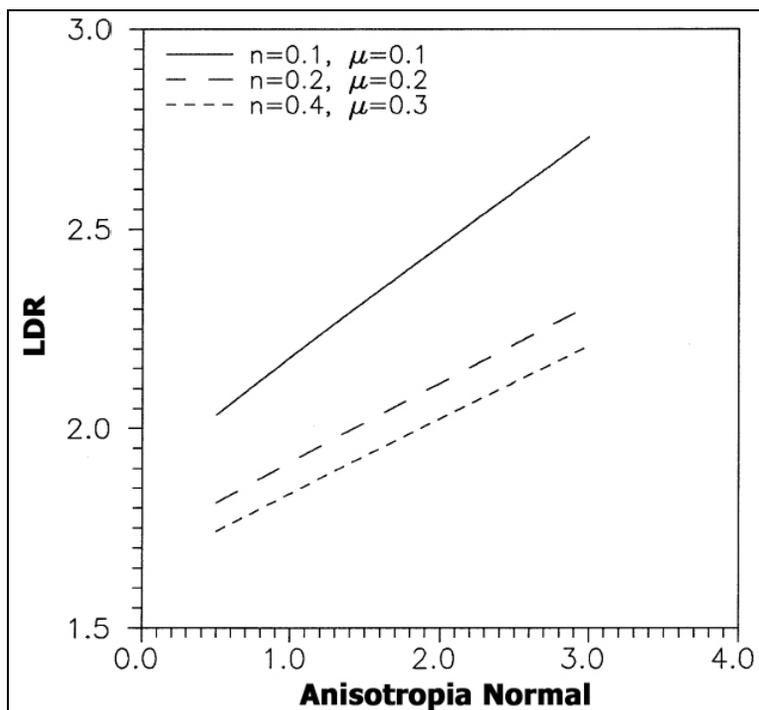


Figura 2.12 - Influência da anisotropia normal no LDR, adaptado de Leu (1999), n é o coeficiente de encruamento e μ é o coeficiente de atrito.

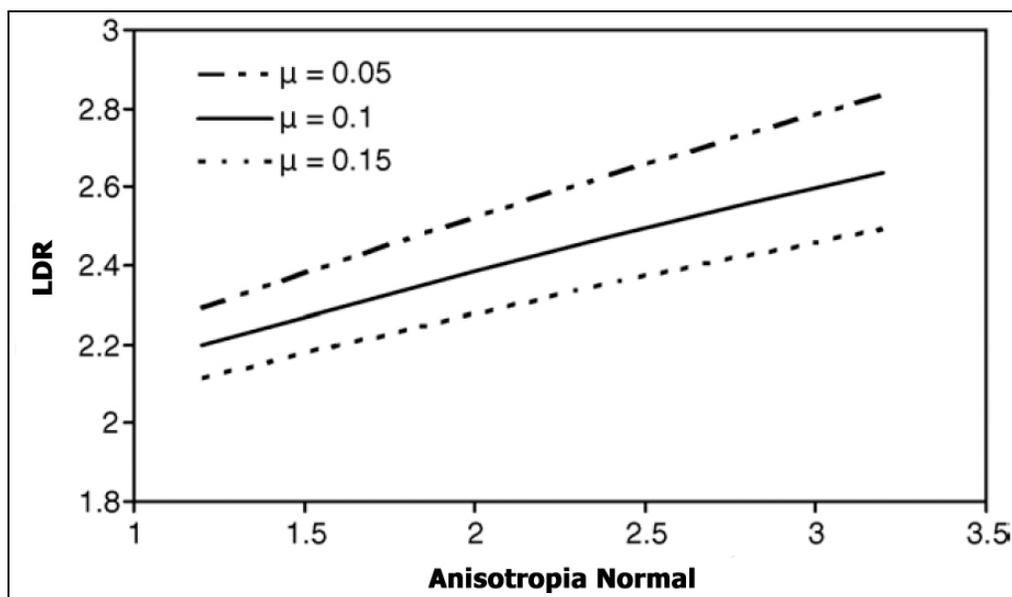


Figura 2.13 - Influência da anisotropia normal no LDR, adaptado de Verma e Chandra (2006), μ é o coeficiente de atrito.

O valor da anisotropia planar está correlacionado com comportamento do material no plano da chapa. O principal defeito associado é o aparecimento de “orelhas” durante o processo de estampagem, sendo este ilustrado na Figura 2.14. Quanto menor for o valor para a anisotropia planar, menores serão as “orelhas”. Dependendo da finalidade da peça, as “orelhas” deverão ser removidas em operações posteriores, expandido o tempo e o custo de fabricação. Pegada et al (2002) propuseram a otimização do formato do esboço, almejando a redução do efeito da anisotropia planar durante a estampagem da liga de alumínio 2048. Resultados promissores foram obtidos, sendo observada significativa redução do das “orelhas”.

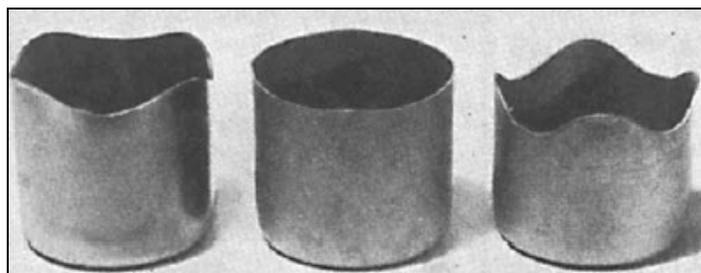


Figura 2.14- Surgimento de orelhas na estampagem, adaptado de Hosford e Caddell (2007)

2.1.6.3 Encruamento

O encruamento irá aumentar o limite de escoamento das regiões que por ventura atinjam o comportamento plástico. O seu efeito será positivo por aumentar a resistência do material na região do raio de canto do punção, porém será negativo na área do raio de canto da matriz e da aba, uma vez que maiores valores de tensões radiais serão exigidos. Segundo Rodrigues e Martins (2005), a experiência mostra que o encruamento não influencia significativamente o coeficiente limite de estampagem, mas os autores recomendam a utilização de materiais com o coeficiente de encruamento mais elevado. Leu (1999), utilizando o aço CA-DDQ, também sugere que o efeito do encruamento não é muito significativo ao processo quando comparado com a anisotropia normal e o coeficiente de atrito, como pode ser observado na Figura 2.15. Verma e Chandra (2006) compartilham da mesma conclusão obtida por Leu (1999), sendo seus resultados apresentados na Figura 2.16.

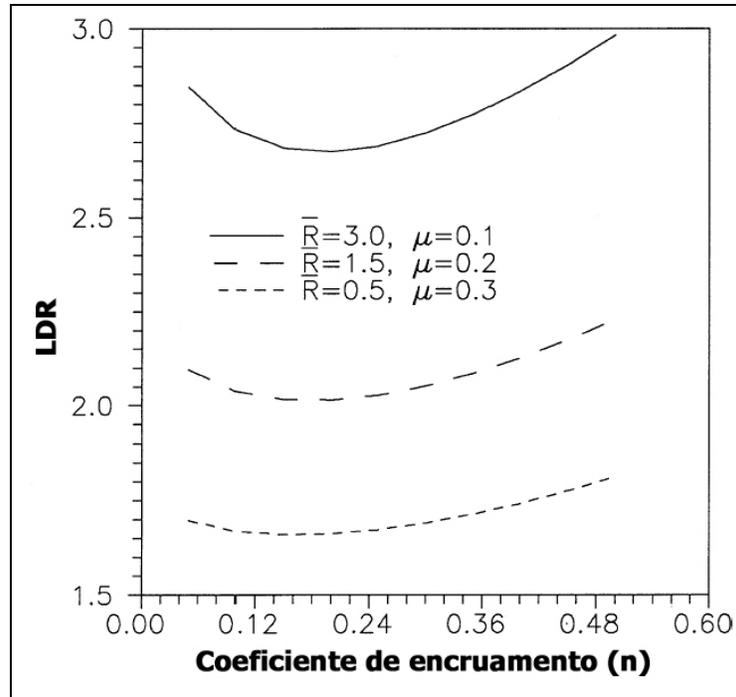


Figura 2.15 - Influência do encruamento no LDR, adaptado de Leu (1999), \bar{R} é a anisotropia normal e μ é o coeficiente de atrito

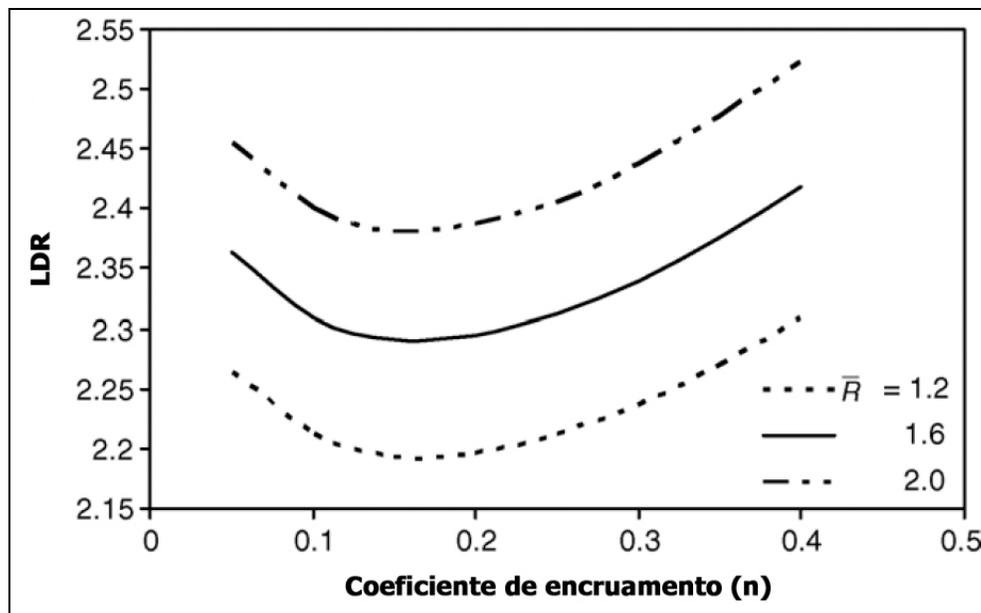


Figura 2.16 - Influência do encruamento no LDR, adaptado de Verma e Chandra (2006), \bar{R} é a anisotropia normal

2.2 Projeto de ferramentas para estampagem

A estampagem é afetada por diversas variáveis, entre elas: força aplicada pelo prensa-chapa, raio de canto da matriz, raio de canto do punção, folga radial, atrito, velocidade de estampagem e a espessura da chapa. Conforme Dieter (1984) os raios do canto do punção e o da matriz são os parâmetros mais importantes. Moshksar e Zamanian (1997) compartilham da mesma opinião. Muitas vezes o projetista necessita de raios muito pequenos nas peças finais, dificultando o processo de fabricação.

Os dois principais modos de falha do processo de estampagem são o rompimento do copo na zona do canto do punção ao final da primeira fase de estampagem ou o aparecimento de enrugamentos na região da aba durante a segunda fase. A falha também pode ser caracterizada pela redução excessiva da espessura, comprometendo o desempenho da peça. A seguir serão expostas as principais variáveis que afetam o processo de estampagem e que devem ser consideradas durante o projeto de ferramentas. Por último serão abordados os modos de falha de ferramentas para conformação a frio.

2.2.1 Força aplicada pelo prensa-chapa

A força exercida pelo prensa-chapa deve ser suficiente para evitar o enrugamento na região da aba, porém não excessiva a ponto de aumentar demasiadamente as tensões radiais, provocando assim a ruptura do copo próximo à região do raio de canto do punção. Dieter (1984) recomenda que a força (N) aplicada pelo prensa-chapa deve ser calculada pela seguinte equação:

$$F_{pc} = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) \frac{\sigma_e + \sigma_u}{200} \quad (2.25)$$

Onde:

σ_e é o limite de escoamento do material (MPa);

σ_u é a limite de resistência do material (MPa);

D é o diâmetro do esboço (mm);

d é o diâmetro do copo (mm).

Rodrigues e Martins (2005) recomendam que na equação (2.25) o somatório das tensões limites de resistência e escoamento seja dividido por valores que variam de 200 a 150 e não por um valor fixo de 200 como o recomendado por Dieter (1984). Para aços de estampagem profunda, a recomendação é a utilização de pressões da ordem de 2,1 a 3,1 N/mm².

Conforme discutido na seção 2.1.2.2, o prensa-chapa é necessário apenas nas operações em que há instabilidade na zona da aba, ou seja, quando há risco de enrugamento da chapa. A espessura e as propriedades da chapa, bem como a relação de estampagem irão contribuir para a estabilidade. Rodrigues e Martins (2005) consideram habitual a não utilização de prensa-chapa para diâmetros de esboço inferiores à 20 vezes a espessura inicial da chapa, porém sempre que a espessura for igual ou inferior à 0,6mm deve-se optar pelo prensa-chapa.

Os tipos de prensa-chapa podem ser divididos em três categorias:

- Fixo: há uma folga inicial entre o prensa-chapa e a matriz, sendo que o aumento da espessura da aba irá travar a chapa;
- Acionado pelo movimento da ferramenta: uma força é exercida sobre o prensa-chapa pressionando a chapa contra a matriz. A origem desta força se dá pelo movimento de fechamento da ferramenta, podendo ser transmitida por molas, borrachas, etc.;
- Independente: a força exercida sobre o prensa-chapa não depende do deslocamento da ferramenta, podendo ser regulada independentemente.

Mir e Hillier, apud Leu (1999), concluíram que o tipo de prensa-chapa não influencia significativamente o valor do LDR. Colgan e Monaghan, apud Verma e Chandra (2006), alegaram que se a força aplicada pelo prensa-chapa não estiver dentro de determinados limites superior e inferior, esta passará a influenciar significativamente o valor do LDR.

Gavas e Izciler (2006) propuseram a instalação de um sistema antitravamento para controlar a força aplicada pelo prensa-chapa. Este sistema é do tipo independente e apresenta uma oscilação da força aplicada, contribuindo também para uma melhor lubrificação da região de interface matriz/chapa/prensa-chapa. Experimentos realizados com chapas de alumínio apontaram que é possível obter um ganho de aproximadamente 10% no valor do LDR.

2.2.2 Raio de canto da matriz

O raio de canto da matriz, como contemplado na seção 2.2, apresenta grande impacto no processo de estampagem. Raios pequenos irão aumentar as tensões devido ao dobramento, aumentando a força necessária para a estampagem e reduzindo a espessura da chapa nesta região. Moshksar e Zamanian (1997), como pode ser apreciado na Figura 2.17, observaram o efeito de diferentes valores para o raio de canto da matriz na força de estampagem do alumínio.

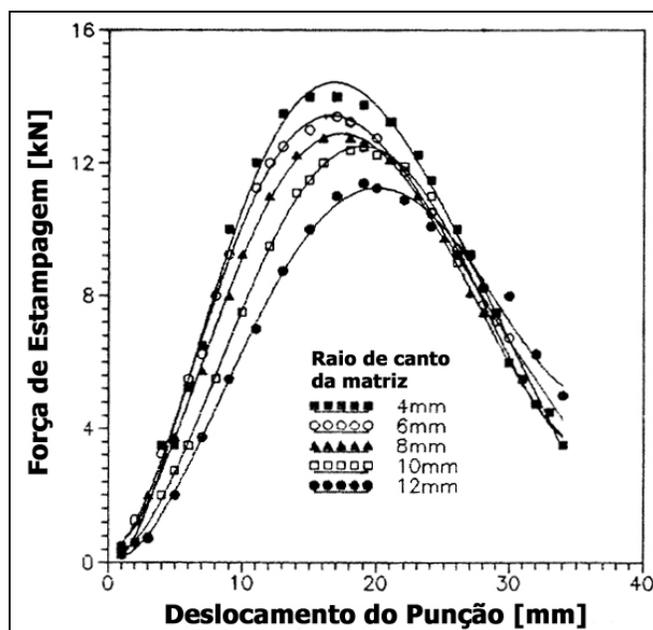


Figura 2.17 - Influência do raio de canto da matriz na força de estampagem, adaptado de Moshksar e Zamanian (1997)

Em contrapartida, raios com grandes dimensões farão com que uma volumosa parte da chapa na região da aba permaneça sem o efeito do prensa-chapa, podendo gerar o enrugamento. Rodrigues e Martins (2005) afirmaram que este tipo de problema surge quando o raio é superior a dez vezes a espessura da chapa, sendo recomendada a utilização de valores compreendidos entre seis a dez vezes. Dieter (1984) alegou que os ideais seriam de oito e dez vezes. Leu (1999) evidenciou que maiores raios de canto da matriz irão resultar em incrementos nos valores do LDR, como observado na Figura 2.18.

Testes realizados por Verma e Chandra (2006) com um aço para estampagem profunda cujo limite de escoamento é de 180 MPa, anisotropia normal de 1,4 e coeficiente de atrito de 0,1, indicaram

que o LDR é influenciado significativamente pelo raio de canto da matriz. Na Figura 2.19 é possível observar que o comportamento para diferentes espessuras é similar.

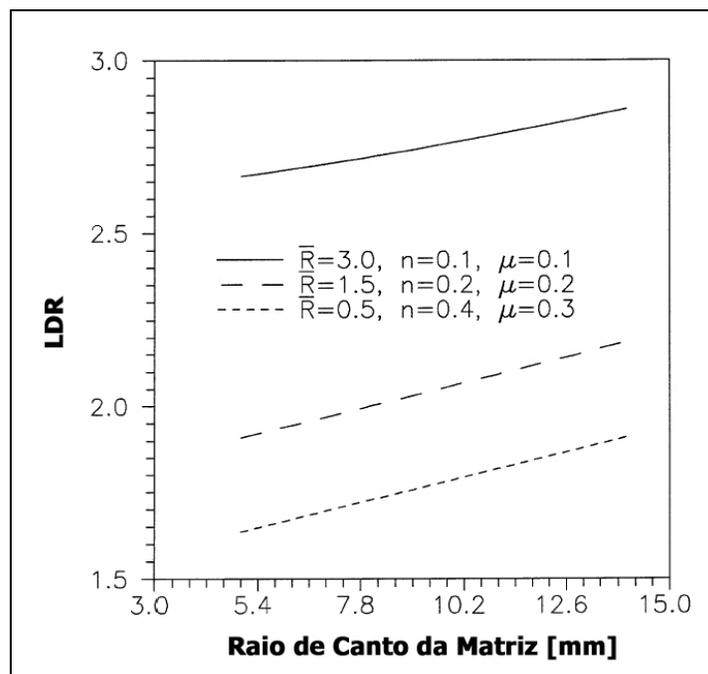


Figura 2.18 - Influência do raio de canto da matriz no LDR, adaptado de Leu (1999), \bar{R} é a anisotropia normal, n é o coeficiente de encruamento e μ é o coeficiente de atrito

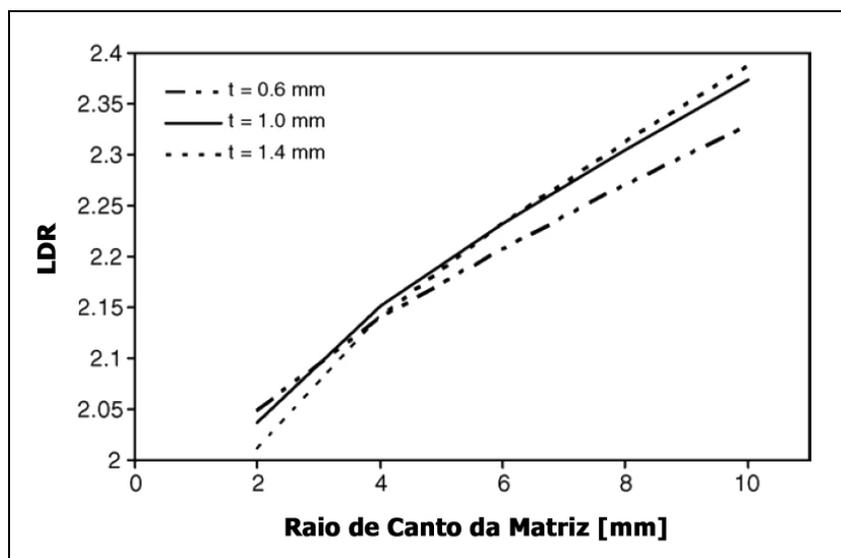


Figura 2.19 - Influência do raio de canto da matriz no LDR, adaptado de Verma e Chandra (2006), t é a espessura da chapa

Huang e Chen (1995) variaram os raios de canto de quatro a vinte vezes o valor da espessura da chapa, também concluindo que maiores valores de LDR são obtidos para maiores raios. O menor raio testado foi de 4,8 mm e apresentou um valor de LDR igual a 2,060, já para o maior (14 mm), o LDR foi igual a 2,174, representando uma variação no LDR de 5,53%. Ao mesmo tempo foi observado que o enrugamento da chapa devido ao uso de grandes valores para o raio não ocorre facilmente. Johnson, apud Moshksar e Zamanian (1997), concluiu que raios inferiores a duas vezes a espessura da chapa irão ocasionar o rompimento.

2.2.3 Raio de canto do punção

O raio de canto do punção tem pouco efeito sobre a força de estampagem, porém de forma similar ao canto da matriz, pequenos valores irão gerar reduções consideráveis na espessura da parede do copo. Moshksar e Zamanian (1997), através de ensaios com chapas de alumínio com 1,5 mm de espessura, ratificaram que a força máxima realmente independe do raio de canto do punção quando todas as demais variáveis permanecem constantes. Os resultados obtidos estão na Figura 2.20. Dieter (1984) afirmou que o raio de canto ideal para o punção (R_{CP}) deve estar compreendido entre seis a oito vezes a espessura inicial da chapa.

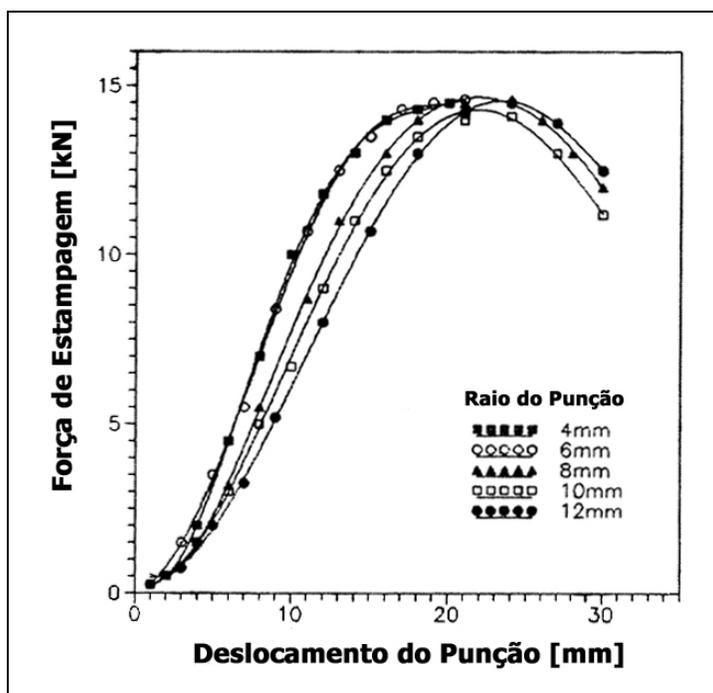


Figura 2.20 - Influência do raio de canto do punção na força de estampagem, adaptado de Moshksar e Zamanian (1997)

Rodrigues e Martins (2005) recomendam duas opções para o cálculo do raio de canto do punção. A primeira considera apenas a espessura da chapa, sendo fornecida pela Tabela 2.3. Em contrapartida, a segunda avalia exclusivamente o diâmetro do punção, sendo fornecida pelas seguintes relações:

- Diâmetros de 6 a 25 mm: de três a quatro vezes a espessura inicial da chapa;
- Diâmetros de 25 a 650 mm: de quatro a cinco vezes a espessura inicial da chapa;
- Diâmetros maiores que 650 mm: de cinco a sete vezes a espessura inicial da chapa.

Tabela 2.3 - Raios de canto do punção recomendados em função da espessura da chapa, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

Espessura da Chapa (mm)	Raio Mínimo (mm)	Raio Máximo (mm)
0,38 a 0,46	4,0	6,4
0,53 a 0,69	4,7	7,1
0,79 a 1,17	4,7	7,9
1,2 a 1,6	6,4	9,5
2,0 a 2,4	7,9	11,1
2,8 a 3,2	8,7	11,9

2.2.4 Folga Radial

O dimensionamento da folga radial deve considerar o aumento da espessura na região da aba decorrente do processo. Valores excessivos para a folga radial farão com que uma grande parte da chapa fique sem apoio, aumentando a probabilidade do aparecimento de enrugamento e dificultando a transição entre a primeira e a segunda fase do processo. A geometria do produto final pode ser afetada, inviabilizando o formato cilíndrico. Em contrapartida, caso a folga radial seja inferior à espessura da chapa, haverá a ocorrência de “ironing”. Por razões práticas, Dieter (1984) recomenda que a folga radial (j_r) seja obtida pela seguinte desigualdade.

$$1,1 \cdot t_0 \cdot \left(\frac{D}{d}\right)^{1/4} \leq j_r \leq 1,2 \cdot t_0 \cdot \left(\frac{D}{d}\right)^{1/4} \quad (2.26)$$

Onde:

t_0 é a espessura inicial da chapa (mm);

D é o diâmetro do esboço (mm);

d é o diâmetro do copo (mm).

Oeher e Kaiser, apud Rodrigues e Martins (2005), recomendam para a estampagem cilíndrica, sem “ironing”, a utilização da equação seguinte.

$$j_r = t_{\max} + k\sqrt{10 \cdot t_0} \quad (2.27)$$

Onde:

t_0 é a espessura inicial da chapa (mm);

t_{\max} é a espessura máxima da chapa (mm);

k é uma constante que depende do material (0,07 para aços, 0,03 para não ferrosos e 0,02 para alumínio);

A Sociedade Americana para Metais (“American Society for Metals- ASM”) recomenda que as folgas sejam obtidas pela Tabela 2.4. A folga radial é obtida mediante a multiplicação do valor da espessura da chapa pelo fator selecionado na tabela.

Tabela 2.4 - Fator multiplicador para o cálculo da folga radial, adaptado de Rodrigues e Martins (2005)

Espessura da chapa (mm)	Fator multiplicador em função da espessura		
	Primeira fase	Segunda fase	Acabamento
até 0,4	1,07 a 1,09	1,08 a 1,10	1,04 a 1,05
0,4 a 1,3	1,08 a 1,10	1,09 a 1,12	1,05 a 1,06
1,3 a 3,2	1,10 a 1,12	1,12 a 1,14	1,07 a 1,09
maior que 3,2	1,12 a 1,14	1,14 a 1,20	1,08 a 1,10

Huang e Chen (1996) estudaram a influência da folga radial sobre o LDR. Foram utilizadas chapas para estampagem profunda com 1,2 mm de espessura de um aço com baixo teor de carbono, sendo as folgas testadas de 1,04-1,15 e 1,22 vezes a espessura. Os maiores valores de LDR foram obtidos com a folga de 1,15 e os menores com 1,22. A folga de 1,04 gerou o efeito “ironing”. A força máxima de estampagem foi maior quando se utilizou a folga de 1,22, sendo que para as folgas de 1,04 e 1,15 os valores encontrados foram muito próximos. Os autores não conseguiriam determinar uma relação confiável entre a folga e o LDR.

2.2.5 Atrito

O atrito está presente em todos os processos de conformação. Quando duas superfícies estão em contato e há movimento, sempre irá surgir esta força de resistência, que muitas vezes é de difícil medição. Segundo Avitzur (1992), nenhuma superfície é geometricamente perfeita, havendo a formação de vales e picos. Isto implica que a área de contato entre as duas superfícies é bem menor do que aparenta ser, visto que apenas estes pontos de irregularidades estão em contato direto. Elevadas tensões são geradas, podendo levar à deformações plásticas. Este modelo encontra-se representado na Figura 2.21.

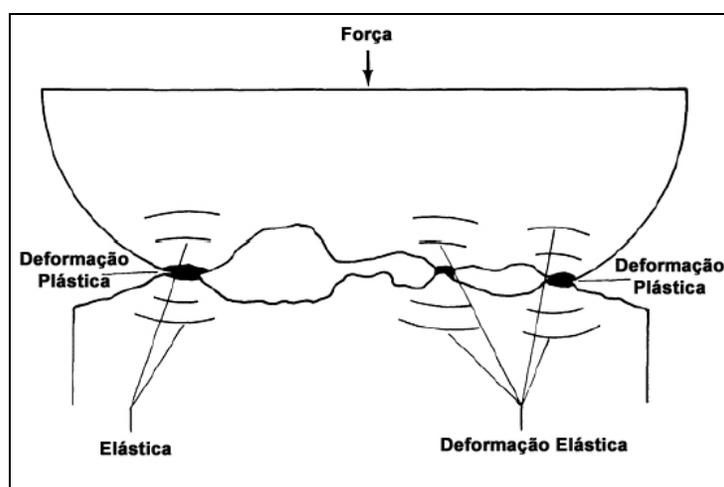


Figura 2.21 - Representação esquemática das irregularidades das superfícies, adaptado de Avitzur (1992)

Quando as superfícies de contato estão muito limpas e sob elevadas pressões, as forças provenientes da adesão são predominantes às geradas pelo atrito, formando ligações atômicas entre as superfícies, dando origem à solda a frio.

Segundo Basse (1992), o atrito no processo de conformação de metais é um assunto de elevada complexidade, visto que: as forças aplicadas são de grande magnitude, as taxas de deformação são elevadas, há geração de calor proveniente do atrito e óxidos oriundos do tratamento térmico da matriz. Tradicionalmente, como pode ser observado na Figura 2.22, assume-se o atrito Colombiano para os casos de baixas cargas e, com o aumento das mesmas, o atrito torna-se independente, assumindo um valor k , que é a tensão de escoamento do material.

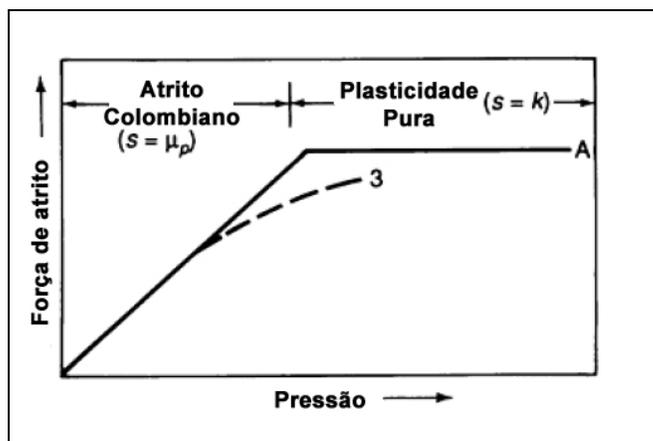


Figura 2.22 - Representação qualitativa da força de atrito, adaptado de Basse (1992)

Avitzur (1992) também ressalta a influência da lubrificação hidrodinâmica no coeficiente de atrito. Para valores elevados de pressão, como pode ser observado na Figura 2.23, tem-se a lubrificação de contorno, acarretando em um maior coeficiente de atrito. Pela figura também pode ser observado como é complexo o estudo do atrito nos processos de conformação de chapas, visto que há interdependência entre as variáveis.

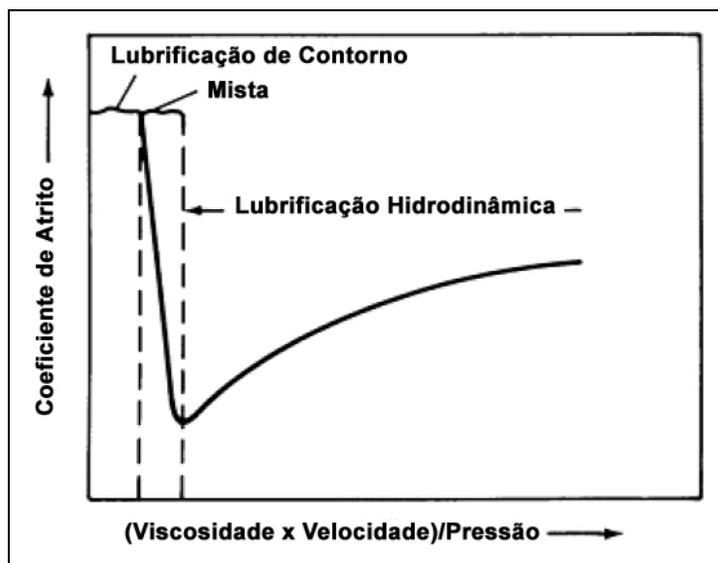


Figura 2.23 - Variação do coeficiente de atrito com a lubrificação, adaptado de Avitzur (1992)

A adoção de menores coeficientes de atrito entre a chapa e a matriz/prensa-chapa irá resultar em menores forças de estampagem, sendo necessário um bom acabamento das partes e uma lubrificação adequada. Um maior atrito entre o punção e a chapa é benéfico, dificultando a ruptura da peça na região do canto do punção. Esta região não pode ser lubrificada, devendo possuir uma rugosidade mais elevada. Leu (1999) demonstrou que a elevação do coeficiente de atrito na região

matriz/chapa/prensa-chapa resulta na redução dos valores encontrados para o LDR. Como pode ser visto na Figura 2.24, para valores de coeficiente de atrito entre 0,05 e 0,30 a relação torna-se praticamente linear. Verma e Chandra (2006) encontraram um comportamento semelhante para o coeficiente de atrito, como pode ser observado na Figura 2.25.

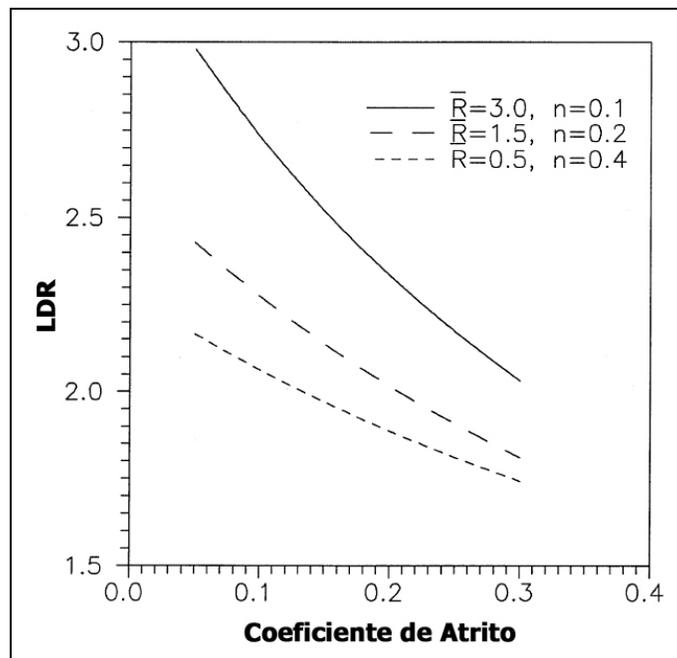


Figura 2.24 - Influência do coeficiente de atrito no LDR, adaptado de Leu (1999), \bar{R} é a anisotropia normal e n é o coeficiente de encruamento

Huang e Cheng (1997) investigaram o efeito do tipo de lubrificante no LDR, para tal foi utilizado um prensa-chapa com uma distância fixa inicial da chapa de 0,07 mm. Através de experimentos e simulações numéricas, concluiu-se que o lubrificante sólido é melhor do que o líquido. A força máxima de estampagem quando não foi utilizado lubrificante ou com o uso de óleo foram muito próximas, porém com o lubrificante sólido (estearato de zinco) foi possível observar uma redução de aproximadamente 30%. A explicação sugerida é que o lubrificante sólido consegue manter o filme de lubrificação, enquanto filmes líquidos são rompidos devido às altas tensões aplicadas. O coeficiente de atrito para o estearato de zinco é de aproximadamente 0,02 e para o óleo de 0,20. O LDR encontrado para óleo lubrificante foi de 2,131 enquanto que para o estearato de zinco foi de 2,30. Os resultados indicam que a utilização de óleo lubrificante é contra indicada, uma vez que os valores de LDR e força máxima de estampagem são muito próximos quando comparadas com as estampagens a seco, além disto, o impacto no meio ambiente tem se tornado cada vez mais importante.

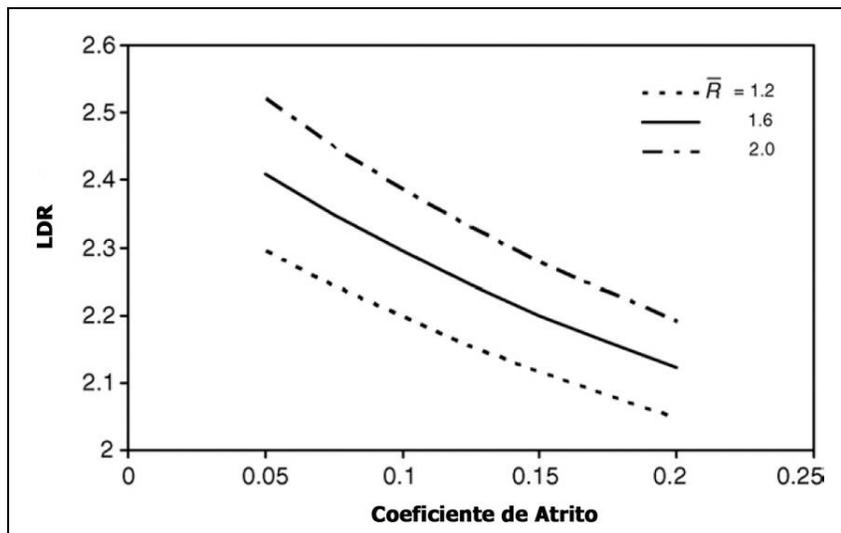


Figura 2.25 - Influência do coeficiente de atrito no LDR, adaptado de Verma e Chandra (2006), \bar{R} é a anisotropia normal

Sabe-se que na região do canto do punção um maior atrito contribui positivamente para o processo, Hassan et al (2002) mostraram que é possível aumentar o atrito e conseqüentemente o LDR através da utilização de um anel de poliuretano localizado entre o punção e a matriz. A Figura 2.26 apresenta o dispositivo utilizado.

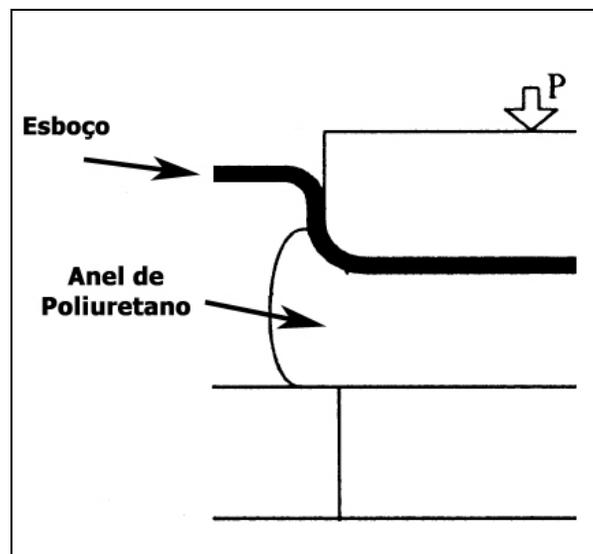


Figura 2.26 - Anel de poliuretano para aumento do atrito, adaptado de Hassan et al (2002)

2.2.6 Velocidade de estampagem

A velocidade de estampagem possui uma expressiva importância para a indústria, pois elevadas cadências significam alta produtividade. Sabe-se, no entanto, que o comportamento mecânico do material e a lubrificação são afetados por esta variável. Rodrigues e Martins (2005) afirmaram que de acordo com a ASM os valores para velocidade de estampagem não devem exceder a 17 m/min para os aços e 53m/min para as ligas de alumínio. Elevados valores para a velocidade de deformação podem gerar maiores tensões nos limites de escoamento e resistência, bem como piorar as propriedades ligadas à ductilidade. Valores muito reduzidos para a velocidade de estampagem irão reduzir a produtividade.

2.2.7 Espessura da chapa

Shawki, apud Leu (1999), alegou que o LDR aumenta com a redução da razão entre o diâmetro do punção pela espessura da chapa. Venkatesh e Goh, apud Leu (1999), sugeriram que a espessura da chapa é uma das variáveis que possui maior impacto no valor LDR. Em contrapartida, Verma e Chandra (2006) alegaram que o LDR é influenciado pela espessura da chapa apenas para menores valores, não sendo observadas grandes variações com maiores espessuras. Vide Figura 2.27.

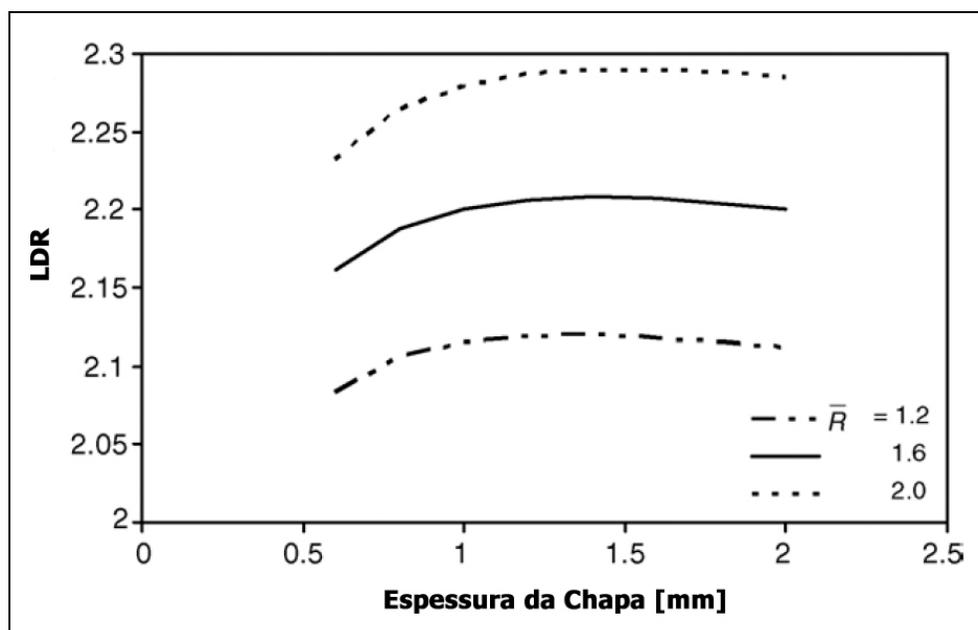


Figura 2.27 - Influência da espessura no LDR, adaptado de Verma e Chandra (2006), \bar{R} é a anisotropia normal

2.2.8 Modos de falha de ferramentas

Os modos de falha de ferramentas para conformação a frio são: desgaste, lascamento, deformação plástica, trinca catastrófica e caldeamento. A Figura 2.28 apresenta a ilustração.

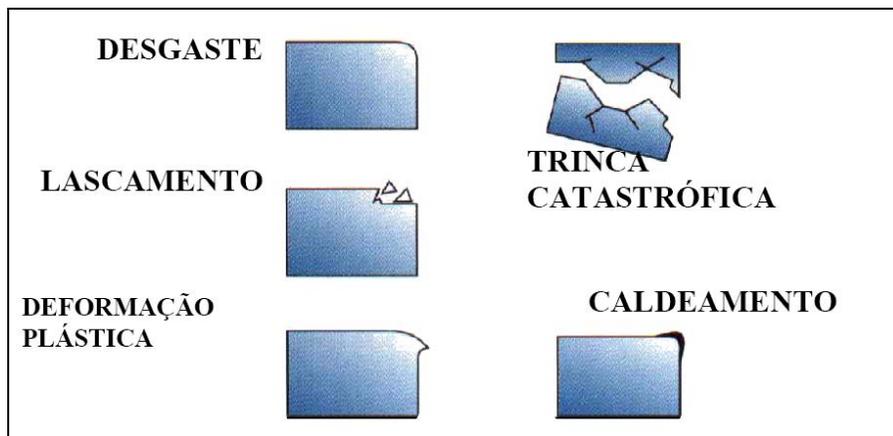


Figura 2.28 – Modos de falha de ferramentas, adaptado de Brasimet (2010)

O desgaste é inerente à utilização da ferramenta, podendo ser dividido em desgaste abrasivo e adesivo. O primeiro é caracterizado quando partículas superficiais da chapa com dureza superior à da ferramenta danificam a superfície, sendo comum em chapas com elevada dureza ou que contenham partículas como óxidos ou carbonetos. O segundo tem origem num processo de micro-soldagem entre a ferramenta e a chapa, provocando o acúmulo de partículas na ferramenta e posterior desprendimento. O lascamento tem a sua origem em uma baixa resistência da ferramenta, geralmente iniciando com micro-trincas na superfície de trabalho que se expandem originando trincas maiores e o lascamento. A deformação plástica ocorre quando a ferramenta é solicitada acima do seu limite de escoamento, originando deformações permanentes que podem comprometer as tolerâncias dimensionais do produto final. A trinca catastrófica tem a sua origem na propagação de micro-trincas e trincas, sendo, geralmente irreparável ou de elevado custo. Fatores como concentradores de tensão, marcas de usinagem, retificação, processo de eletroerosão, cantos vivos, projeto inadequado e outros podem contribuir para a ocorrência da mesma. O caldeamento é causado pela adesão de partículas da chapa à superfície da ferramenta, geralmente ocorrendo na conformação de materiais de baixa dureza. Para resistir aos modos de falha, algumas características são muito importantes para as ferramentas, dentre elas tem-se: baixo coeficiente de atrito, elevada dureza e ductilidade.

2.2.9 Materiais para ferramentas

A escolha do material depende da severidade da operação e da produção. O Instituto Americano de Ferro e Aço (“American Iron and Steel Institute – AISI”) estabeleceu nove categorias para os aços utilizados para a confecção de ferramentas e matrizes, sendo elas:

- Categoria W – Aços ferramenta temperáveis em água;
- Categoria S – Aços ferramenta resistentes ao choque;
- Categoria O – Aços ferramenta para trabalho a frio temperáveis em óleo;
- Categoria A – Aços ferramenta para trabalho a frio temperáveis ao ar;
- Categoria D – Aços ferramenta para trabalho a frio;
- Categoria H – Aços ferramenta para trabalho a quente;
- Categoria P – Aços ferramenta para moldes;
- Categoria M – Aços rápido ao molibidênio;
- Categoria T – Aços rápidos ao tungstênio;

Segundo Silva e Mei (2010), os aços para trabalho a frio da série D possuem elevada resistência ao desgaste devido à presença de carbonetos de cromo, bem como sofrem baixíssimas distorções no tratamento térmico. O aço AISI D6 é amplamente utilizado para a confecção de matrizes para corte, estampagem e embutimento, apresentando elevada temperabilidade. A dureza, após o tratamento térmico, varia de 58 a 62 HRC (Heattech, 2010).

2.3 **Processos de fabricação de matrizes**

A fabricação de matrizes e moldes é de suma importância para o setor industrial, pois estes são largamente utilizados na confecção de diversos produtos, influenciando diretamente o produto final. As matrizes e os moldes estão presentes nos processos de estampagem, forjamento, corte, dobra, fundição, injeção, etc., sendo seus fabricantes levados à incessante busca pela máxima qualidade com os menores custos e prazos. Apesar dos custos serem pequenos quando comparados com toda a cadeia produtiva, numa sociedade capitalista em que qualquer redução do custo e tempo de entrega pode ser sinônimo de sucesso ou fracasso, a otimização do processo de fabricação de matrizes torna-se necessária.

O fabricante deverá selecionar os meios disponíveis e a sequência mais adequada para a confecção da matriz pretendida. Altan et al (1999) apresentaram alguns dos processos disponíveis para a

fabricação de matrizes, sendo os principais: fresamento em máquina convencional, usinagem em fresas copiadoras ou tornos copiadores, fresamento com comando numérico, eletroerosão e cravação.

O fresamento em máquina convencional depende muito da habilidade do operador, sendo um dos processos mais antigos para a produção de matrizes. Este processo torna-se inviável para peças com geometrias mais complexas e necessita que um considerável volume de material seja removido durante a etapa de acabamento.

A usinagem por fresas ou tornos copiadores carece de um modelo exato da superfície a ser fabricada, facilitando a produção de matrizes idênticas e exigindo menos habilidade do operador quando comparado com o fresamento manual. A operação de acabamento é semelhante à requerida pela usinagem manual.

O fresamento com comando numérico praticamente dispensa a intervenção do operador. As trajetórias de usinagem podem ser elaborados com o auxílio de softwares do tipo CAD/CAM (“Computer-Aided Design/ Computer-Aided Manufacturing”). Em relação à usinagem com copiadores, torna-se dispensável a utilização de modelos, facilitando mudanças de geometria e aumentando a repetibilidade e a precisão.

A usinagem por eletroerosão possui maior utilização na fabricação de superfícies complexas, detalhes cegos, furos passantes e cavidades profundas. Por não ser influenciada pela dureza do material torna-se interessante para os casos em que o material possua maior dureza ou baixa usinabilidade. Segundo Altan et al (1999) a precisão e a repetibilidade são muito boas e estão dentro das demandas das tolerâncias das matrizes, facilitando o processo de acabamento superficial. Neste processo é necessário que o material seja condutor elétrico. A dificuldade é a baixa taxa de remoção de material.

A cravação ou “hobbing” torna-se interessante para a fabricação de matrizes com cavidades rasas. Pelo fato de utilizar o mesmo punção para a cravação torna-se possível a economia de escala, não sendo necessária a etapa de polimento.

Hock e Wenserski, apud Altan et al (2001), ressaltaram que para se obter sucesso no ramo de fabricação de moldes e matrizes deve-se reduzir o tempo total do processo, sendo isto possível através do aumento da capacidade de usinagem e do índice de utilização dos equipamentos e/ou

aumento da eficiência das operações manuais. Os processos de acabamento e polimento de matrizes e moldes são lentos e muitas vezes manuais. Segundo Fallbohmer, apud Ramos e Machado (2004), durante a fabricação de moldes e matrizes 32% do tempo de fabricação é despendido na etapa do polimento. Como pode ser observado na Figura 2.29, a usinagem corresponde ao maior custo.

Segundo Altan et al (2001) praticamente todos os fabricantes de moldes e matrizes utilizam usinagem de alta velocidade (“High Speed Machining – HSM”) a fim de obter um melhor desempenho. Chen et al (2005) observaram que este tipo de equipamento gera um acabamento e um controle dimensional muito superiores quando comparado com a usinagem convencional. Liu et al (2005) ressaltaram que a utilização de HSM tem o objetivo de eliminar ou reduzir ao máximo os trabalhos manuais, aumentando a produtividade e garantindo a integridade geométrica das partes. Porém, a utilização de HSM apresenta um elevado custo de investimento e não condiz à realidade industrial brasileira, em que máquinas convencionais ainda prevalecem, demandando mais estudos sobre o assunto.

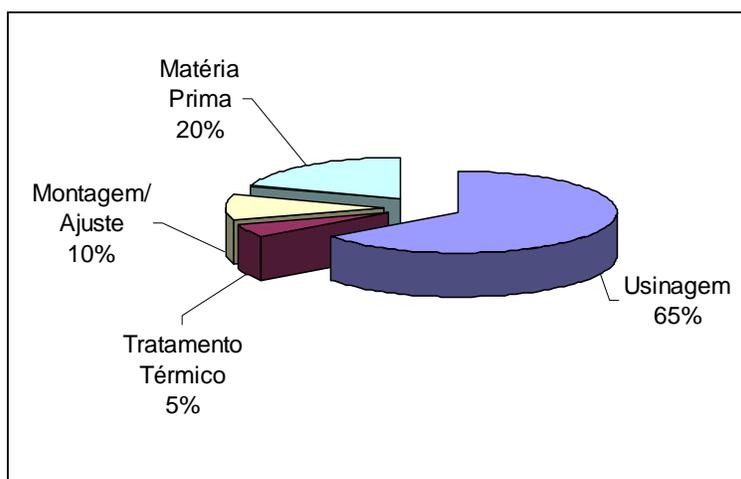


Figura 2.29- Custo total de fabricação para matrizes, adaptado de Sandvik (2010)

Na fabricação de matrizes, o primeiro passo é dado pela aquisição da matéria prima, sendo que o material deve estar em conformidade com o selecionado na etapa de projeto. A seguir é feita a usinagem de desbaste, podendo ser realizada através da usinagem convencional e/ou não convencional, após a qual uma camada de sobremetal deve ser mantida. O tratamento térmico deve ser realizado para aumentar a dureza, podendo ocorrer nesta etapa deformações. A remoção do sobremetal por meio da usinagem de acabamento visa remover as deformações das fases anteriores, garantindo que a forma, acabamento e dimensões finais fiquem dentro do especificado. O

polimento, que pode ser manual ou automático, tem como objetivo aprimorar o acabamento da peça. Um fluxograma do processo pode ser visto na Figura 2.30.

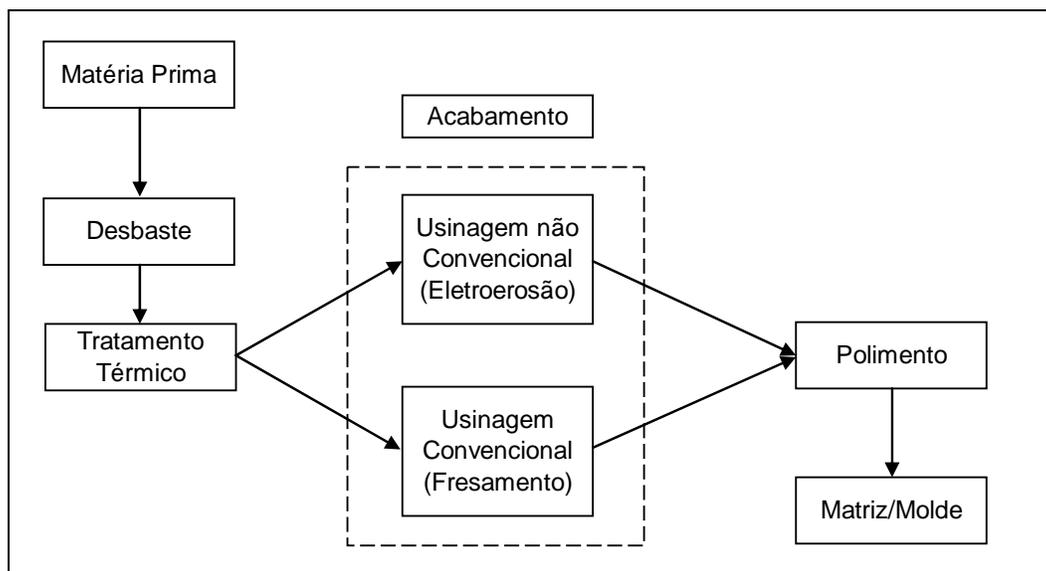


Figura 2.30 - Fluxograma para a fabricação de moldes e matrizes

Durante o processo de fabricação desvios são inseridos na peça final, sendo impossível atingir a perfeição. Torna-se necessário medir os diversos tipos de desvios presentes e assegurar que os mesmos estejam dentro do especificado na etapa de projeto. Almeida e Machado (2006) afirmaram que apenas o controle dos desvios dimensionais não é insuficiente para garantir o sucesso de um determinado componente, sendo necessário investigar também os desvios macrogeométricos e microgeométricos.

Existem três tipos de desvios:

- Desvios dimensionais: correlacionados com medidas de altura, comprimento, largura, profundidade, diâmetro, ângulo;
- Desvios macrogeométricos: que podem ser de forma (planicidade, reilicidade, circularidade e cilindridade), perfil (forma de uma linha qualquer e forma de uma superfície qualquer), orientação (paralelismo, perpendicularidade e inclinação), localização (posição, simetria e concentricidade) e batimento (batimento total e batimento circular);
- Desvios microgeométricos: estão relacionados com a rugosidade superficial e ondulações.

O fresamento e a eletroerosão (“Electric discharge machining – EDM”) são os dois principais processos de fabricação dos moldes e matrizes. Nos próximos subitens será abordada a influência destes processos de fabricação nos desvios.

2.3.1 Fresamento

Kalpakjian (1995) define o fresamento como sendo um dos mais versáteis processos de fabricação, apresentando grande eficiência e repetibilidade. O estudo da influência dos parâmetros de corte nos desvios de aço endurecidos vem despertando o interesse de vários estudiosos. Sabe-se que condições de corte mais severas geram piores resultados e que cada parâmetro de corte influencia de maneira distinta o resultado final. Porém, maiores lucros são obtidos quando se utilizam grandes taxas de remoção de material. Deve-se descobrir um ponto ótimo em que se tenham menores desvios sem prejudicar a produção.

Hinds e Ong (2004) apresentaram em seu trabalho uma formulação matemática em que a força normal de corte pode ser calculada em função da profundidade de usinagem, penetração de trabalho, velocidade de corte e avanço, sendo esta a ordem decrescente de influência no valor da força de corte. A seguir serão discutidos os principais parâmetros de corte do fresamento, bem como as características das ferramentas e dos equipamentos que apresentam maior influência nos desvios microgeométricos, macrogeométricos e dimensionais. Os principais parâmetros que afetam o processo de fresamento estão representados na Figura 2.31.

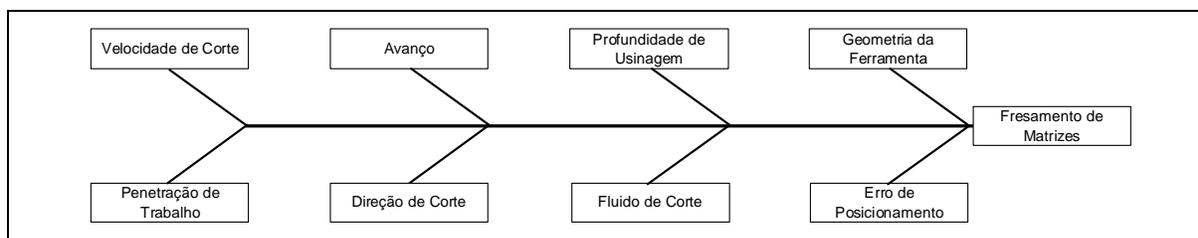


Figura 2.31 - Principais parâmetros que afetam o processo de fresamento

2.3.1.1 Velocidade de corte (V_c)

A velocidade de corte (V_c) é definida como sendo a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo a direção e sentido de corte. Velocidades de corte menores podem gerar na interface cavaco-ferramenta a aresta postiça de corte (APC), prejudicando a integridade superficial e aumentando os desvios dimensionais e macrogeométricos. Velocidades maiores irão reduzir a força de corte e aumentar a velocidade de saída do cavaco, reduzindo o tempo de contato entre o cavaco e a superfície da peça. Maiores velocidades de saída também irão

aumentar a probabilidade do cavaco não ser arrastado contra a nova superfície formada durante a sua saída.

Velocidades de corte maiores serão mais favoráveis à redução dos desvios microgeométricos, macrogeométricos e dimensionais, porém deve-se ressaltar que velocidades excessivas podem gerar vibrações mais intensas, dando origem a piores resultados. Ghani et al (2003) observaram que para os parâmetros estudados durante o fresamento do aço AISI H13, a velocidade de corte é o fator mais influente nos desvios microgeométricos. Saï et al (2001) reportaram que ao fresar aço inoxidável e aço carbono, o aumento da velocidade de corte diminui a rugosidade superficial.

O aparecimento de resultados inesperados durante experimentos não é raro. Axinte e Dewes (2002) perceberam que os valores de rugosidade aumentaram juntamente com a velocidade de corte, porém não havia sido observado o aparecimento da APC, tal fato foi atribuído a um possível desbalanceamento da ferramenta e a vibrações. Hinds e Ong (2004) afirmaram que a explicação para a influência da velocidade de corte não é muito simples e devem ser levados em consideração a vibração (presença de harmônicos) e o desgaste da ferramenta.

2.3.1.2 Avanço (f)

O avanço é definido como sendo o percurso de avanço em cada volta (mm/volta) ou em cada percurso (mm/golpe) da ferramenta. Para as ferramentas que possuem mais de um dente, como o fresamento, distingue-se o avanço por dente f_z . O avanço por dente é o percurso de avanço de cada dente, medido na direção do avanço da ferramenta.

O aumento do valor do avanço incrementa a área de corte numa proporção linear, aumentando a força de usinagem, gerando vibrações mais intensas e conseqüentemente elevando os desvios microgeométricos, macrogeométricos e dimensionais. Saï et al (2001) observaram este efeito ao fresar amostras de aço carbono com uma velocidade de corte de 160m/min e profundidade de corte de 0,5mm. Quando o avanço aumentou de 0,05 para 0,2mm/rev, a rugosidade R_a passou de 5,9 para 9,6 μm . Vivancos et al. (2004) também observaram o mesmo efeito ao fresar aços com dureza entre 50 a 54 HRC utilizando HSM.

2.3.1.3 Profundidade de usinagem (a_p)

A profundidade ou largura de usinagem é definida como sendo a profundidade ou largura de penetração da ferramenta medida numa direção perpendicular ao plano de trabalho.

Bernardos e Vosniakos (2002) concluíram que com o aumento da profundidade de usinagem, aumenta-se a área da seção de corte e conseqüentemente a força de usinagem, gerando vibrações mais intensas e prejudicando a qualidade superficial. Vivancos et al. (2004) também concluíram que valores mais brandos para a profundidade de usinagem geram desvios microgeométricos com menores magnitudes. Lo (2003), ao usinar a liga de alumínio 6061, observou que dentre os parâmetros velocidade, avanço e profundidade de usinagem o que menos influenciou a rugosidade das amostras foi a profundidade de corte, sendo a sua contribuição função do avanço e da rotação da ferramenta.

2.3.1.4 Penetração de trabalho (a_e)

A penetração de trabalho é definida como sendo a penetração da ferramenta em relação à peça medida no plano de trabalho e numa direção perpendicular à direção de avanço, sendo de suma importância para o valor das forças de usinagem.

O aumento do valor da penetração de trabalho faz com que a área de contato entre o cavaco e a ferramenta aumente, acarretando num acréscimo das forças de usinagem, refletindo em maiores deflexões da ferramenta, vibrações mais intensas e desvios microgeométricos mais acentuados. Vivancos et al. (2004) utilizaram a técnica de planejamento de experimentos e concluíram que a penetração de trabalho foi o parâmetro de maior impacto na rugosidade, quando comparado com o avanço, velocidade de corte e profundidade de usinagem.

2.3.1.5 Direção de corte

Segundo Sandvik (2005), o avanço na direção igual ou contrária ao do sentido de rotação da ferramenta é uma decisão fundamental para o processo de usinagem. O fresamento concordante apresenta uma maior viabilidade do que o discordante, por propiciar um aumento de vida da ferramenta de aproximadamente igual ao dobro do discordante. Não obstante, as forças radiais são

maiores no fresamento discordante, sobrecarregando os mancais da máquina ferramenta. No fresamento concordante a aresta de corte é exposta a tensões de compressão na maior parte do tempo, sendo essas tensões mais favoráveis para as propriedades das ferramentas de metal duro, ao passo que no fresamento discordante as tensões apresentadas são mais desfavoráveis. Em operações de acabamento de cantos, principalmente para materiais endurecidos, o fresamento discordante é a melhor opção, sendo mais fácil obter um melhor controle dimensional e uma maior exatidão do ângulo de canto. Se for usada uma aresta de corte muito afiada no fresamento discordante, as forças de corte tendem a puxar a ferramenta em direção ao material.

Lee e Ko (2001) estudaram a variação das forças de corte com a direção de corte e com a penetração de trabalho e concluíram que o fresamento concordante apresenta maiores valores para as forças de usinagem e é mais sensível à variação da penetração de trabalho, já o discordante apresenta menores valores para as forças de usinagem e é menos sensível à variação da penetração de trabalho.

2.3.1.6 Fluido de corte

As principais funções do fluido de corte são a de lubrificação e de refrigeração. Além disso, o fluido contribui para a retirada do cavaco da zona de corte, protegendo a máquina ferramenta e a peça da corrosão atmosférica.

Como lubrificante, o fluido de corte age para reduzir a área de contato cavaco-ferramenta, sendo a sua eficiência proporcional à sua habilidade em penetrar na interface cavaco-ferramenta no pequeno período de tempo disponível e de formar um filme, seja por ataque químico ou por adsorção física, com resistência ao cisalhamento menor que a resistência do material da interface. Como refrigerante, o fluido diminui a temperatura de corte através do aumento da dissipação de calor. Quando se usa fluido de corte à base de água, a dissipação do calor (refrigeração) é mais importante que a redução da geração de calor (lubrificação), sendo observada redução de eficiência para maiores profundidades de usinagem. A capacidade do fluido de retirada dos cavacos da zona de corte depende da sua viscosidade e da vazão.

Como refrigerante, o fluido diminui o desgaste da ferramenta, mas aumenta a força de usinagem devido à redução da temperatura de corte, podendo elevar os desvios microgeométricos. Como

lubrificante, ele diminui o atrito entre a peça/cavaco e a ferramenta, melhorando o acabamento da peça.

Segundo Sandvik (2005), o uso do fluido de corte é importante em situações em que há usinagem de ligas resistentes ao calor sob baixas velocidades de corte, com risco de formação de APC, pois o fluido irá eliminar a APC. O fluido também é útil quando se deseja manter a temperatura da peça baixa durante a usinagem, visando redução dos desvios dimensionais. A estratégia de fresamento também deve contemplar intervalos em que seja possível a refrigeração da ferramenta (contato ferramenta/peça).

Wang e Chang (2004) realizaram ensaios de fresamento a seco e com uso de fluido de corte na liga de alumínio AL2014-T6 e observaram que a aplicação do fluido de corte reduz o atrito entre a ferramenta e a peça durante a usinagem. Portanto, com o uso de fluido de corte menores valores para a rugosidade serão obtidos. Entretanto, o corte a seco possui algumas vantagens: mais barato, menores riscos para a saúde do operador e menor impacto ambiental.

2.3.1.7 Geometria da ferramenta

Chen et al (2005) relataram que para a confecção de moldes e matrizes as fresas de topo esférico são amplamente utilizadas devido à sua versatilidade para a usinagem de cavidades. De acordo com Altan et al (2001), vários estudos que abordam estratégias de corte para fresas de topo esférico apontam que melhores resultados são obtidos para velocidades de corte e força de remoção de cavacos constantes, evitando (principalmente nas operações de desbaste) a deflexão excessiva da ferramenta, que pode gerar superfícies díspares das pretendidas. Programas mais modernos para a geração de trajetórias de usinagem já consideram a deflexão da ferramenta, sendo de grande utilidade quando se usam ferramentas mais esbeltas.

Caso a rotação do eixo-árvore seja constante, a velocidade de corte irá variar de acordo com a posição relativa entre a ferramenta e a peça, sendo recomendado que a rotação seja corrigida a fim de garantir uma velocidade de corte constante. A Figura 2.32 mostra a variação da velocidade de corte de acordo com o ângulo de contato.

Chen et al (2005) observaram que a velocidade de corte para uma fresa de topo esférico nas proximidades do seu centro tendem a zero, gerando assim baixa qualidade superficial e um elevado

desgaste da ferramenta. A sugestão foi para a utilização de máquinas ferramentas que possibilitem a inclinação do eixo árvore em relação à peça, evitando velocidades de corte muito reduzidas. Para máquinas HSM foi aconselhada a utilização de ângulos entre 10° e 20° . Os desvios microgeométricos são afetados significativamente pela inclinação do eixo árvore.

Devido à rotação da aresta de corte durante o fresamento com fresas de topo esférico é possível observar o aparecimento de dois tipos de irregularidades: uma devido ao avanço da ferramenta e outra à trajetória (penetração de trabalho). A primeira é atribuída aos incrementos devido ao posicionamento dos inserts e a segunda à distâncias entre trajetórias consecutivas. A Figura 2.33 mostra estes dois tipos de irregularidades.

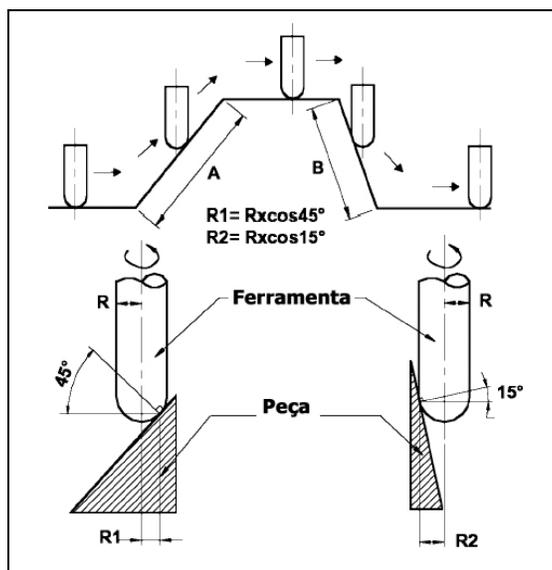


Figura 2.32 - Variação da velocidade de corte com o ângulo de contato, adaptado de Altan et al (2001)

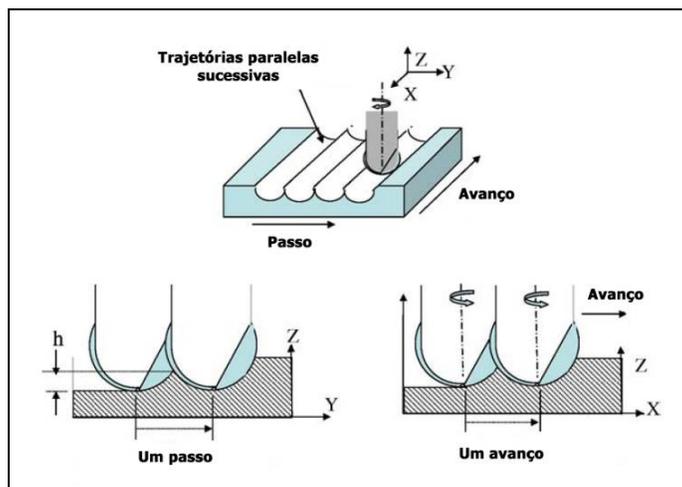


Figura 2.33 - Irregularidades geradas no fresamento com fresa de topo esférico, adaptado de Chen et al (2005)

A fim de reduzir os desvios, a razão entre o avanço por dente e a penetração de trabalho, segundo Chen et al (2005), deve ser inferior a um terço. A Figura 2.34 mostra o efeito da razão entre a penetração de trabalho e o avanço sobre o acabamento, sendo possível observar que para um valor constante da penetração de trabalho, menores desvios são obtidos com a redução do avanço. Para elevados avanços as irregularidades podem ser de três a quatro vezes maiores do que as geradas pela variação da penetração de trabalho. A Figura 2.35 apresenta a textura de uma superfície usinada com uma fresa de topo esférico (Liu et al., 2005). Observa-se que os efeitos são semelhantes aos apresentados por Chen et al. (2005).

Os principais parâmetros que afetam os desvios dimensionais são: deformação da máquina, deformação da ferramenta, erro de posicionamento, efeitos térmicos e parâmetros de corte. Entretanto, Law e Geddard (2001) concluíram que o fator de maior influência é a deflexão da ferramenta, que é diretamente influenciada pelas forças de corte.

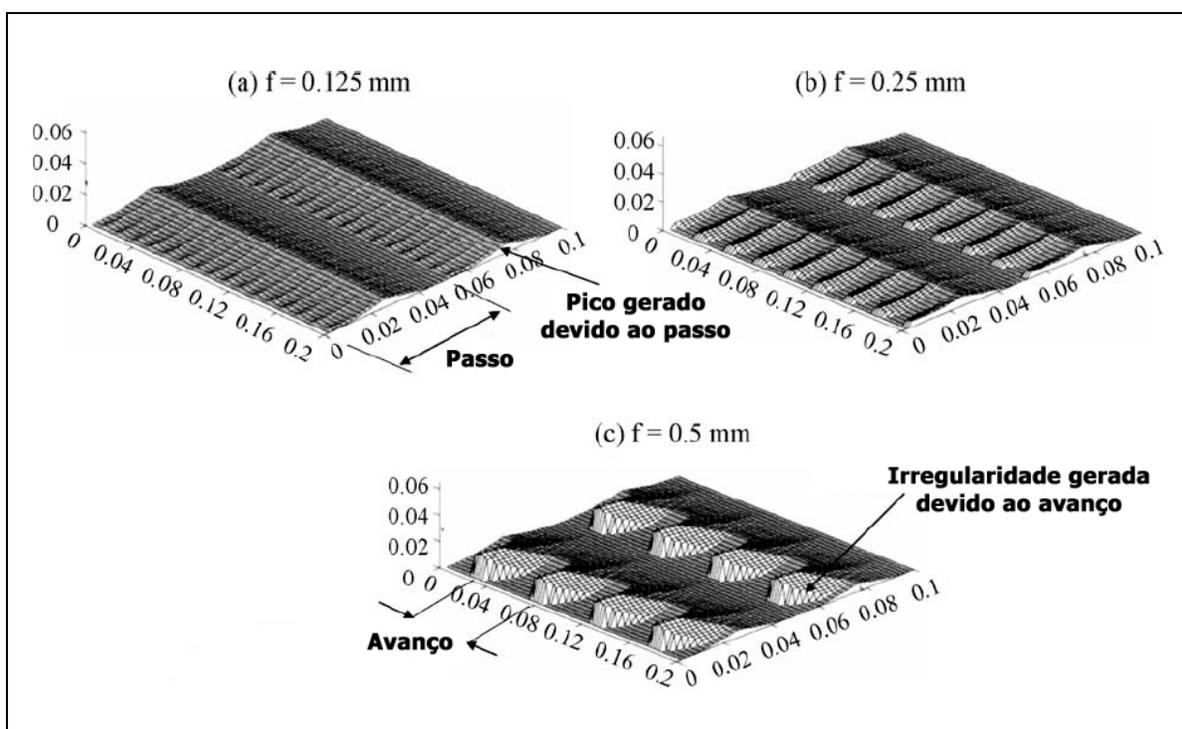


Figura 2.34 - Influência do avanço na qualidade superficial, adaptado de Chen et al (2005)

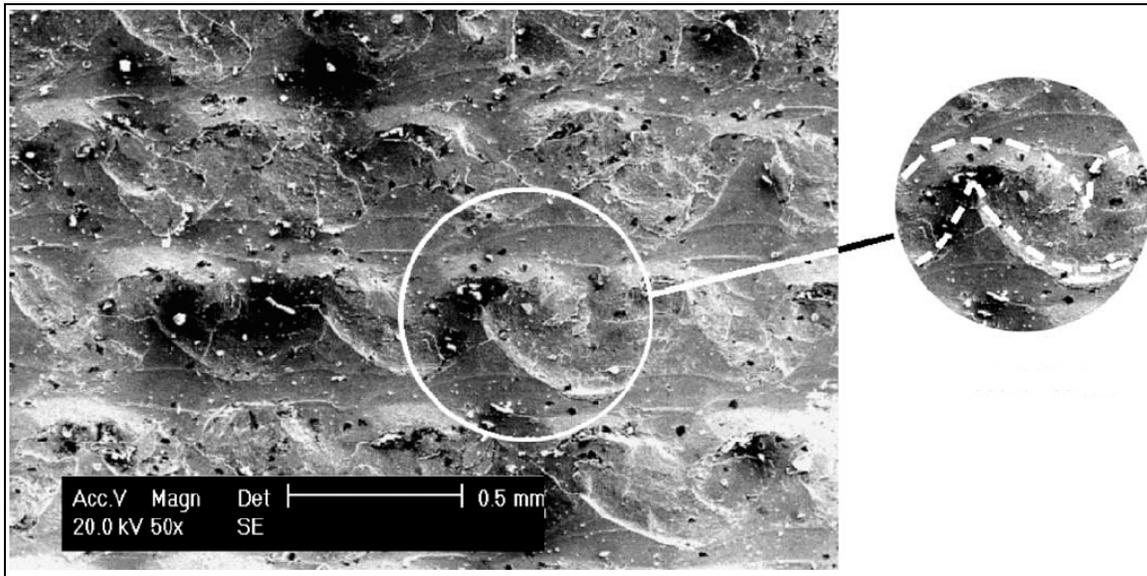


Figura 2.35 - Acabamento superficial após usinagem com fresa de topo esférico, adaptado de Liu et al. (2005)

No intuito de reduzir os desvios dimensionais e macrogeométricos devido à deflexão da ferramenta, a força de corte deve ser reduzida ao máximo. Porém, existem limites para a redução da força uma vez que a produtividade está diretamente ligada à força de usinagem. No fresamento de topo, a deflexão pode ser estimada pela equação (2.28), considerando a fresa como uma viga engastada e que as forças de usinagem apresentam uma resultante no centro da extremidade da ferramenta.

$$\delta = \frac{P \cdot L^3}{3 \cdot E \cdot I} \quad (2.28)$$

Sendo:

P é a força de corte atuando na extremidade da ferramenta (N)

L é o comprimento efetivo de corte da fresa de topo (m)

E é o valor do módulo de Young para o material da fresa (Pa)

I é o momento de inércia (m⁴)

Fica evidente pela equação (2.28) que a deflexão é intensamente influenciada pelo comprimento efetivo da fresa. Note que um aumento na força de usinagem também irá contribuir para um aumento da deflexão. O módulo de Young e o momento de inércia dependem exclusivamente do material e da geometria da ferramenta.

Na fabricação de matrizes é comum a usinagem de cavidades com formato complexo, cavidades circulares e cantos. Curvas mais complexas são formadas por segmentos de arcos, sendo que a

deflexão da ferramenta varia ao longo do comprimento de corte de acordo com os parâmetros de usinagem. Na Figura 2.36, extraída de Law e Geddam (2001), tem-se uma fresa que se encontra na posição A, cuja coordenada polar se encontra no ângulo θ . Estima-se que a fresa deverá fletir para a posição B devido às reações das forças de corte.

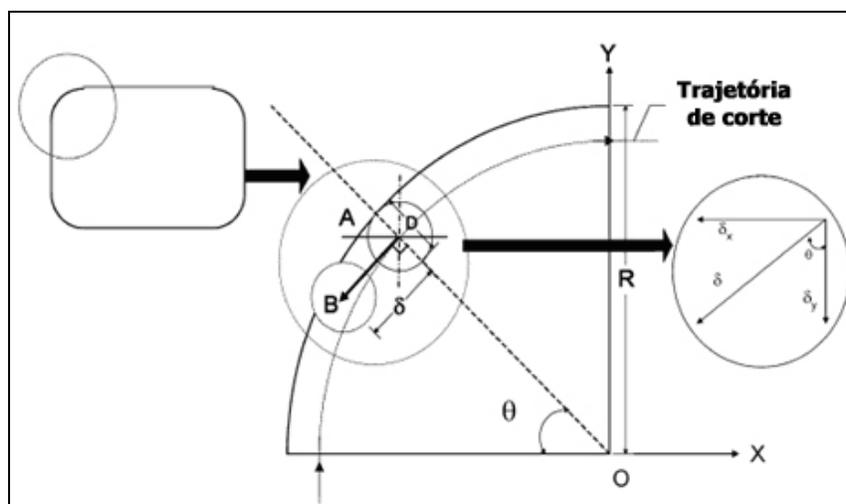


Figura 2.36 – Deflexão de ferramenta durante o fresamento de cavidade, adaptado de Law e Geddam (2001)

Yang e Choi (2003) propuseram um sistema que integra a força medida por sensores e modifica instantaneamente o valor do avanço a fim de controlar a deflexão da ferramenta e reduzir os desvios dimensionais. Porém, o controle do avanço faz com que a operação seja realizada em muitos casos bem abaixo do seu valor teórico permitido, reduzindo a produtividade. A frequente variação do avanço também resulta em maiores desvios microgeométricos.

A penetração de trabalho influencia diretamente as forças envolvidas na usinagem e conseqüentemente na deflexão da ferramenta. Quanto maior a penetração de trabalho, maior será a força de usinagem e a deflexão envolvida. Law et al. (1999) estudaram a influência da penetração de trabalho nas forças de usinagem e na deflexão da ferramenta e concluíram que o aumento na penetração de trabalho resulta num aumento aproximadamente linear da força de usinagem e na deflexão da ferramenta, aumentando os desvios macrogeométricos e dimensionais.

A profundidade de usinagem possui efeito semelhante, em que maiores profundidades geram maiores forças e conseqüentemente maiores deflexões de ferramenta. Sandivk (2010) aconselha o uso de pequenos valores de profundidade de corte para a obtenção de melhores resultados.

Máquinas ferramenta não são completamente rígidas, podendo apresentar deformações mecânicas quando submetidas a forças suficientemente elevadas. Deformações elásticas no cabeçote e na mesa também serão fontes de desvios na peça final. Um modelo para a deformação da máquina combinada com a da ferramenta foi proposto por Ryu et al. (2003). Os autores afirmaram que a deformação responsável pelos desvios é composta por duas parcelas: a deformação da ferramenta e a deformação da máquina, concluindo que as variáveis mais significativas para a deformação da ferramenta/máquina ferramenta são: a força de corte atuante e o comprimento da ferramenta. Quanto menor forem esses valores, menores desvios serão gerados.

2.3.1.8 Erro de posicionamento

Durante a usinagem de cavidades, o caminho de corte é aproximado por pequenos segmentos de retas, sendo os servomotores responsáveis pelo posicionamento da peça e da ferramenta de corte. A aceleração e o posicionamento poderão gerar desvios dimensionais e macrogeométricos. Para reduzir os desvios gerados, o sistema de posicionamento da ferramenta deve ser criticamente amortecido (sem oscilações) e isento de sobre-elevações.

Ao ser fabricado, um determinado equipamento é calibrado para uma temperatura considerada como padrão. Variando a temperatura do equipamento, seja por questões ambientais ou por operacionais serão introduzidas variações nas dimensões do equipamento. Como o coeficiente de dilatação térmica da máquina é diferente da peça a ser usinada, tem-se a introdução de desvios dimensionais. O uso do fluido de corte como refrigerante, evitando um aumento excessivo da temperatura, contribui positivamente para a redução dos desvios. Máquinas com comandos numéricos mais modernos apresentam a opção de inserir o valor da temperatura ambiente, corrigindo possíveis desvios dimensionais de origem térmica.

2.3.2 Eletroerosão

A utilização de usinagem por eletroerosão (“Electrical Discharge Machining – EDM”) tem se destacado na fabricação de peças, matrizes e moldes com elevada dureza. Por não existir contato entre a peça e a ferramenta, problemas como deflexão de ferramenta e vibrações são minimizados, possibilitando também a geração de formatos complexos, raios pequenos e cavidades com alta razão de profundidade por abertura. Este processo de fabricação possui as desvantagens de um maior custo e baixas taxas de remoção de material.

Existem basicamente duas configurações de máquinas de eletroerosão: por penetração e a fio. Nesta revisão bibliográfica será abordada apenas a eletroerosão por penetração, sendo definida por Ho e Newman (2003) como um processo de reprodução de forma em que o negativo do eletrodo é reproduzido na peça. Este processo pode ser utilizado em qualquer material condutor elétrico, independentemente da dureza.

A superfície característica é repleta de crateras sobrepostas. Benedict (1987) afirmou que a rugosidade superficial média varia de 0,8 a 3,1 μm , sendo possível obter valores da ordem de 0,18 μm para equipamentos mais modernos. Tolerâncias dimensionais da ordem de 25 μm são facilmente obtidas, podendo chegar a 7 μm . Os principais parâmetros do processo que afetam os desvios microgeométricos, macrogeométricos e dimensionais são: corrente, tempo de pulso, fluido dielétrico e material do eletrodo. Deve-se buscar uma otimização entre a taxa de remoção de material e o acabamento.

2.3.2.1 Corrente

A corrente é o parâmetro que mais influencia o resultado final do processo de EDM, pois o aumento desta incrementa a quantidade de energia transferida em cada pulso. Puertas e Luis (2003) observaram que quanto maior for a quantidade de energia transferida à peça, maiores serão as taxas de remoção de material e as crateras encontradas na superfície, resultando em maiores desvios microgeométricos. Os autores também concluíram que o efeito da corrente na rugosidade é muito mais pronunciado que o tempo de pulso.

Zarepour et al (2007) relataram que maiores taxas de desgaste para o eletrodo são observadas quando correntes mais elevadas são empregadas. Nas operações com elevadas taxas de remoção de material, deve-se utilizar um valor ótimo para a corrente a fim de garantir que o desgaste do eletrodo não seja excessivo, comprometendo os desvios dimensionais e macrogeométricos.

O “gap” ou espaço existente entre a peça e o eletrodo pode ser aumentado caso sejam empregados maiores valores para a corrente, facilitando a descarga e a estabilidade do processo de eletroerosão. No entanto, para o acabamento devem ser utilizados menores valores para a corrente e “gap”. Benedict (1987) ressaltou que valores muito reduzidos para o “gap” limitam a circulação do fluido

dielétrico e aumentam a probabilidade de ocorrência de curto-circuito, reduzindo a produtividade e aumentando a solicitação do equipamento.

2.3.2.2 Tempo de pulso

O tempo de descarga ou de pulso é um dos parâmetros que mais influencia os desvios no processo de EDM, sendo o seu valor da ordem de microssegundos. Os desvios são proporcionais à quantidade de energia aplicada, sendo que um longo tempo de pulso irá concentrar mais energia na formação de uma única cratera e um curto, na formação de várias pequenas. Puertas e Luis (2003) e Kiyak e Akir (2007) afirmaram que os desvios microgeométricos são proporcionais ao tempo de pulso aplicado, sendo que estes últimos autores observaram que para altos tempos de pulso a variação do tempo é mais significativa do que a corrente.

Zaepour et al (2007) concluíram que a razão de desgaste do eletrodo é inversamente proporcional ao tempo de pulso, logo, para operações de desbaste cuja rugosidade não apresente muita importância, deve-se aplicar altos tempos de pulso, aumentando a taxa de remoção do material e reduzindo o desgaste do eletrodo.

2.3.2.3 Fluido dielétrico

O primeiro fluido dielétrico a ser utilizado foi o ar, porém com o passar do tempo descobriu-se que os derivados do óleo mineral possuem uma constante dielétrica maior, reduzindo o “gap” e conseqüentemente os desvios dimensionais e macrogeométricos. A utilização de derivados do óleo mineral também possibilitou a aplicação de maiores frequências para as descargas e facilitou a remoção das partículas geradas. Os fluidos dielétricos mais comumente utilizados são os óleos refinados, prafínicos e lubrificantes, querosene e outros derivados do petróleo, sendo as suas principais funções: isolamento, ionização, refrigeração e remoção das partículas geradas.

Fluidos de maior densidade tendem a apresentar uma taxa de remoção maior, porém com menor eficiência na circulação, podendo gerar maiores desvios. Fluidos mais viscosos são adequados para operações de desbaste, possibilitando maiores taxas de remoção, porém também com maiores desvios. Fluidos menos viscosos possibilitam menores “gaps”, diminuindo os desvios. Constantes dielétricas maiores tendem a permitir a formação de descargas mais fortes, aumentando a taxa de remoção e piorando o acabamento.

Peças e Henriques (2003) avaliaram a influência da adição de pó de silício ao fluido dielétrico para a usinagem do aço ABNT H13, concluindo que menores rugosidades superficiais são observadas em detrimento de descargas mais homogêneas e menor incidência de descargas anormais (longos períodos de descanso, de descarga e curto circuito). O tipo, a concentração e o tamanho das partículas adicionadas influenciam o desempenho do processo de EDM, sendo obtidos melhores resultados para tamanhos médios de partículas de $15\mu\text{m}$. Os autores alcançaram uma rugosidade média (R_a) de $0,09\mu\text{m}$ para uma área de eletrodo de cobre de 1 cm^2 e de $0,57\mu\text{m}$ para, 64 cm^2 .

2.3.2.4 Material do eletrodo

Segundo Bendict (1987), alguns pré-requisitos são necessários para o material do eletrodo, entre eles: baixo custo, facilidade de usinagem, ser condutor elétrico, exibir baixa taxa de desgaste e gerar bom acabamento. Os dois materiais mais utilizados para a fabricação de eletrodos são o cobre eletrolítico e o grafite, sendo ambos de fácil usinagem e de grande disponibilidade no mercado. O grafite apresenta uma temperatura de fusão muito superior a de qualquer metal, garantindo menores taxas de desgaste e conseqüentemente menores desvios macrogeométricos e dimensionais.

O tamanho do grão é a propriedade mais importante para os eletrodos de grafite, influenciando a taxa de desgaste, os desvios da peça e a taxa de remoção de material. Grãos pequenos possibilitam menores desgastes, menores desvios na peça eletroerodida e maiores taxas de remoção. A densidade também apresenta grande impacto no resultado, elevadas porosidades geram piores acabamentos. Os eletrodos de grafite possuem a desvantagem de apresentar uma maior fragilidade, dificultando o seu processo de fabricação e transporte. Porém devido à sua menor densidade quando comparado com o cobre, torna-se possível a fabricação de ferramentas mais leves.

Mohril et al (1995) mostraram que o desgaste nas arestas e cantos vivos do eletrodo é mais pronunciada no início da operação, implicando na mudança de geometria da ferramenta e conseqüentemente causando desvios dimensionais e macrogeométricos. É importante prever o sobrecorte que deverá ser compensado da fabricação do eletrodo. Segundo Benedict (1987), o sobrecorte pode ser previsto em função da peça, material do eletrodo e os parâmetros de operação.

3 METODOLOGIA

O presente trabalho objetiva a avaliação da influência dos processos de fabricação de matrizes sobre o processo de estampagem, portanto para a realização dos experimentos foram necessárias as seguintes etapas ilustradas no fluxograma da Figura 3.1:

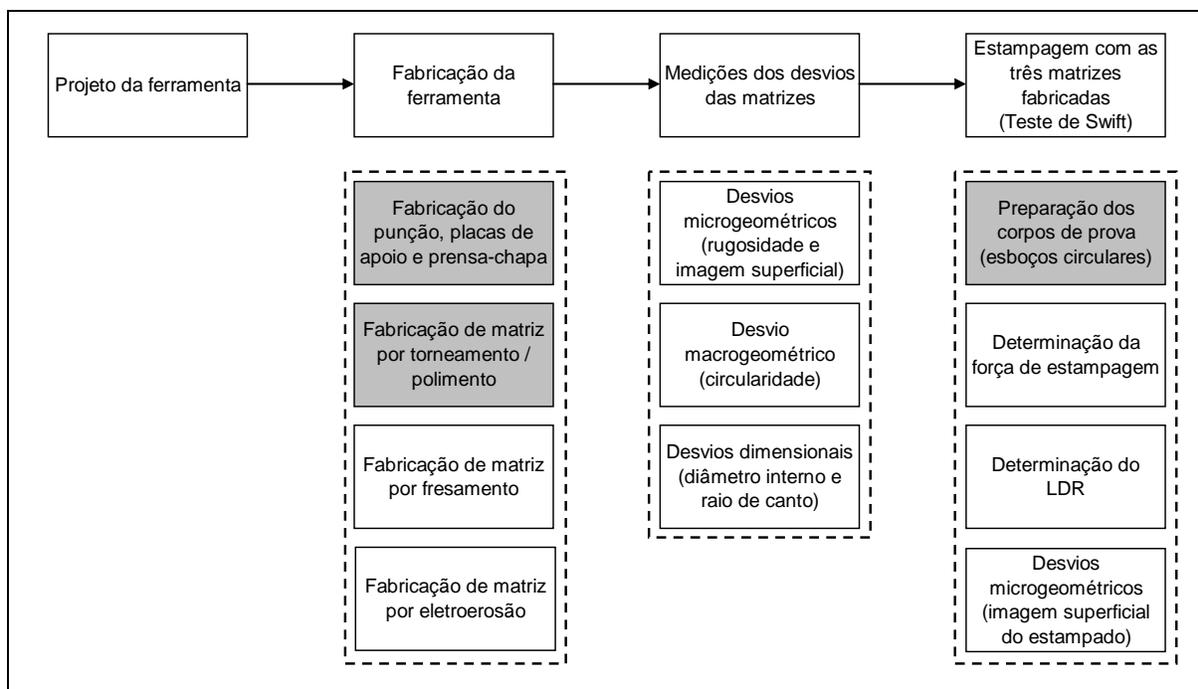


Figura 3.1 - Fluxograma das principais etapas necessárias para a realização do estudo

Todas as etapas foram realizadas no Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG, excetos as etapas de fabricação do punção, placas de apoio e prensa-chapa e de fabricação de matriz por torneamento / polimento que foram realizadas na empresa VR – Ferramentaria (Contagem, MG) e a de preparação dos corpos de prova (esboços circulares) que foi executada na Kampmann do Brasil (Nova Lima, MG).

3.1 Materiais e equipamentos

Os próximos subitens irão apresentar os equipamentos e os materiais utilizados nas diversas etapas do estudo.

3.1.1 Equipamentos

As operações de fresamento foram realizadas em um centro de usinagem Romi modelo Discovery 560 com comando numérico Siemens 810D. Este equipamento possui as seguintes características: rotação do eixo árvore de 7 a 7.500 rpm, avanço rápido nos eixos X e Y de 30 m/min, avanço rápido no eixo Z de 20 m/min e avanço de corte programável de 1 a 15 m/min. O curso máximo da mesa no eixo x é de 560 mm, no Y de 406 mm e no Z de 508 mm. O motor principal possui uma potência de 9 kW, sendo a potência total instalada de 15 kVA (Romi, 2010). A Figura 3.2 (a) mostra o centro de usinagem utilizado no Laboratório de Usinagem e Automação.

A máquina universal de ensaios utilizada para a estampagem e para os ensaios de tração foi a Shimadzu modelo Autograph AG-IS 100kN, ilustrada na Figura 3.2 (b). A precisão da medição de força é de $\pm 0,3\%$ (Shimadzu, 2010). O mecanismo de operação deste equipamento é servo-mecânico, possibilitando o controle da velocidade de movimentação. A medição da força é realizada através de célula de carga e, do posicionamento, por LVDT. Os valores de força, tempo e deslocamento são exportados com o auxílio de um software específico para a operação da máquina. A AG-IS 100kN pode ser totalmente operada por computador. Para o Teste de Swift não há um norma técnica. A norma utilizada para o ensaio de tração foi a ASTM A 370-88.

As rugosidades dos corpos de prova foram medidas com o auxílio de um rugosímetro portátil Taylor-Hobson modelo Surtronic 25, sendo o mesmo ajustado através de um padrão antes das medições. O comprimento de amostragem utilizado foi de 0,8 mm. A Figura 3.2 (c) apresenta o rugosímetro. A norma técnica utilizada foi a ABNT NBR ISO 4287:2002 “Especificações geométricas do produto (GPS) – Rugosidade: Método do perfil – Termos, definições e parâmetros de rugosidade”. As medições foram realizadas na direção radial.

Os desvios dimensionais e macrogeométricos foram realizados na máquina de medição por coordenadas (MCC) Tesa modelo Micro Hite 3D, Figura 3.2 (d). Neste equipamento as medições foram realizadas por meio de uma sonda de rubi com diâmetro de 2 mm, sendo a repetibilidade de $3\mu\text{m}$ e incerteza de $3,15\mu\text{m}$.

As fotografias ampliadas das superfícies das matrizes, bem como dos copos estampados, foram obtidas com o auxílio de um microscópio Olympus SZ61 conectado a um computador. O sistema de lentes permite um aumento de 0,67 a 4,5 vezes. O software utilizado para a captura das imagens foi o Image-Pro Express.

A medição da dureza do aço AISI D6 foi realizada com o durômetro portátil Time modelo TH-130. O durômetro opera pelo princípio de rebote, sendo a escala Shore transformada automaticamente em HV.

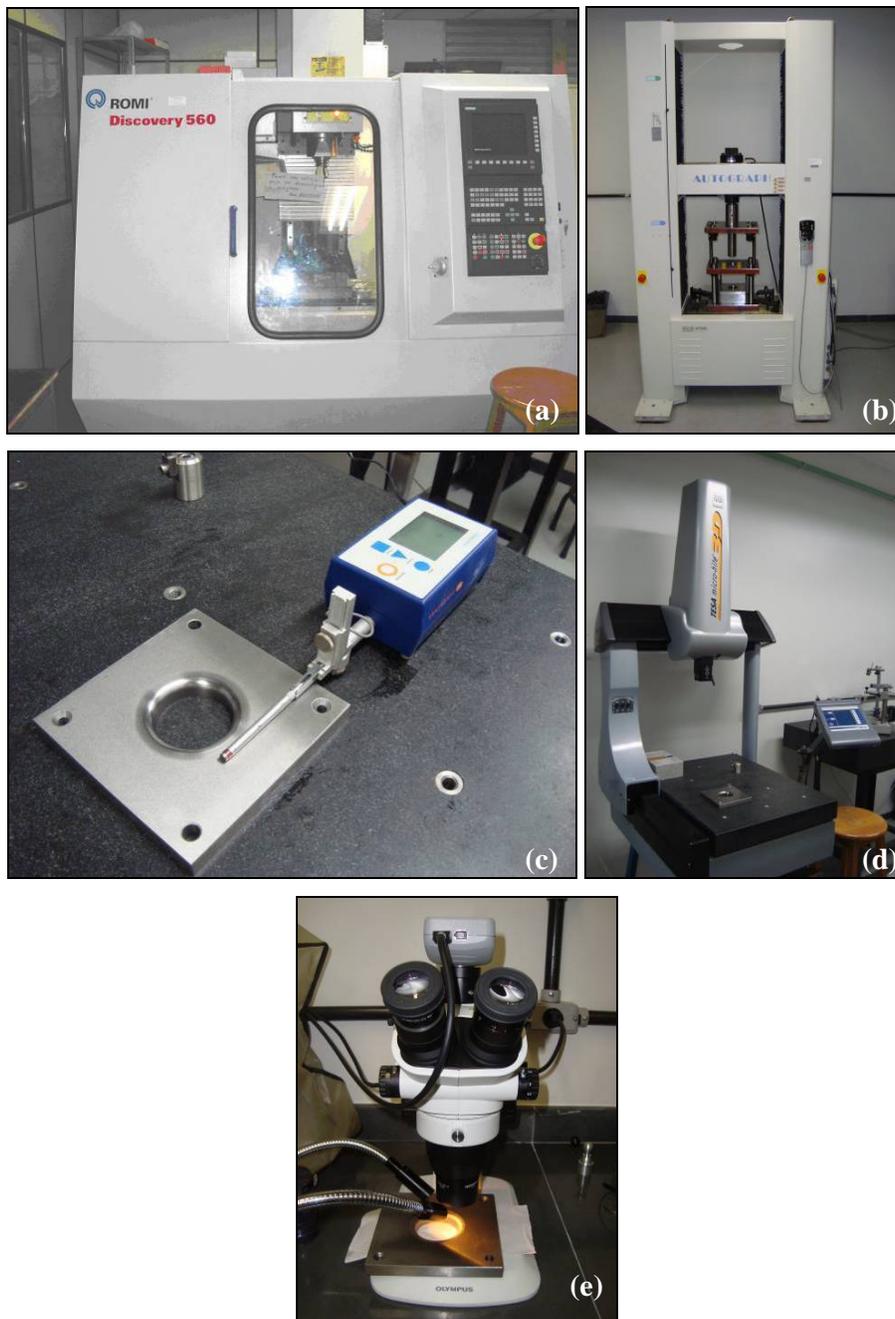


Figura 3.2 – (a) Centro de usinagem Romi Discovery 560, (b) máquina de ensaios Shimadzu AG-IS 100kN, (c) rugosímetro Taylor-Hobson Surtronic 25, (d) máquina de medir por coordenada Tesa Micro Hite 3D e (e) Microscópio Olympus SZ61

3.1.2 Materiais

A seguir serão descritos os materiais utilizados para a confecção das matrizes e para o ensaio de estampagem.

3.1.2.1 Materiais utilizados para a confecção das matrizes

O aço ABNT D6 não temperado, com dureza de 189 HV, foi utilizado para a fabricação de todas as matrizes (controle, fresada e eletroerodida). O principal motivo para a escolha deste aço foi a sua predominância no mercado brasileiro para a fabricação de matrizes para trabalhos a frio, como abordado na seção 2.2.9. Este aço é ideal para a confecção de ferramentas para trabalhos a frio, apresentando boa temperabilidade (durezas de 58 a 62 HRC, após o tratamento térmico) e elevado limite de escoamento e resistência ao desgaste. A faixa de composição química encontra-se na Tabela 3.1. O Aço ABNT D6, dependendo da entidade normativa, também pode ser denominado: AISI D6, SAE D6, DIN 1.2436 e ASTM D6. É importante ressaltar que, no presente trabalho, o aço não foi tratado termicamente.

Tabela 3.1 – Limites de composição química do aço AISI D6, adaptado de AISI, apud Favorit (2010)

Composição Química (% em peso)					
Carbono (C)	Cromo (Cr)	Fósforo (P)	Manganês (Mn)	Silício (Si)	Tungstênio (W)
2,00-2,25	11,00-13,00	máx. 0,030	0,20-0,60	0,20-0,40	0,60-1,25

Para o processo de eletroerosão, o cobre eletrolítico ASTM C110 foi utilizado para a fabricação do eletrodo. O motivo fundamental para a escolha do cobre foi a facilidade de fabricação, uma vez que o grafite é mais frágil e o pó gerado pode causar danos à máquina ferramenta utilizada para a sua confecção. A composição química do eletrodo ASTM C110 deve conter no mínimo 99,9% de Cu e no máximo 0,1% de Ag, apresentando uma condutividade eletrolítica equivalente à do cobre puro.

O fluido dielétrico utilizado no processo de eletroerosão foi o Arclean Elétron, fornecido pela empresa Archem, sendo indicado para a operação de eletroerosão por penetração. As principais características encontram-se na Tabela 3.2.

Já para o processo de fresamento, a fresa utilizada foi do tipo topo esférico, com 16 mm de diâmetro e espaço para o alojamento de dois insertos diametralmente opostos. Os insertos utilizados foram de metal duro revestido. O código da fresa é o R216-16A20-045 e o dos insertos o R216-1603 M-M

classe 1025, ambos fabricados pela Sandvik Coromant. Para a fabricação de moldes e matrizes, como visto na seção 2.3.1.7, é muito comum a utilização de fresas de topo esférico, recomendadas para a usinagem de cavidades. O elevado raio de canto do inserto foi o principal motivo para a escolha de uma ferramenta de topo esférico, pois esta geometria facilita a usinagem do raio de canto da matriz.

Tabela 3.2 - Propriedades físico-químicas do fluido Arclean Eletron, adaptado de Archem (2009)

Propriedade	Valor
Aspecto	Líquido e incolor
Densidade 20/4 ^o C (g/mL)	0,780 ~ 0,810
Ponto de Fulgor (ASTM D56 ^o C)	min. 110
Corrosão ao cobre	1a
Viscosidade Cinemática 40 ^o C (cSt)	2,3 ~ 2,5

3.1.2.2 Materiais utilizados para o ensaio de estampagem

Os corpos de prova utilizados nos testes de estampagem profunda foram confeccionados a partir de uma chapa de aço para estampagem extra profunda (EEP) com espessura de 0,6mm, sendo este tipo de material comumente utilizado pela indústria para trabalhos que envolvam estampagem. Os esboços circulares foram cortados a “laser” pela empresa Kampmann do Brasil (Nova Lima, MG), garantido maior controle dimensional. As principais propriedades deste material podem ser visualizadas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Composição química e propriedades mecânicas do aço EEP, adaptado de CSN (2010)

Composição Química (% em peso)					Propriedades Mecânicas		
C	Mn	P	S	Al	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Dureza (HRb)
< 0,08	< 0,45	< 0,03	< 0,03	>0,02	230 Mpa	350	50

O óleo lubrificante empregado no processo de estampagem foi o Shell Tellus 32. É importante observar que este óleo não é específico para o processo de estampagem, mas como foi o mesmo para todos os ensaios, o seu efeito sobre a comparação entre os processos de fabricação das matrizes torna-se desprezível.

Tabela 3.4 – Propriedades do óleo lubrificante Shell Tellus 32, adaptado de Shell (2005)

Propriedade	Valor
Viscosidade Cinemática 40 ^o C (cSt)	32
Densidade 15 ^o C (g/mL)	0,875
Ponto de Fulgor	209

3.2 Método

A seguir serão apresentadas todas as etapas realizadas durante o procedimento experimental, incluindo planejamento, execução e medições.

Na seção 2.2 foram estudados os principais parâmetros que podem afetar uma operação de estampagem. Resumidamente, estes parâmetros encontram-se na Figura 3.3. Como o presente trabalho tem o objetivo de estudar a influência do processo de fabricação de matrizes sobre o desempenho da operação de estampagem, todos os parâmetros que influenciam a operação de estampagem foram mantidos constantes, exceto o “Matriz Geometria/Superfície”, visto que a geometria final da matriz, bem como o seu acabamento superficial são inerentes ao processo de fabricação.

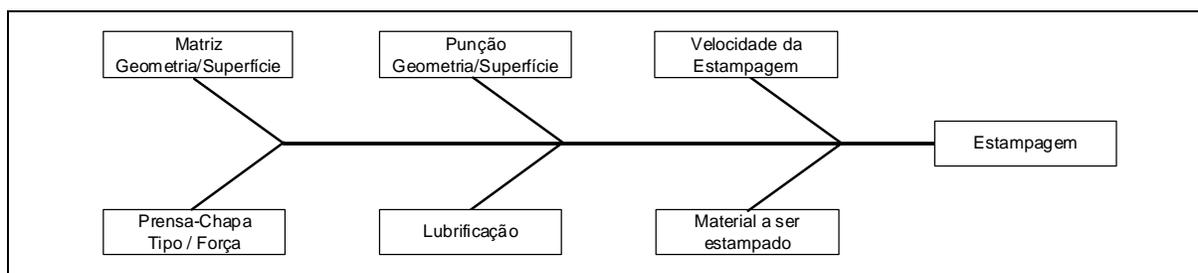


Figura 3.3 - Principais parâmetros que influenciam a operação de estampagem

3.2.1 Projeto da ferramenta para estampagem

O projeto da ferramenta para a estampagem foi o primeiro passo para o procedimento experimental. A ferramenta foi desenvolvida visando à otimização do processo de montagem/desmontagem na máquina universal de ensaios, bem como a operação, custo e facilidade de fabricação.

A principal restrição encontrada foi a carga máxima que pode ser exercida pela máquina de ensaios universal (100 kN), limitando a espessura máxima da chapa a ser estampada. Utilizando como referência o aço IFHS, que dentre os aços para estampagem apresenta o maior limite de resistência (Tabela 2.2) e aplicando a equação 2.16, constatou-se que a espessura máxima a ser estampada pela máquina universal é limitada a 1,82 mm.

Após a avaliação das diversas variáveis que afetam o processo de estampagem (seções 2.1 e 2.2), optou-se pela utilização de uma ferramenta que possua a geometria do Teste de Swift. A principal

razão para esta escolha foi a padronização dos resultados e o fato desta geometria ser amplamente conhecida. Como visto nas seções anteriores, os valores propostos por Swift são próximos aos propostos por outros autores para o raio de canto do punção e da matriz. A folga radial e conseqüentemente o diâmetro interno da matriz são dependentes da espessura da chapa a ser conformada. Segundo ASM apud Rodrigues e Martins (2005), Huang e Chen (1996), Oeher e Kaiser apud Rodrigues e Martins (2005) e Dieter (1984), um valor para a folga radial de 0,7mm e conseqüentemente 51,4 mm para o diâmetro interno da matriz são adequados.

Após a definição da geometria da matriz e do punção iniciou-se o projeto da ferramenta de estampagem. Como a peça a ser gerada é axissimétrica, a ferramenta originalmente também o era. Nesta primeira versão já foram previstas quatro guias e a possibilidade da troca rápida do punção e da matriz, sendo a ferramenta composta por três bases: apoio da matriz, prensa-chapa e apoio do punção.

Quando o projeto foi encaminhado para fabricação na empresa VR Ferramentaria (Contagem, MG), concluiu-se que caso fossem utilizadas peças padronizadas os custos seriam reduzidos significativamente, bem como o tempo de fabricação. Assim as três bases adotadas para o projeto foram do tipo Polimold K12 30-20 32, sendo a espessura da placa da matriz de 39 mm e as demais de 30 mm. Ao todo foram utilizadas oito buchas, sendo as do prensa-chapa do tipo curta e as do punção, normais. A Figura 3.4 apresenta o projeto final da ferramenta de estampagem. O engate rápido adotado para a placa do punção permite grande agilidade na montagem/desmontagem.

O prensa-chapa foi desenvolvido de forma que o mesmo pode ser do tipo independente acionado por molas ou fixo, possibilitando que trabalhos futuros investiguem a influência do tipo do prensa-chapa no processo de estampagem. Como pode ser visto na Figura 3.5, todos os ensaios foram realizados com o prensa-chapa funcionando de forma independente e acionado por quatro molas modelo Polimold G25-032 com constante elástica de 374,4 N/mm, diâmetro interno de 12,5 mm, diâmetro externo de 25 mm e comprimento inicial de 32 mm reguladas por parafusos. Para todos os efeitos, a força exercida pelo prensa-chapa foi considerada constante, visto que a sua variação será proveniente apenas do aumento da espessura da chapa durante o processo de estampagem. Considerando um caso extremo, como visto na seção 2.1.2.2, em que o ganho de espessura é de 40%, isto implicará em um aumento de 0,24mm na espessura da chapa, ou seja, um incremento de apenas 359,4N na força exercida pelo prensa-chapa.

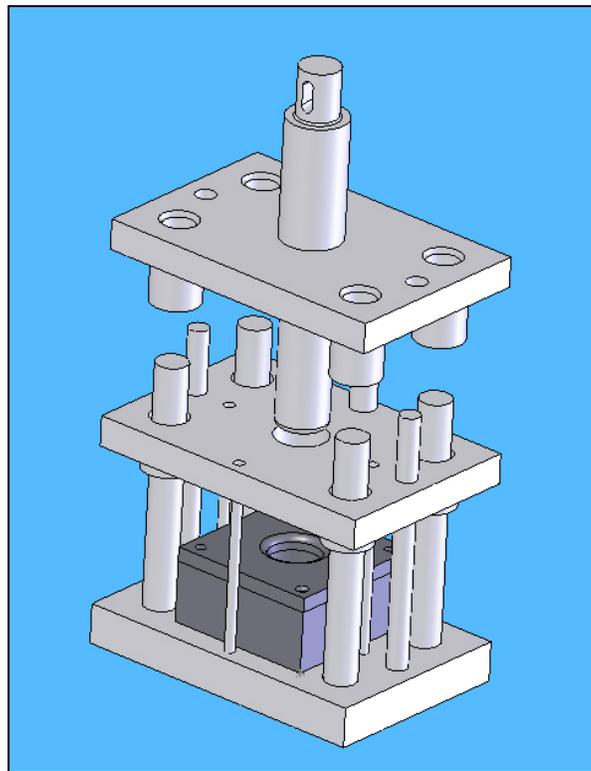


Figura 3.4 - Projeto final para a ferramenta de estampagem

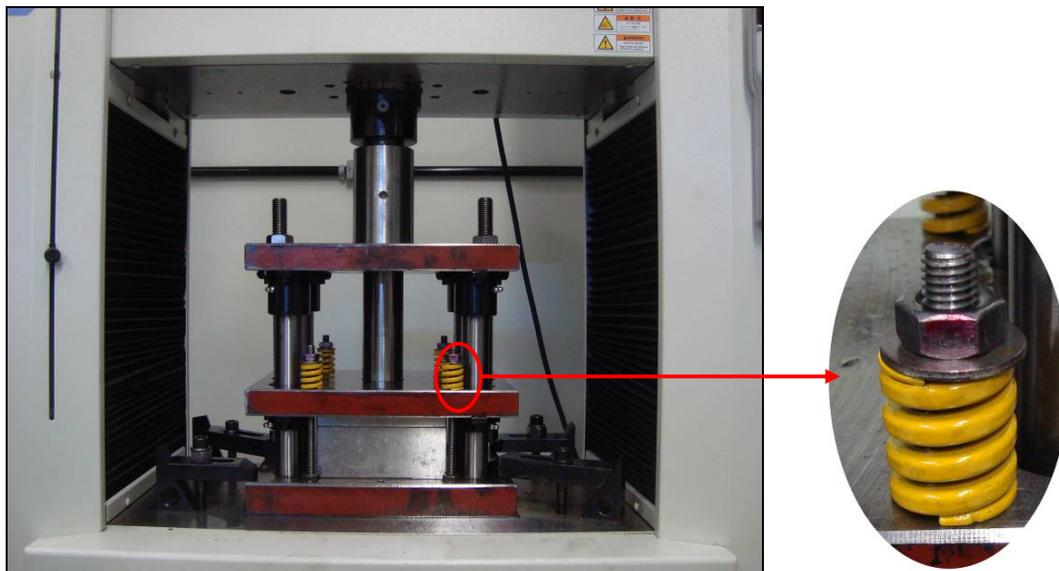


Figura 3.5 - Detalhe da regulagem das molas do prensa-chapa

O conjunto da matriz é fixado na placa de base, sendo composta por duas partes. A primeira parte é um prolongador que permite o deslocamento do punção para o interior da matriz e a segunda parte é a matriz propriamente dita, sendo responsável pela geometria final da peça. Esta forma construtiva permite a redução do custo para a substituição da matriz, uma vez que o prolongador é sempre o mesmo. A Figura 3.6 apresenta o conjunto da matriz fixado na base, bem como o prolongado e a

matriz. A Figura 3.7 ilustra apenas a matriz. O alinhamento da matriz com o prolongador é feito com o auxílio de dois pinos guia e a fixação com dois parafusos do tipo escareado.

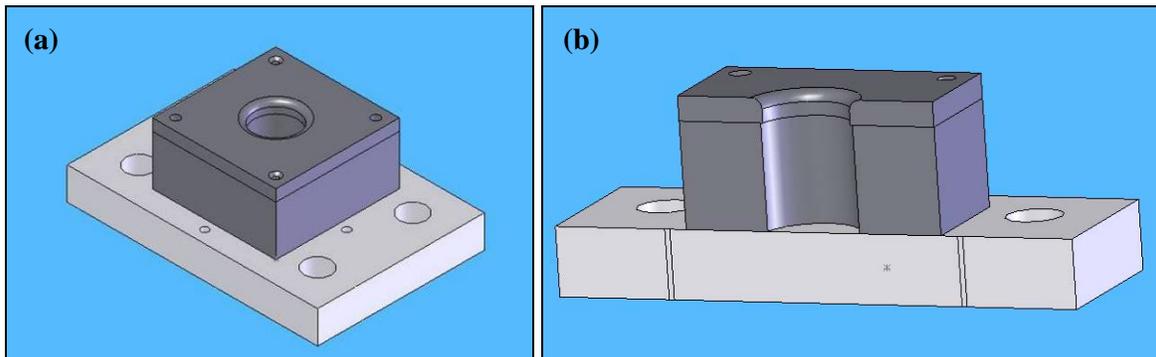


Figura 3.6 – (a) Conjunto matriz, prolongador e base e (b) vista em corte longitudinal do conjunto montado

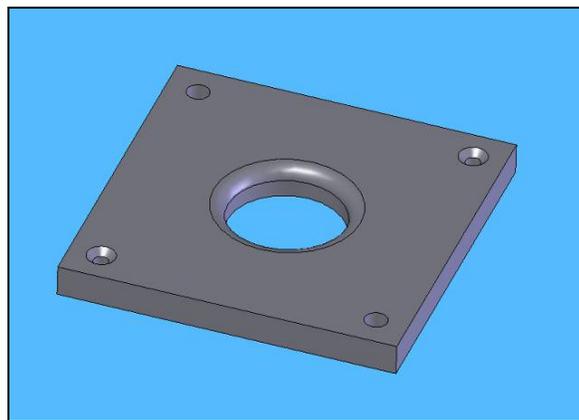


Figura 3.7 - Matriz de estampagem

3.2.2 Fabricação da ferramenta para estampagem

A fabricação da ferramenta para a estampagem pode ser dividida nas seguintes etapas:

- Fabricação do punção, placas de apoio (punção e matriz) e prensa-chapa;
- Fabricação de matriz por torneamento/polimento;
- Fabricação de matriz por fresamento;
- Fabricação de matriz por eletroerosão.

Como as duas primeiras etapas foram realizadas na empresa VR Ferramentaria, estas se encontram agrupadas no mesmo subitem.

3.2.2.1 Fabricação do punção, placas de apoio, prensa-chapa e matriz torneada/polida

Mediante execução do projeto, as diversas partes que compõem a ferramenta de estampagem foram fabricadas e posteriormente montadas. Os principais processos empregados foram o torneamento, furação e fresamento. A superfície do prensa-chapa que fica em contato com a chapa durante o processo de estampagem foi cuidadosamente polida. A Figura 3.8 mostra o torneamento do adaptador utilizado na fixação da placa do punção à máquina universal de ensaios. A Figura 3.9 apresenta o torneamento do punção e da matriz. Como pode ser visto na Figura 3.10, o furo do adaptador que é utilizado para o engate rápido foi fresado. Também é possível observar a furação do prolongador da matriz.

Uma matriz foi fabricada através do processo de torneamento, sendo posteriormente polida, apresentando um acabamento similar ao que é comumente utilizado para as ferramentas de estampagem. Esta matriz foi denominada como polida, sendo uma referência importante para os processos de fabricação por fresamento e eletroerosão. A Figura 3.11 apresenta uma fotografia desta matriz.



Figura 3.8 – Torneamento do adaptador com engate rápido



Figura 3.9 – (a) Torneamento do punção e (b) da matriz

O punção e a matriz foram fabricados com o aço ABNT D6 e o prolongador com o SAE 1045. Outras duas placas foram fabricadas com o mesmo material ABNT D6, sendo que em uma foi empregado o processo de fresamento e na outra, eletroerosão. Estas placas possuem dimensões externas de 148 x 148 mm, espessura de 10 mm, dois furos guia, dois furos para fixação dos parafusos, diâmetro interno de 50 mm e canto vivo, sendo todas polidas. Como o diâmetro interno final das matrizes após a eletroerosão ou o fresamento é de 51,4 mm, tem-se 0,7 mm de sobremetal. A Figura 3.12 apresenta um comparativo entre a ferramenta projetada e a fabricada.

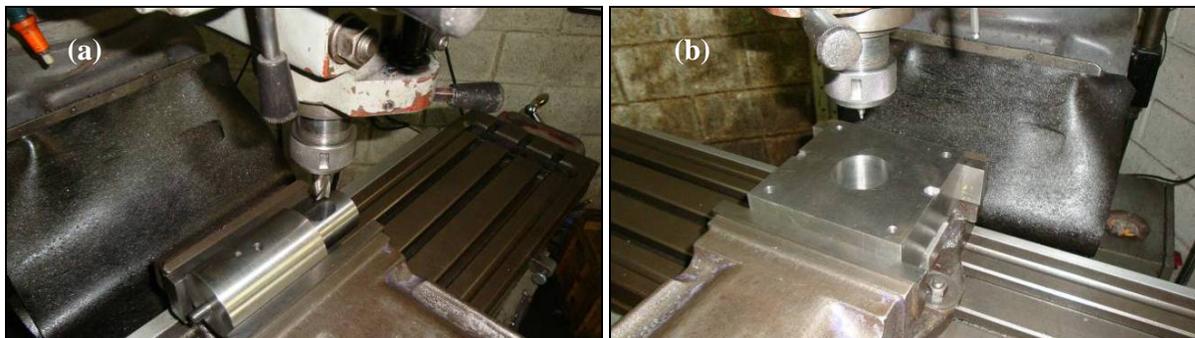


Figura 3.10 – (a) Fresamento engate rápido e (b) furação do prolongador da matriz



Figura 3.11 – Matriz torneada e polida

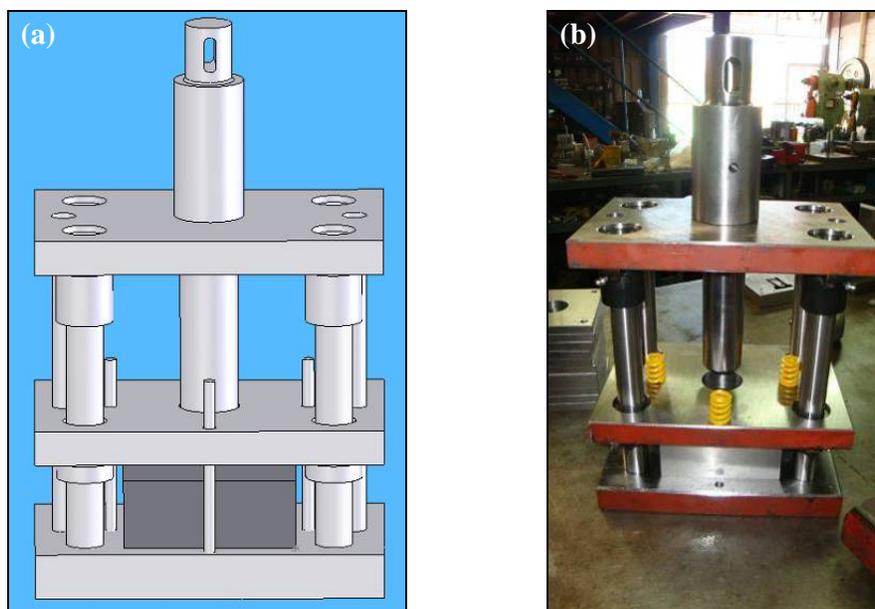


Figura 3.12 – Comparação entre a ferramenta (a) projetada e (b) fabricada

3.2.2.2 Fabricação de matriz por fresamento

A Figura 3.13 mostra que para a fresa de topo esférico o ponto de contato peça/ferramenta sempre será diferente, dependendo da posição relativa que a mesma se encontra.

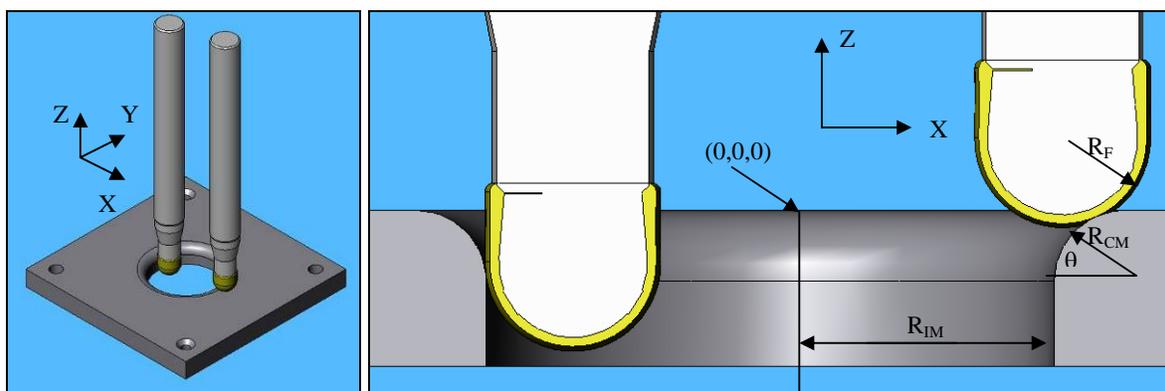


Figura 3.13 - Ponto de contato durante o fresamento da matriz

Para a programação do comando numérico optou-se pela utilização de coordenadas polares, sendo o ponto $(0,0,0)$ definido no centro da cavidade em sua parte superior. A superfície foi gerada através de sucessivas movimentações circulares da fresa no plano XY , sendo o posicionamento inicial da sua extremidade inferior no plano XZ dado pelas Equações 3.1 e 3.2, sendo as variáveis definidas na Figura 3.13. Para o primeiro desbaste o ângulo θ variou de 55° a 25° , para o segundo desbaste de

65° a 0° e para o acabamento de 90° a 0° . Esta forma de usinagem tende a manter o comprimento de corte constante, reduzindo as variações nas forças de usinagem.

$$X = R_{IM} + R_{CM} - (R_{CM} + R_F) \cdot \cos \theta \quad (3.1)$$

$$Z = (R_{CM} + R_F) \cdot \text{sen} \theta - R_{CM} - R_F \quad (3.2)$$

Testes preliminares foram realizados em uma placa de aço ABNT H13 com o objetivo de averiguar se o diâmetro interno final gerado estava de acordo com o projeto (51,400 mm). Observou-se que no primeiro teste o diâmetro interno gerado era de 51,256 mm, apresentando um erro de 0,144 mm. Visando a redução deste erro, um segundo teste foi realizado, acrescentando-se ao valor da coordenada X (equação 3.1.) uma correção de 0,100 mm, gerando um diâmetro de 51,523 mm. Um novo teste foi realizado, porém com uma correção de 0,054mm, originando um diâmetro de 51,350 mm. O gráfico apresentado na Figura 3.14 apresenta os três testes preliminares realizados e uma aproximação linear do valor do diâmetro em função da correção inserida. A equação de ajuste dos pontos sugere que a correção ideal para o erro do fresamento desta cavidade é obtida para o valor de 0,061 mm, sendo este utilizado no fresamento da matriz definitiva. A Figura 3.15 mostra duas imagens dos testes preliminares.

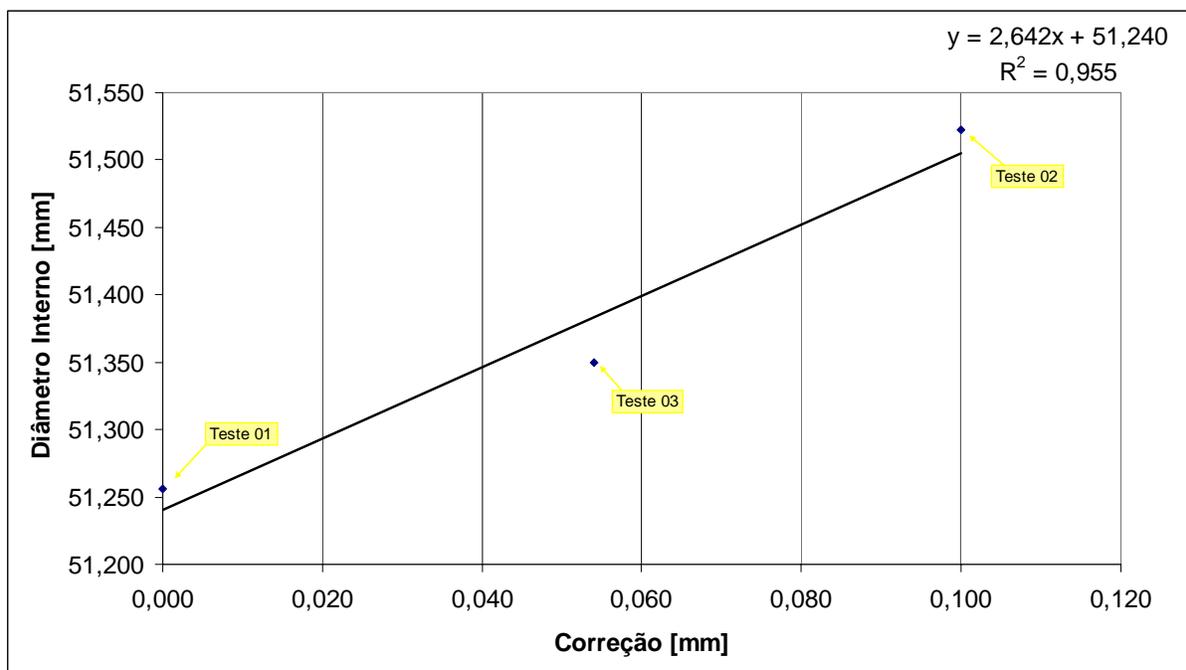


Figura 3.14 - Diâmetro interno da matriz versus correção de posição, durante testes preliminares

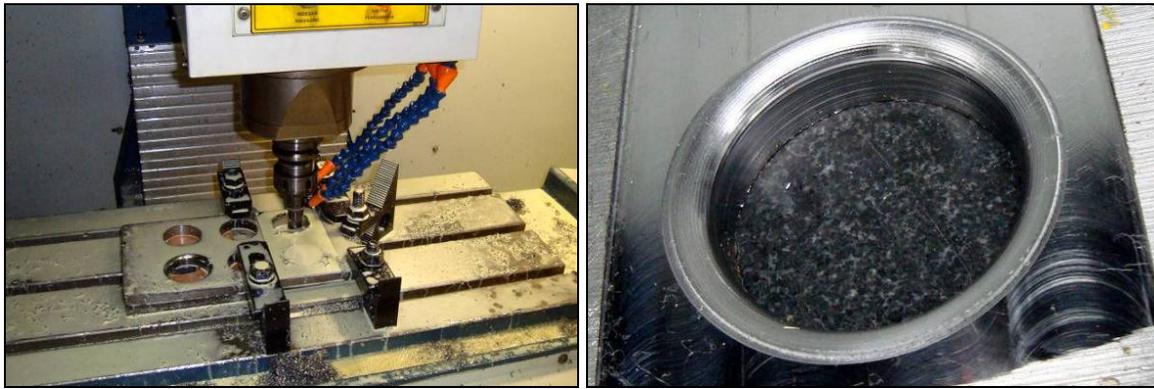


Figura 3.15 - Testes preliminares realizados no aço ABNT H13

Devido à geometria da ferramenta e do raio de canto da matriz, as diversas trajetórias circulares realizadas para a geração da cavidade deixaram marcas. A Figura 3.16 mostra as três etapas de fresamento que foram realizadas para a geração da geometria final da matriz, sendo o sobremetal de 0,7 mm removido. As marcas provenientes do processo de fresamento foram similares às reportadas por Chen et al (2005) e abordadas na seção 2.3.1.7.

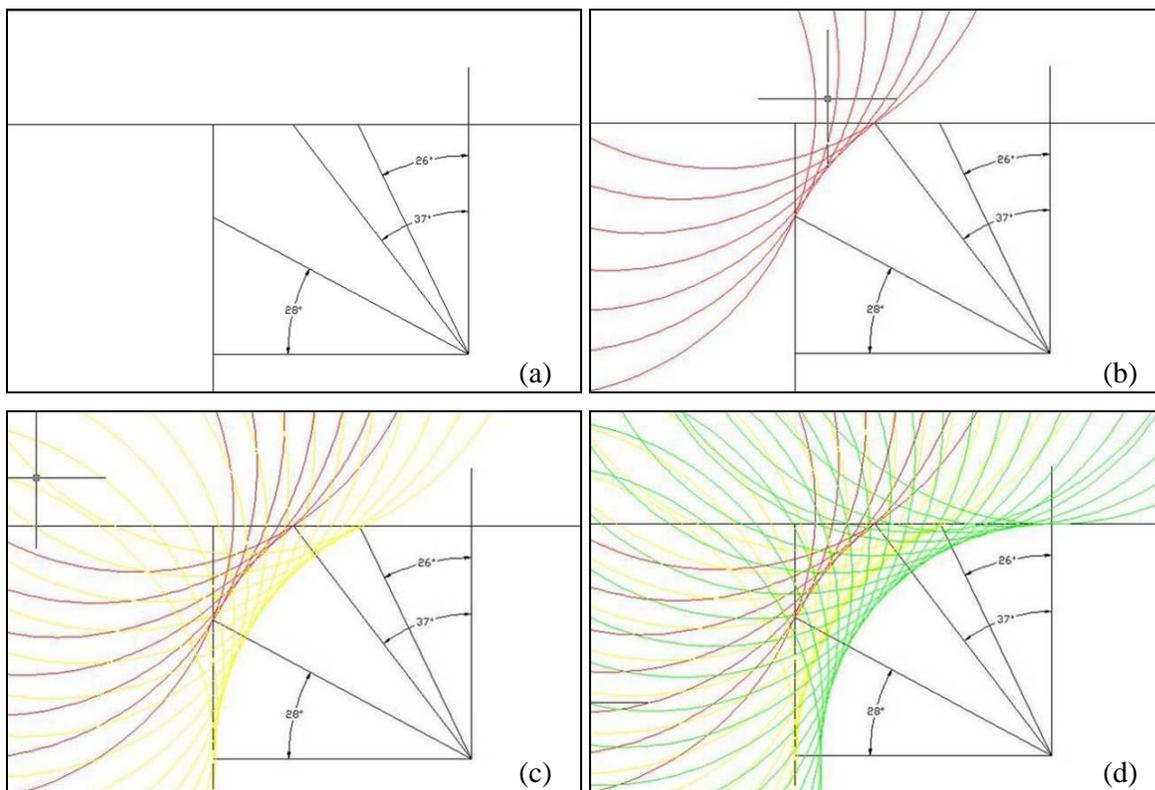


Figura 3.16 - Etapas do fresamento da matriz: (a) original com sobremetal, (b) primeiro desbaste, (c) segundo desbaste e (d) acabamento

Para todos os ensaios, a rotação do eixo árvore foi constante e igual a 2800 rpm, porém como o ponto de contato entre a ferramenta e a peça está em constante modificação, a velocidade de corte variou de zero (no centro da ferramenta) a 140 m/min (na parte mais externa). Evitou-se valores muito elevados para a velocidade de corte devido à possibilidade de intensificação das vibrações. O avanço utilizado foi constante e igual à 0,05 mm/rev, este valor reduzido melhora consideravelmente o acabamento superficial, reduzindo os desvios microgeométricos (seção 2.3.1.2 e 2.3.1.7). O fluido de corte foi utilizado em todos os experimentos, sendo os insertos novos (isentos de desgastes). A profundidade de usinagem e a penetração de trabalho variaram devido à geometria da ferramenta e da peça, porém os valores foram sempre muito reduzidos, minimizando as forças de usinagem e conseqüentemente a deflexão da ferramenta. O movimento utilizado foi o fresamento discordante, uma vez que é o mais adequado para as operações de acabamento como visto na seção 2.3.1.5. O programa utilizado para o fresamento encontra-se no ANEXO 1. A Tabela 3.5 apresenta, resumidamente, os principais parâmetros utilizados para a usinagem.

Tabela 3.5 – Principais parâmetros operacionais para o fresamento

Fresamento	
Velocidade de Corte	140 m/min
Avanço	0,05 mm/rev
Penetração de trabalho	variável
Profundidade de usinagem	variável

A determinação do zero da peça no centro de usinagem foi um dos maiores desafios encontrados. Para tal, utilizou-se uma pequena haste com um rolamento na ponta. Ao girar o eixo árvore e encostar o rolamento na superfície interna da cavidade, a pista externa do rolamento cessa o movimento de giro, indicando o ponto de contato. Movimentando apenas um dos eixos até o contato com um novo ponto tem-se o comprimento exato deslocado, dividindo este valor pela metade encontra-se o centro neste eixo. Repetindo o mesmo procedimento para o outro eixo, determina-se o centro da cavidade no plano XY. A Figura 3.17 apresenta a matriz gerada através do processo de fresamento.



Figura 3.17 - Matriz gerada através do processo de fresamento

3.2.2.3 Fabricação da matriz através do processo de eletroerosão

O processo de fabricação da matriz por eletroerosão foi realizado por Miguel (2009). Inicialmente foram realizados alguns testes preliminares para a determinação das melhores variáveis para o processo de eletroerosão. A operação de eletroerosão foi realizada em uma máquina Engemaq modelo 200NC (60A), sendo o eletrodo de cobre eletrolítico. Os principais parâmetros foram: corrente de 6A, tempo de erosão de 20 μ s e ciclo de trabalho (razão entre o tempo de erosão e o tempo de ciclo) de 76%. A Tabela 3.6 apresenta, resumidamente, os principais parâmetros operacionais utilizados durante a eletroerosão.

Tabela 3.6 - Principais parâmetros operacionais para a eletroerosão

Eletroerosão	
Corrente elétrica	6A
Tempo de erosão	20 μ s
Ciclo de trabalho	76%

A maior dificuldade relatada pelo autor foi a centragem e o alinhamento do eletrodo com a peça, bem como o elevado tempo gasto para o processo de eletroerosão (aproximadamente seis horas e meia). A Figura 3.18 mostra a matriz gerada através do processo de eletroerosão.



Figura 3.18 - Matriz gerada através do processo de eletroerosão

3.2.3 Medições dos desvios das matrizes

Para a análise do acabamento, foram medidos os desvios microgeométricos das três matrizes (polida, fresada, eletroerodida): rugosidade média (R_a), rugosidade total (R_t) e a rugosidade correspondente à média dos cinco valores de rugosidade parcial (R_z). Como pode ser visto na Figura 3.19, as medições foram realizadas na parte interna. Também foi obtido o registro fotográfico da superfície com o auxílio de um microscópio, como pode ser observado na Figura 3.20.

Para a análise dos desvios macrogeométricos e dimensionais foram medidos a circularidade e o diâmetro interno das cavidades, bem como o raio de canto da matriz. A Figura 3.21 apresenta o processo de averiguação dos desvios efetuado na máquina de medição por coordenada.



Figura 3.19 - Medição dos desvios microgeométricos no interior da cavidade da matriz

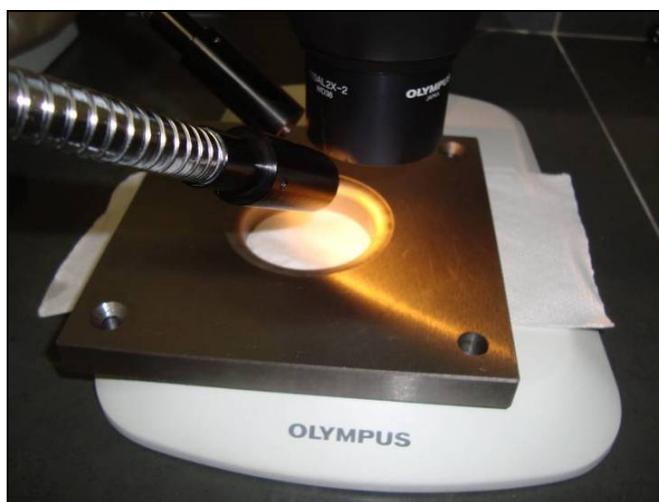


Figura 3.20 - Visualização do raio de canto da matriz com o auxílio de microscópio

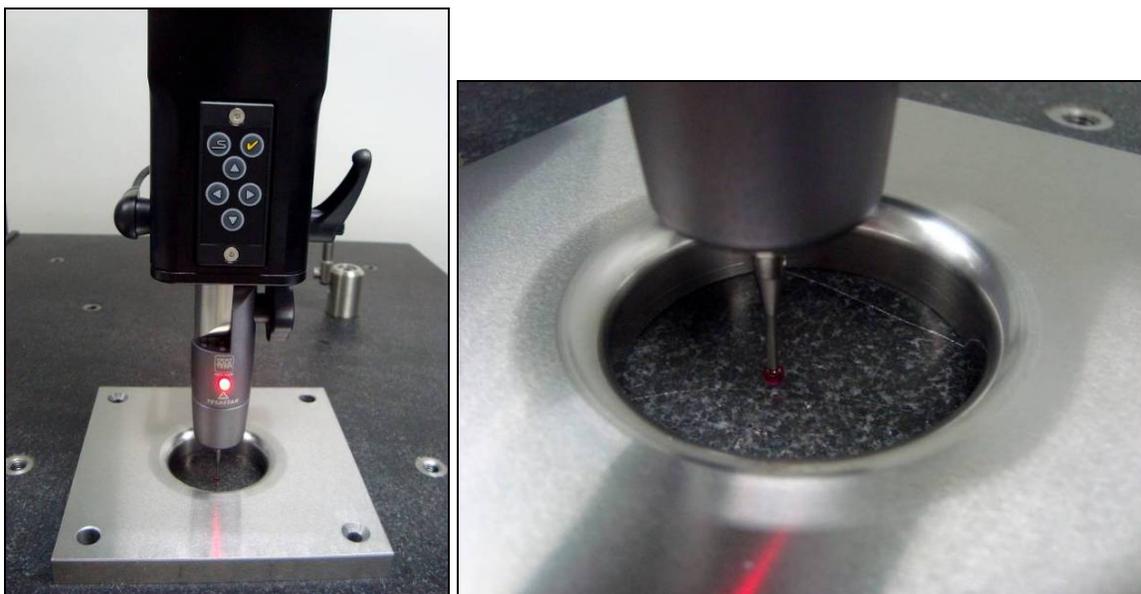


Figura 3.21 - Medição dos desvios macrogeométricos e dimensionais na MMC

3.2.4 Realização dos ensaios de estampagem (Teste de Swift)

Os ensaios de estampagem foram realizados na máquina de ensaios universal mediante a montagem da ferramenta desenvolvida especialmente para a realização do Teste de Swift, como pode ser visto na Figura 3.22.

Os esboços utilizados nos ensaios foram previamente cortados a laser pela empresa Kampmann do Brasil com os seguintes diâmetros: 90, 95, 96, 97, 98, 99, 100, 105, 106, 107, 108, 109, 110, 115 e 120 mm. Os esboços de 90, 95, 100, 105 e 110, 115 e 120 mm foram utilizados para a determinação das faixas em que se encontravam os valores do LDR e os de 96, 97, 98, 99, 106, 107, 108 e 109 para o refinamento dos resultados.

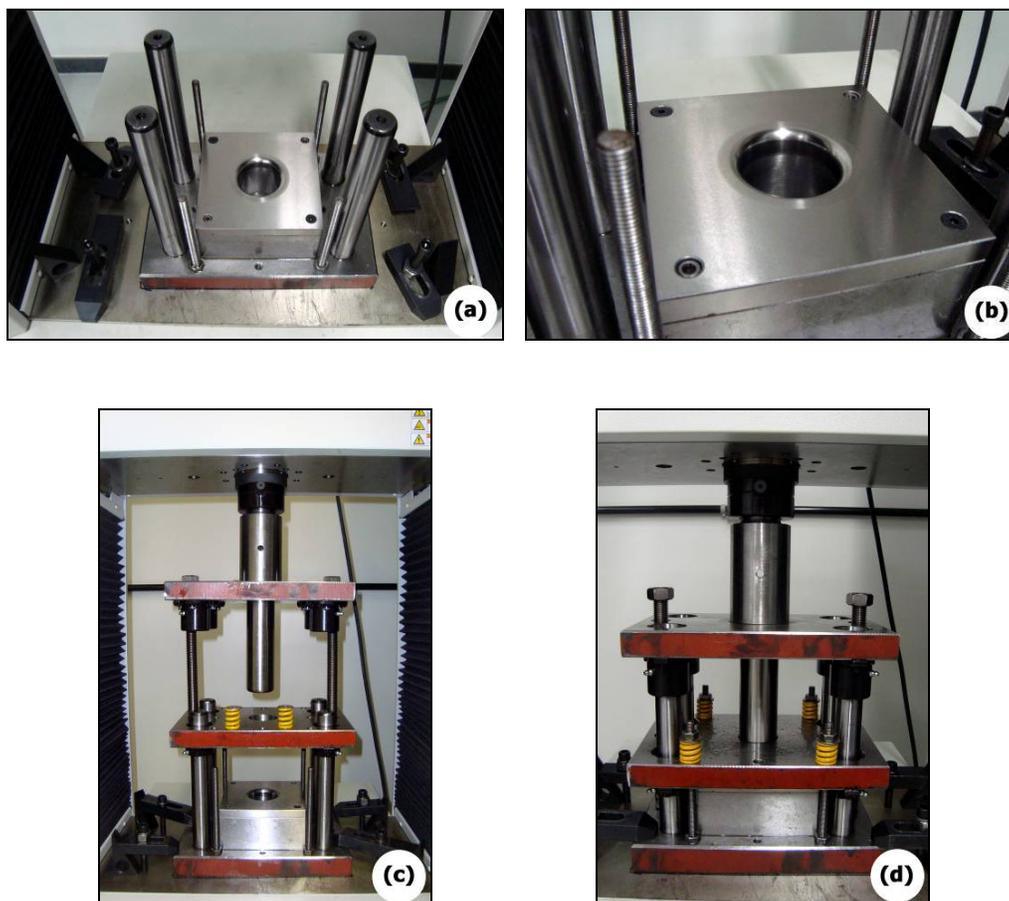


Figura 3.22 - Ferramenta para o Teste de Swift montada na máquina de ensaios universal. (a) e (b) matriz, (c) ferramenta aberta e (d) ferramenta fechada

Ensaio preliminares foram realizados para a determinação da menor força aplicada pelo prensa-chapa para evitar o aparecimento de enrugamentos. O valor encontrado foi de aproximadamente

4500N, sendo este adotado para todos os testes posteriores. A Figura 3.23 apresenta alguns copos gerados durante os ensaios preliminares.



Figura 3.23 - Testes preliminares realizados

O punção foi o mesmo para todos os testes, sendo o seu diâmetro externo de 50,034 mm e circularidade de 0,007 mm. O raio de canto do punção possui um valor de 6,378 mm e circularidade de 0,005 mm. Estes valores teoricamente deveriam ser: diâmetro do punção 50,000 mm e raio de canto 6,350 mm, porém estas pequenas diferenças são inerentes aos processos de fabricação e não influenciaram de forma significativa a estampagem.

A velocidade de estampagem utilizada nos Testes de Swift foi de 10 mm/min, sendo os seguintes passos para o ensaio:

- a) Limpeza do esboço a ser estampado;
- b) Lubrificação da matriz e do prensa-chapa;
- c) Limpeza do punção (retirada de possíveis resquícios de lubrificantes);
- d) Posicionamento do esboço;
- e) Regulagem da força exercida pelo prensa-chapa;
- f) Realização do ensaio;
- g) Retirada da peça estampada;
- h) Exportação e gravação dos valores de força e deslocamento;

Durante os Testes de Swift foram medidos o deslocamento e a força exercidos pelo punção. Após os testes, foi efetuado o registro fotográfico, com microscópio, dos corpos de prova gerados.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados obtidos serão agrupados da seguinte forma para facilitar a análise:

- a) Desvios microgeométricos das matrizes;
- b) Desvios macrogeométricos e dimensionais das matrizes;
- c) Força de estampagem para as matrizes;
- d) Determinação do LDR do material em diferentes matrizes;
- e) Aspecto superficial das peças estampadas

4.1 Desvios microgeométricos das matrizes

Os valores encontrados para as matrizes estão representadas na Figura 4.1, sendo a metodologia utilizada proposta na seção 3.1.1. As medições de rugosidade foram realizadas na direção radial, ou seja, como a linha representada na Figura 4.2(a). Como esperado, a matriz polida apresentou os menores valores para a rugosidade, $R_a=0,07\mu\text{m}$, $R_z=0,1\mu\text{m}$ e $R_t=0,5\mu\text{m}$. Os desvios microgeométricos gerados pelo fresamento foram menores dos que os da eletroerosão, indicando que aparentemente as crateras geradas apresentaram maiores irregularidades do que as marcas de avanço e de trajetória da fresa. Seria possível reduzir os valores encontrados para a rugosidade do processo de eletroerosão, porém isto implicaria em menores taxas de remoção de material e conseqüentemente num maior tempo de usinagem. A rugosidade da matriz irá influenciar o processo de estampagem, como visto nas seções 2.1.2 e 2.2.2, dificultando a transição entre a primeira e a segunda fase de estampagem, reduzindo o LDR e aumentando a força de estampagem necessária. Rugosidades mais elevadas ainda podem gerar marcas indesejadas nas peças estampadas.

A Figura 4.2 apresenta as fotografias retiradas a olho nu das três matrizes fabricadas. A Figura 4.3 e Figura 4.4 apresentam, respectivamente, as superfícies das matrizes no raio de canto com aumento de 0,67 e 3 vezes, ratificando os resultados apresentados pela medição da rugosidade superficial. Visualmente, a matriz polida apresenta o melhor acabamento, seguida pela matriz fresada e por último a matriz eletroerodida. Nas imagens tornam-se nítidas as marcas geradas pelo fresamento, bem como as crateras formadas no processo de eletroerosão.

É importante ressaltar que o aspecto superficial das matrizes é inicial, ou seja, imediatamente após a sua fabricação, não sendo possível prever o comportamento após a estampagem de um número elevado de peças.

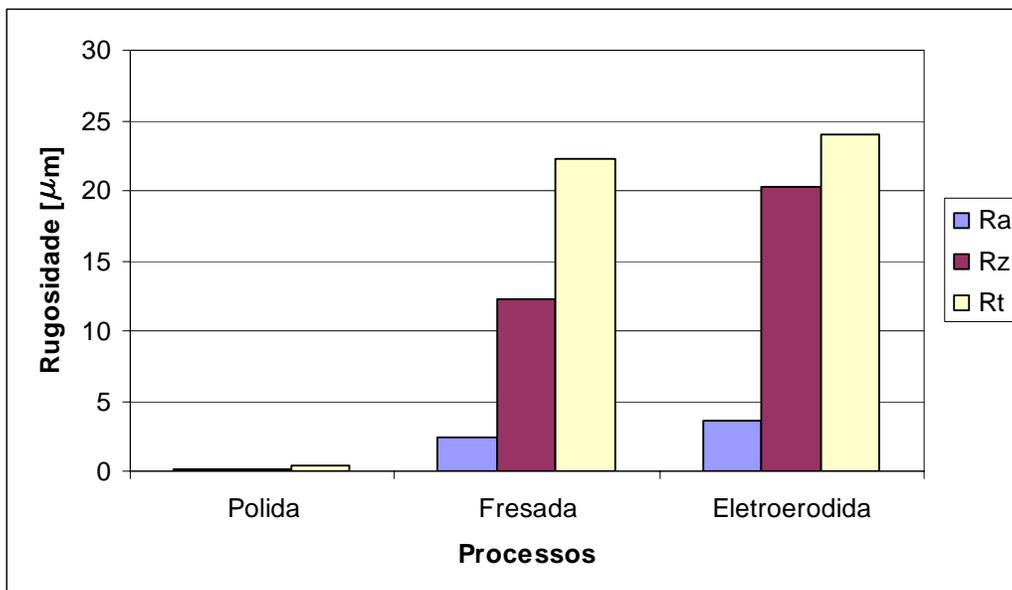


Figura 4.1 - Rugosidade interna das matrizes, sendo R_a , R_z e R_t respectivamente as rugosidade média, rugosidade média dos cinco valores de rugosidade parcial e rugosidade total

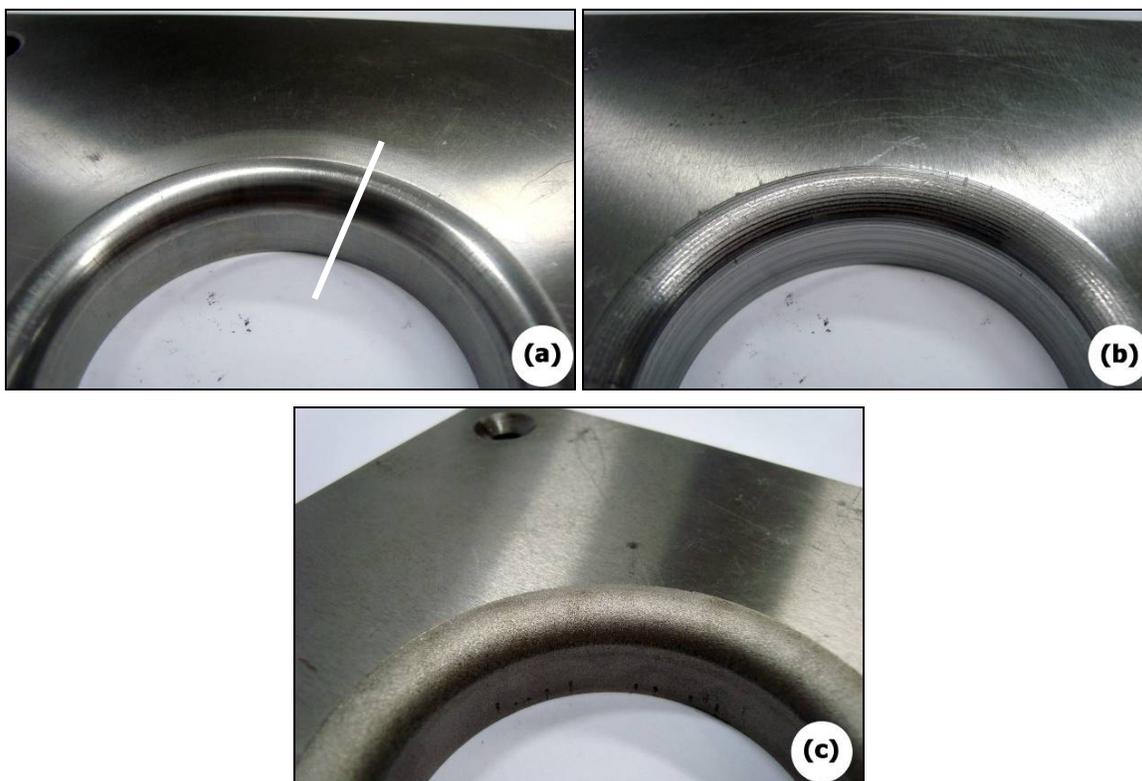


Figura 4.2 - Fotografia da cavidade interna das matrizes a olho nu. (a) polida, (b) fresada e (c) eletroerodida

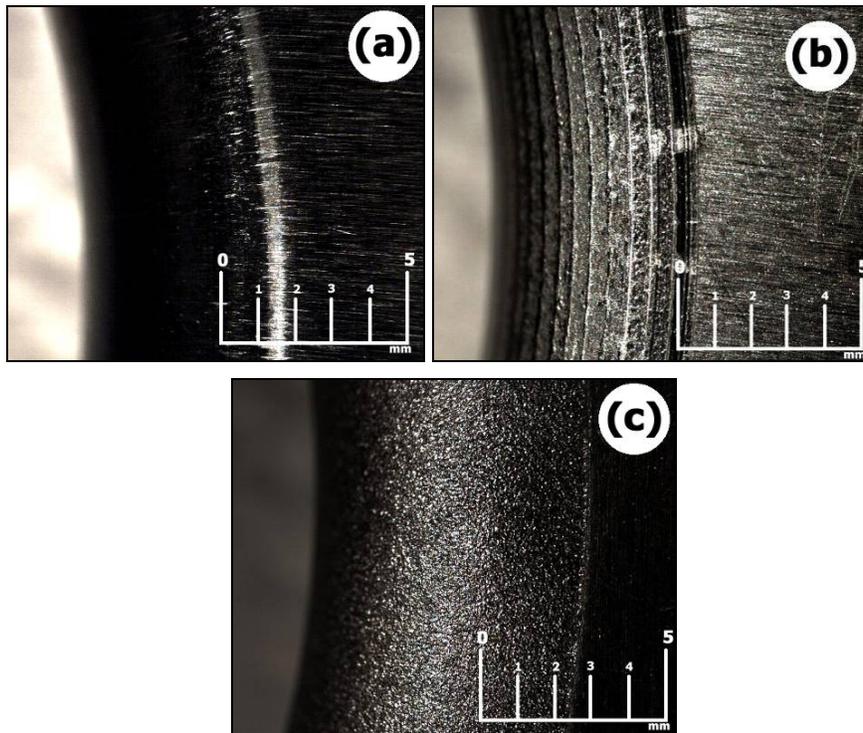


Figura 4.3 - Imagens com ampliação de 0,67 vezes do raio de canto das matrizes: polida (a), fresada (b) e eletroerodida (c)

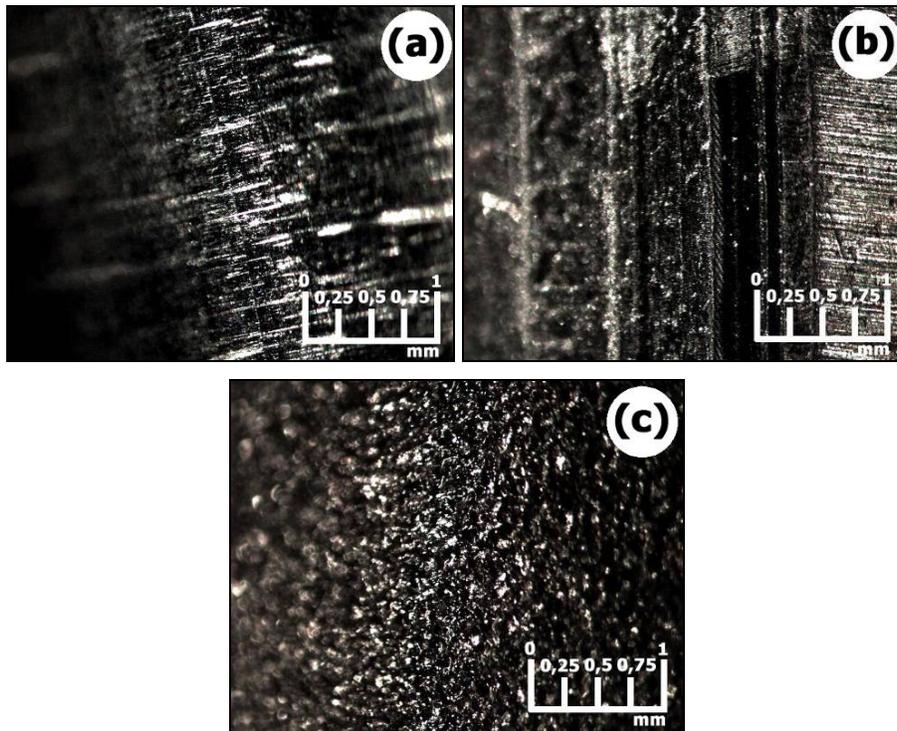


Figura 4.4 - Imagens com ampliação de 3 vezes do raio de canto das matrizes: polida (a), fresada (b) e eletroerodida (c)

4.2 Desvios macrogeométricos e dimensionais das matrizes

A Figura 4.5 apresenta a circularidade interna da cavidade das matrizes. A matriz polida foi fabricada através do processo de torneamento e posteriormente recebeu o polimento que, por se tratar de uma operação abrasiva, geram menores desvios do que o fresamento. Além disso, o fresamento não é um processo de corte contínuo, prejudicando os resultados. O processo de eletroerosão apresentou maiores desvios quando comparado com os outros. Como a superfície gerada é formada por várias crateras, a circularidade fica prejudicada. Também podem ter contribuído para este resultado o desgaste do eletrodo, bem como instabilidades no processo de descarga elétrica. A Figura 4.6 apresenta a circularidade para o raio de canto das matrizes. O resultado é similar ao observado para o diâmetro interno.

Como pode ser visto na Figura 4.7, nenhum dos processos foi capaz de fornecer o valor exato pretendido de 51,400 mm para o diâmetro interno da matriz. As matrizes polida e fresada apresentaram diâmetros inferiores aos desejados, sendo a primeira com um desvio dimensional de $-16\mu\text{m}$ e a segunda de $-56\mu\text{m}$. A matriz eletroerodida apresentou um diâmetro interno superior ao pretendido, com um desvio dimensional de $+9\mu\text{m}$, sendo o melhor resultado obtido. O pior resultado foi obtido para o fresamento, sendo este ocasionado provavelmente pela deflexão da ferramenta e por erros de posicionamento do centro de usinagem. Desvios desta magnitude, como visto na seção 2.2.2, são insignificantes para o processo de estampagem quando se compara LDR e força.

Como esperado, também não foi possível obter o valor exato de 6,350 mm para o raio de canto da matriz, como pode ser visto na Figura 4.8. Os desvios encontrados foram superiores aos observados para o diâmetro interno em todos os processos de fabricação. Para o fresamento vários fatores contribuíram, como por exemplo, a deflexão heterogênea da ferramenta, uma vez que o ponto de contato ferramenta/peça encontrava-se em constante modificação, e o erro de posicionamento oriundo do centro de usinagem. O maior desvio obtido foi observado para o processo de eletroerosão (0,283 mm), sendo este proveniente de desvios geométricos do eletrodo, bem como da instabilidade da descarga elétrica proveniente da variação da área de contato eletrodo/peça.

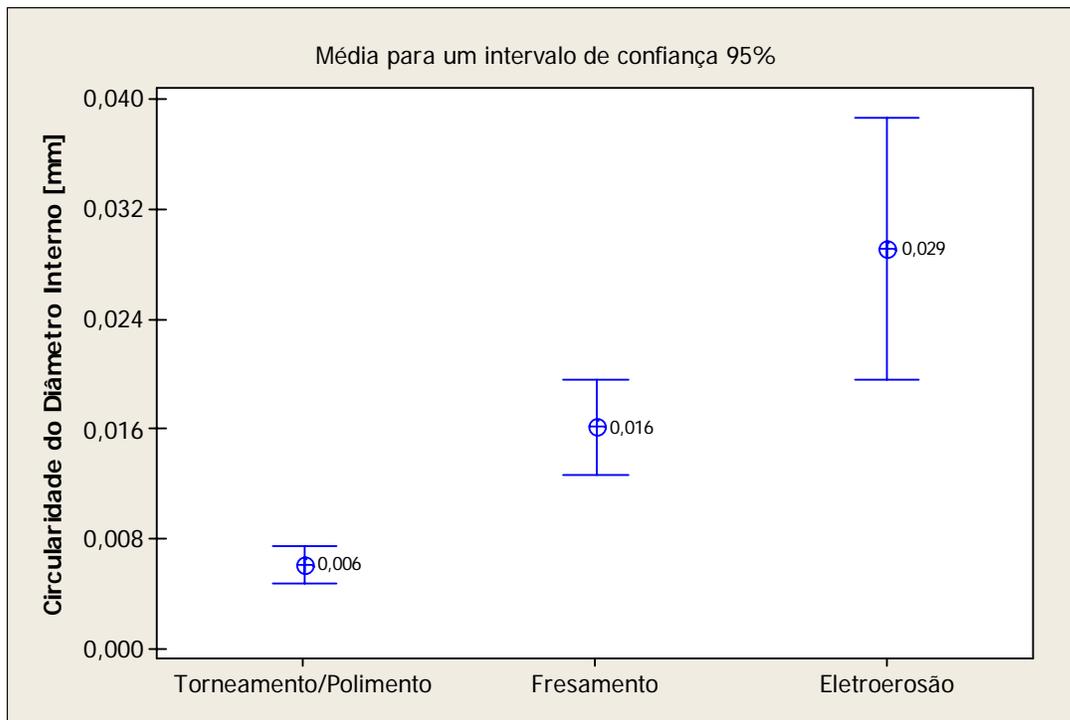


Figura 4.5 - Circularidade da cavidade interna das matrizes geradas por diferentes processos

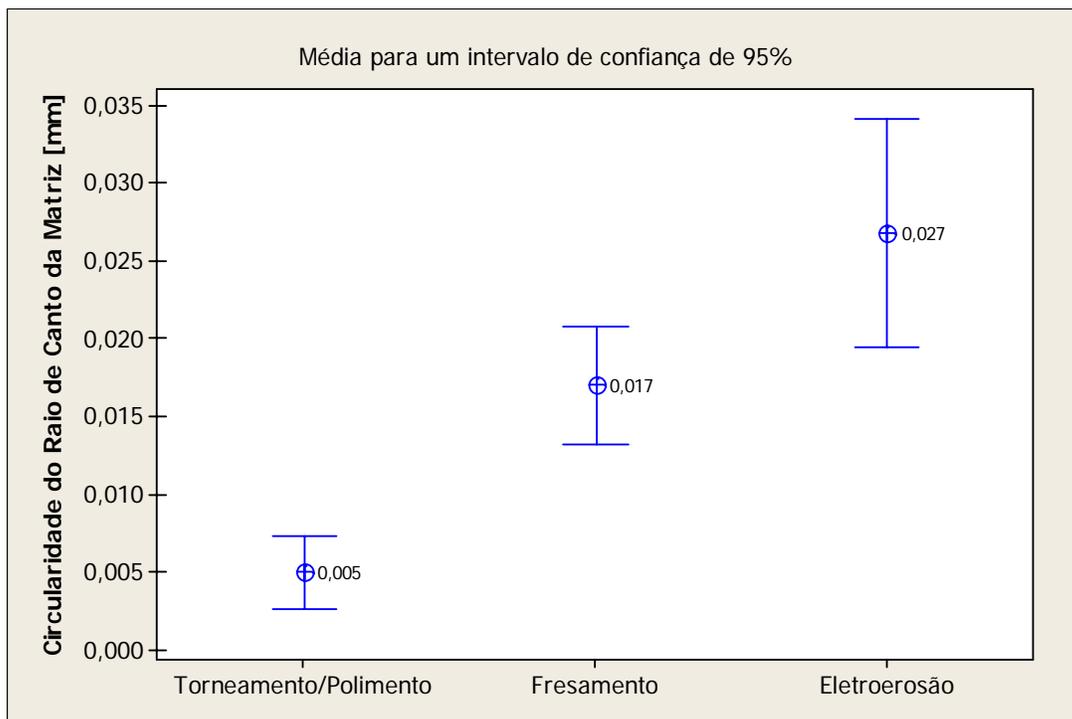


Figura 4.6 - Circularidade do raio de canto das matrizes geradas por diferentes processos

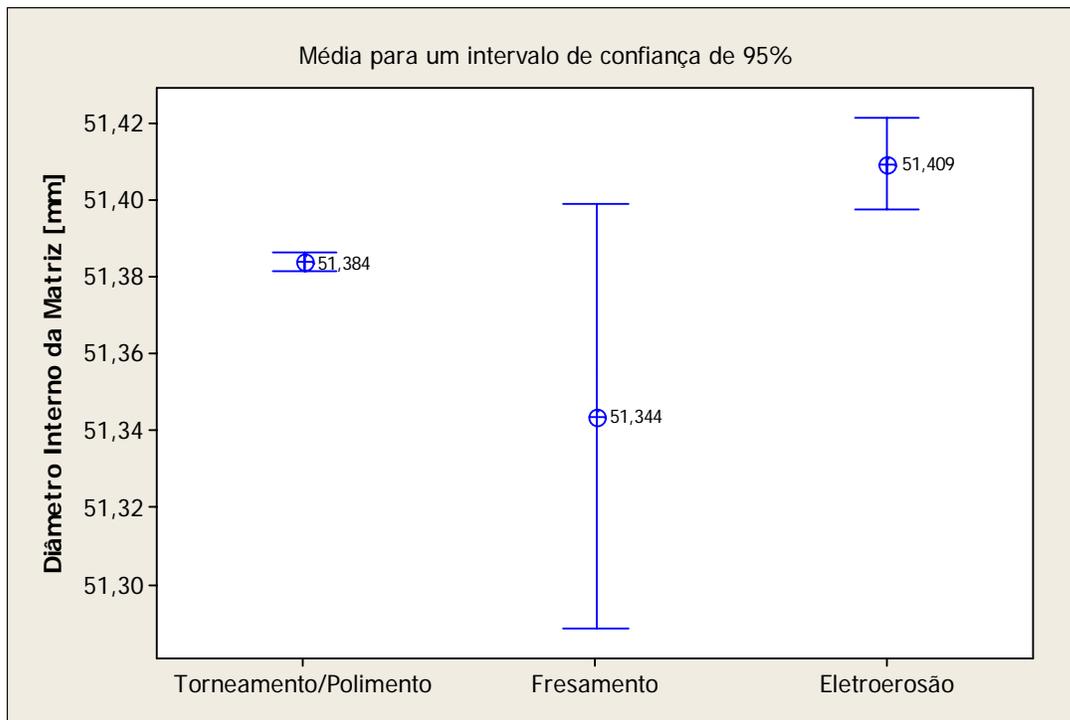


Figura 4.7 – Diâmetro interno das matrizes geradas por diferentes processos

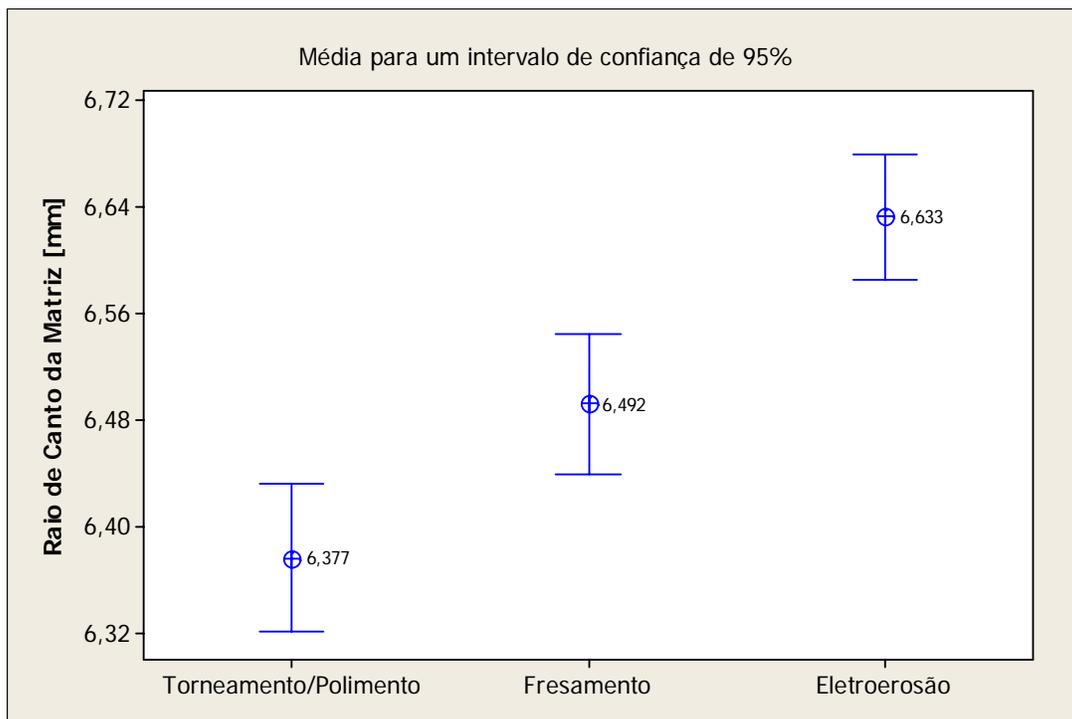


Figura 4.8 – Raio de canto das matrizes geradas por diferentes processos

4.3 Força de estampagem para as matrizes

A Figura 2.1 apresenta as curvas obtidas para o ensaio de tração de corpos de prova extraídos nas direções 0° , 45° e 90° da mesma chapa que foi utilizada para os ensaios de estampagem. Os resultados indicam que a anisotropia planar é reduzida, sugerindo que a formação de orelhas durante o ensaio de estampagem não será muito pronunciada, fato que foi observado. A média da tensão limite de resistência obtida para a chapa de 0,6mm do aço EEP foi de 285,7 MPa, valor este, que se aproxima do sugerido por Verma e Chandra (2006) e apresentado na Tabela 2.2.

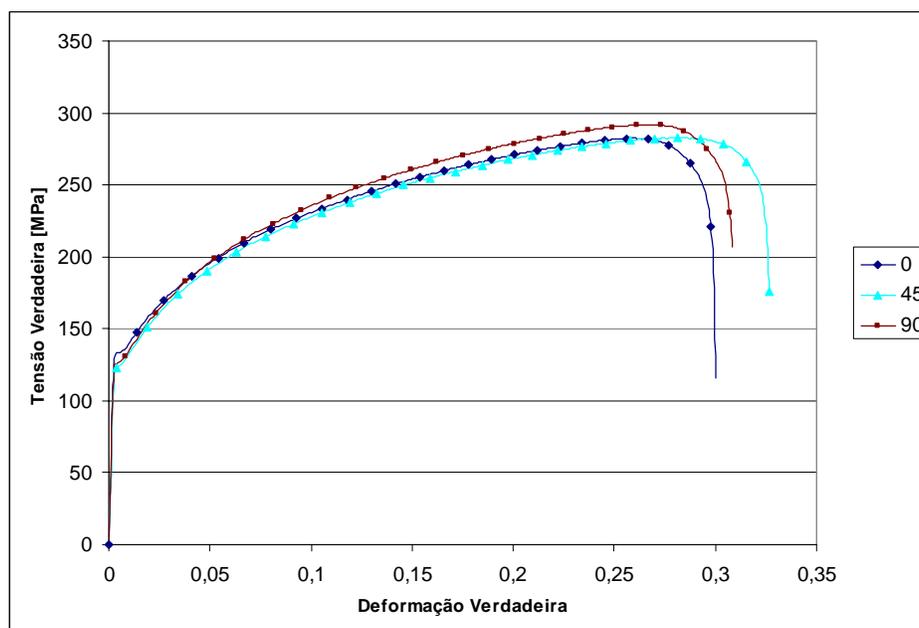


Figura 4.9 - Ensaio de tração da chapa utilizada nas estampagens, direções 0° , 45° e 90°

Como será visto na seção 4.4, apenas para valores de LDR iguais ou inferiores a 1,89 foi possível estampar com sucesso para as três matrizes. Portanto o comparativo de forças de estampagem será efetuado apenas para os esboços de 95 mm (LDR=1,89). As forças de estampagem para todos os ensaios se comportaram de acordo com o esperado, sendo crescente até a transição entre a primeira e segunda fase de estampagem e depois decrescente devido à redução do material retido entre a matriz e o prensa-chapa.

Como pode ser observado na Figura 4.10, a maior força de estampagem foi atingida para a matriz fabricada pelo processo de eletroerosão. Este fato foi atribuído ao acabamento superficial da matriz, pois as crateras formadas pelo processo de eletroerosão aumentaram o atrito entre a chapa e o canto da matriz, dificultando a transição entre a primeira e a segunda fase de estampagem e aumentando a

força de estampagem. Apesar da rugosidade da matriz fresada ser mais próxima da eletroerodida, o gráfico de força indicou que o comportamento se aproximou mais da polida. Tal comportamento foi atribuído à forma como as marcas de fresamento se apresentaram, pois como as mesmas formam diversos círculos, acredita-se que apesar do atrito da direção radial ter aumentado o mesmo não deve ter sido observado na tangencial. Por possuir menor rugosidade superficial, a matriz polida apresentou menores valores de força de estampagem. Ao ser comparado com o processo de fresamento, os ganhos foram mais modestos do que em relação à eletroerosão.

Foi realizado o Teste de Pareto para o gráfico apresentado na Figura 4.10, sendo a análise feita em pares. Obteve-se para Fresada versus Eletroerodida e Torneada/Polida versus Eletroerodida um valor de p igual à 0,000, ou seja, os resultados apresentados possuem um intervalo de confiança de 95%.

Durante os ensaios foi observado para as três matrizes que quanto maior o diâmetro inicial do esboço maior foi a força de estampagem. Isto se deve ao fato de que uma maior parte do material está presa entre o prensa-chapa e a matriz, dificultando o início da deformação plástica da região da aba. A Figura 4.11 apresenta o comportamento da força de estampagem para quatro diâmetros distintos de esboço, sendo estes ensaios realizados na matriz polida e sem o rompimento da chapa.

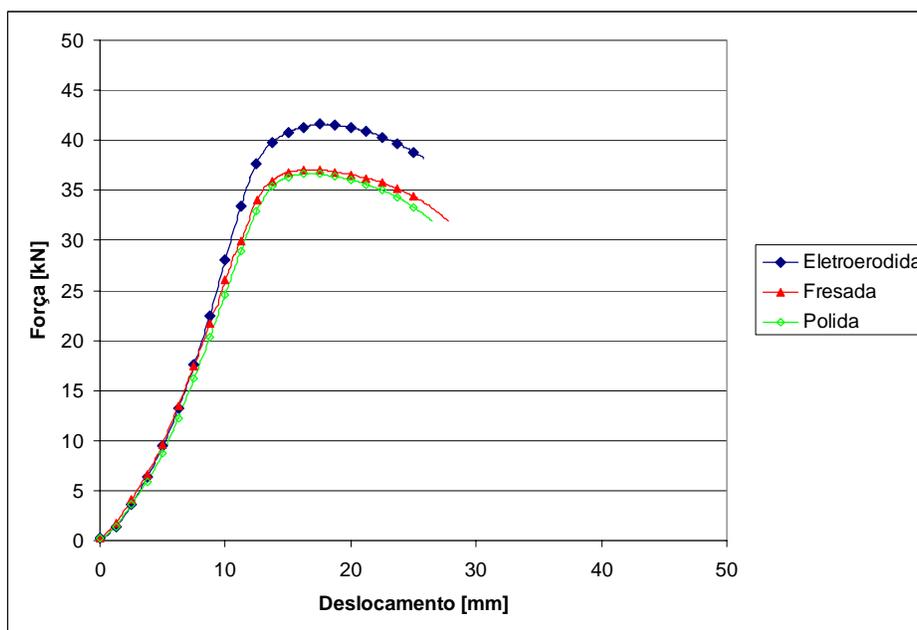


Figura 4.10 - Força máxima de estampagem para o esboço de 95 mm

A Figura 4.12 mostra os resultados obtidos para a matriz fresada e a Figura 4.13 para a eletroerodida. A maior força de estampagem foi obtida para o maior esboço (109 mm) durante o processo de estampagem com a matriz polida.

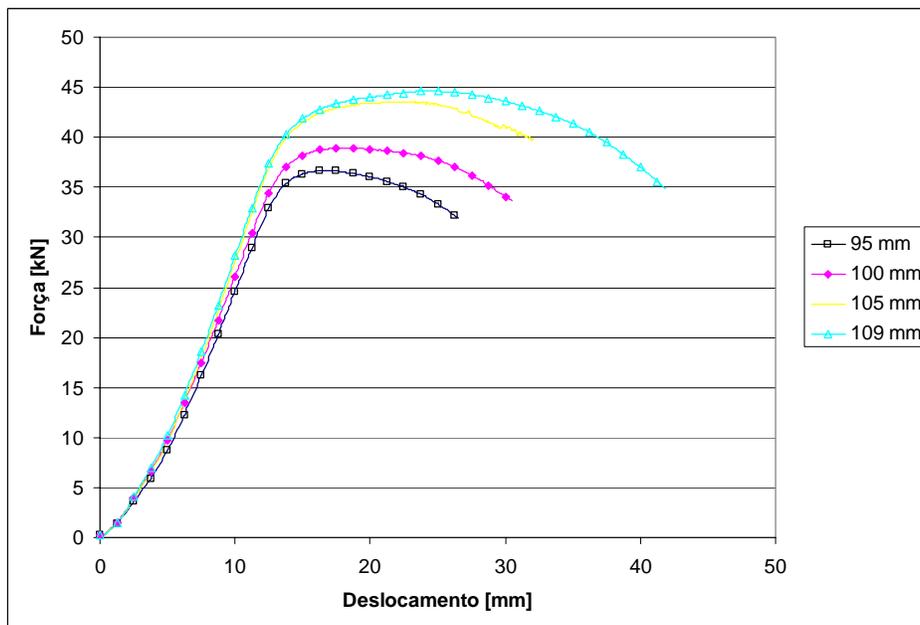


Figura 4.11 - Força de estampagem para o Teste de Swift na matriz polida, sem rompimento

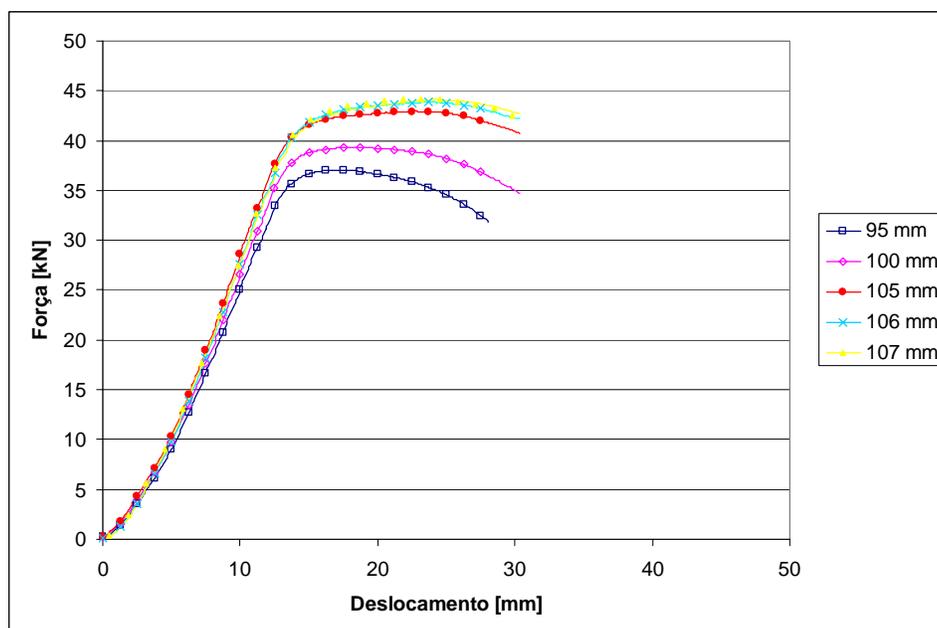


Figura 4.12 - Força de estampagem para o Teste de Swift na matriz fresada, sem rompimento

Para os casos em que o corpo de prova falhou durante os experimentos, também foi observado que quanto maior o diâmetro do esboço, menor é a deformação plástica até a falha, conforme Figura 4.14, que apresenta as forças de estampagem para a matriz polida. Na Figura 4.15 é possível

observar o mesmo efeito para a matriz eletroerodida. A Figura 4.16 apresenta alguns ensaios para a matriz fresada com e sem rompimento. Observa-se novamente, que a força decresce subitamente quando há o rompimento e que a mesma é menor para menores diâmetros de esboços.

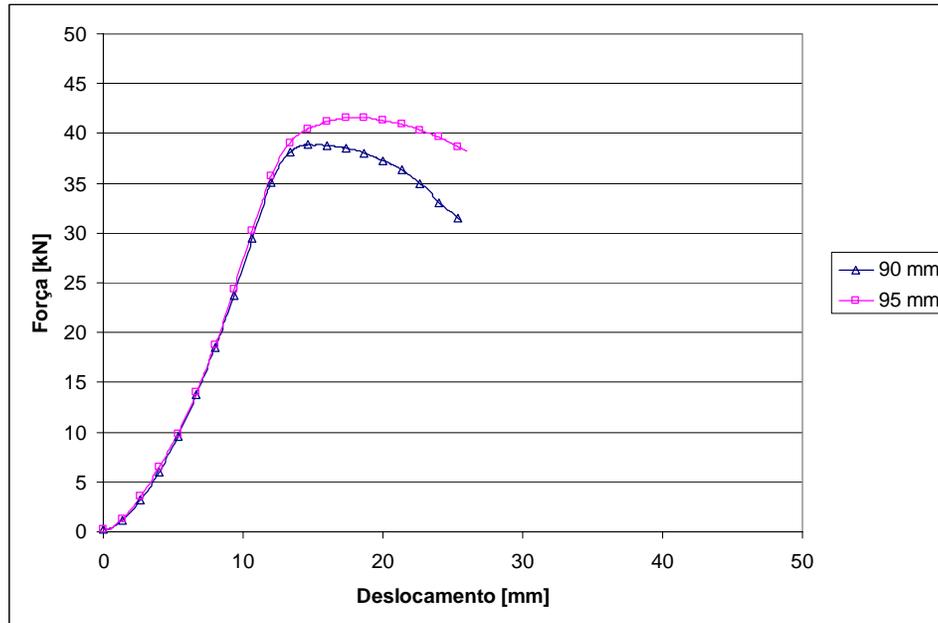


Figura 4.13 - Força de estampagem para o Teste de Swift na matriz eletroerodida, sem rompimento

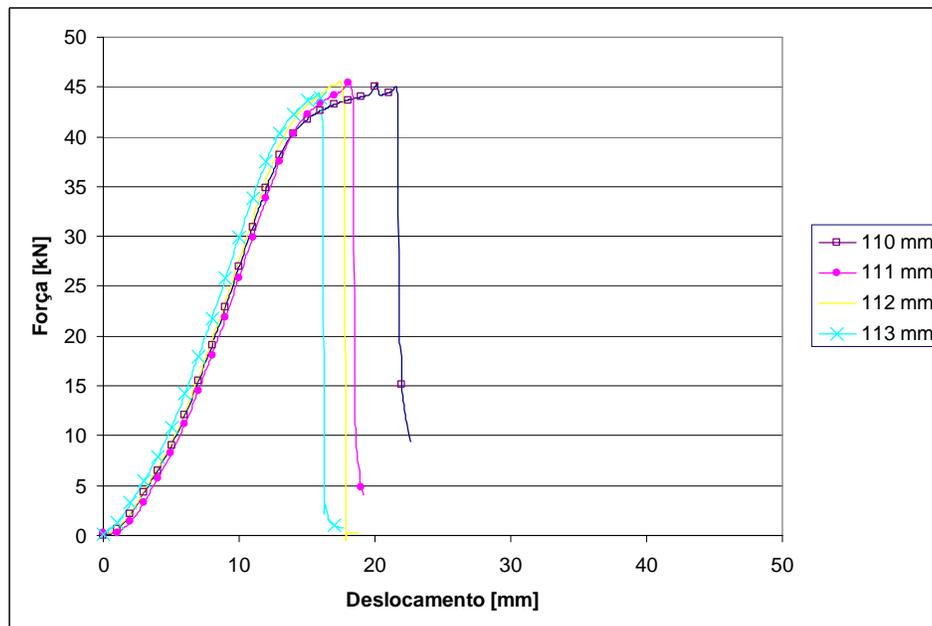


Figura 4.14 - Força de estampagem para o Teste de Swift na matriz polida, com rompimento

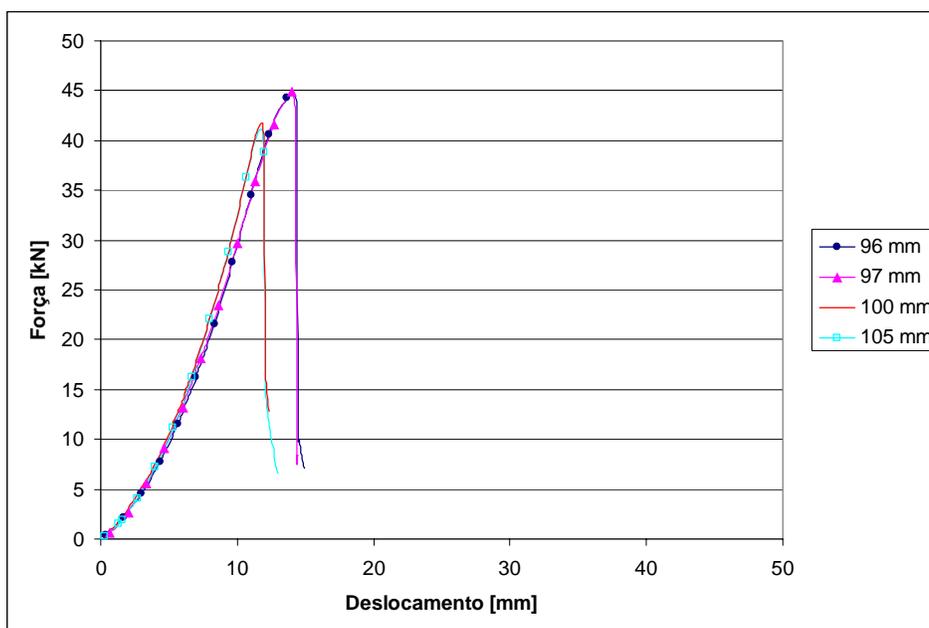


Figura 4.15 - Força de estampagem para o Teste de Swift na matriz eletroerodida, com rompimento

A Figura 4.17 foi gerada a partir dos ensaios dos esboços com diâmetros de 95, 100 e 105 mm para as matrizes eletroerodida, fresada e polida. Para a matriz eletroerodida, os ensaios com os esboços 95 e 100 mm apresentaram o rompimento. A força máxima de estampagem para os diâmetros do esboço de 95 e 100 mm foi menor para a matriz polida e ligeiramente superior para a matriz fresada. Para a matriz eletroerodida, considerando o esboço com diâmetro de 95mm, a força de estampagem foi da ordem de 11% superior às demais matrizes.

A Figura 4.18 foi obtida através do cálculo da força máxima de estampagem com a utilização de três equações distintas, apresentadas na seção 2.1.5. As fórmulas utilizadas são simplificadas, não considerando, por exemplo, o coeficiente de atrito ou raio de canto da matriz. Apenas as equações 2.18 e 2.20 consideram o LDR como uma variável. Não obstante, para a Figura 4.18, fez-se a opção em calcular a força de estampagem para os resultados apresentados na Figura 4.14, ou seja, para a matriz polida e com o rompimento do corpo de prova (Força Máxima de Estampagem), sendo o valor intitulado como “medição” uma média dos resultados apresentados, logo a tensão limite de resistência utilizada foi de 285,7 MPa, correspondente à média das três medições nas direções de 0° , 45° e 90° dos ensaios de tração da chapa, Figura 4.9. Os LDRs utilizados para as equações foram os mesmos dos experimentos, ou seja, 110, 111, 112 e 113mm.

Como pode ser observado na Figura 4.18, a equação que mais se aproximou dos resultados experimentais medidos foi a proposta por Oehler-Kaiser apud Rocha e Duarte (1992). Porém, todas as equações forneceram valores inferiores aos medidos. Tal fato pode ser atribuído à não

consideração de todas as variáveis que influenciam o processo de estampagem, como por exemplo, o atrito e o dobramento.

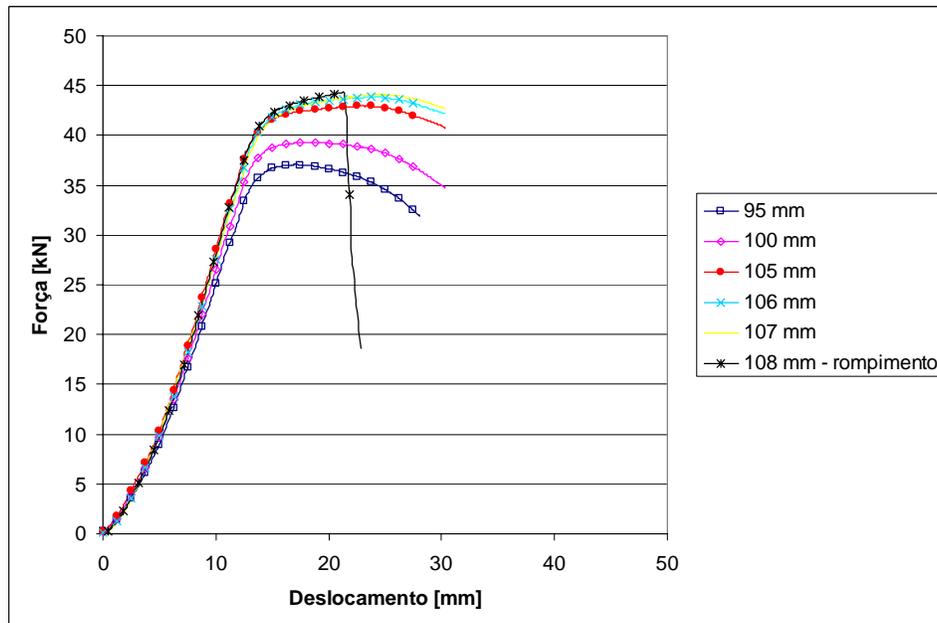


Figura 4.16 - Força de estampagem para o Teste de Swift na matriz fresada

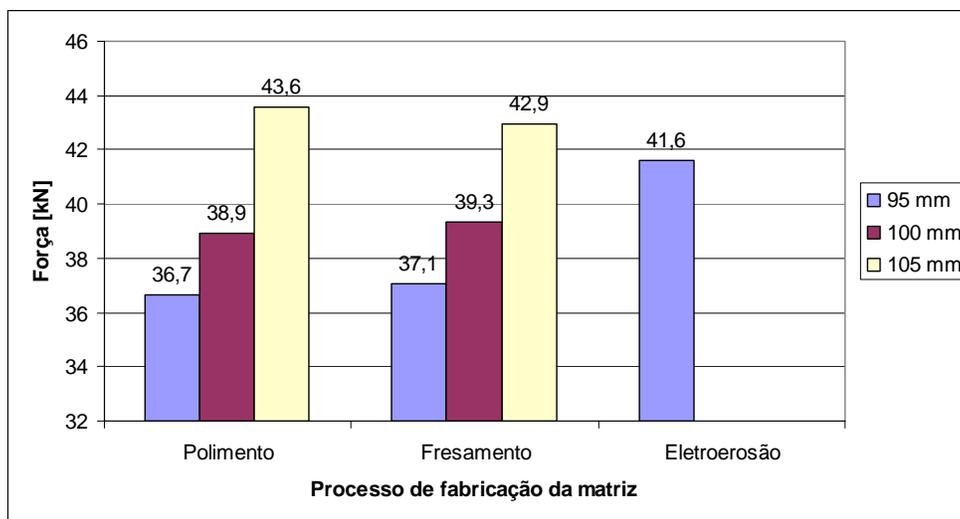


Figura 4.17 - Força de estampagem para o Teste de Swift

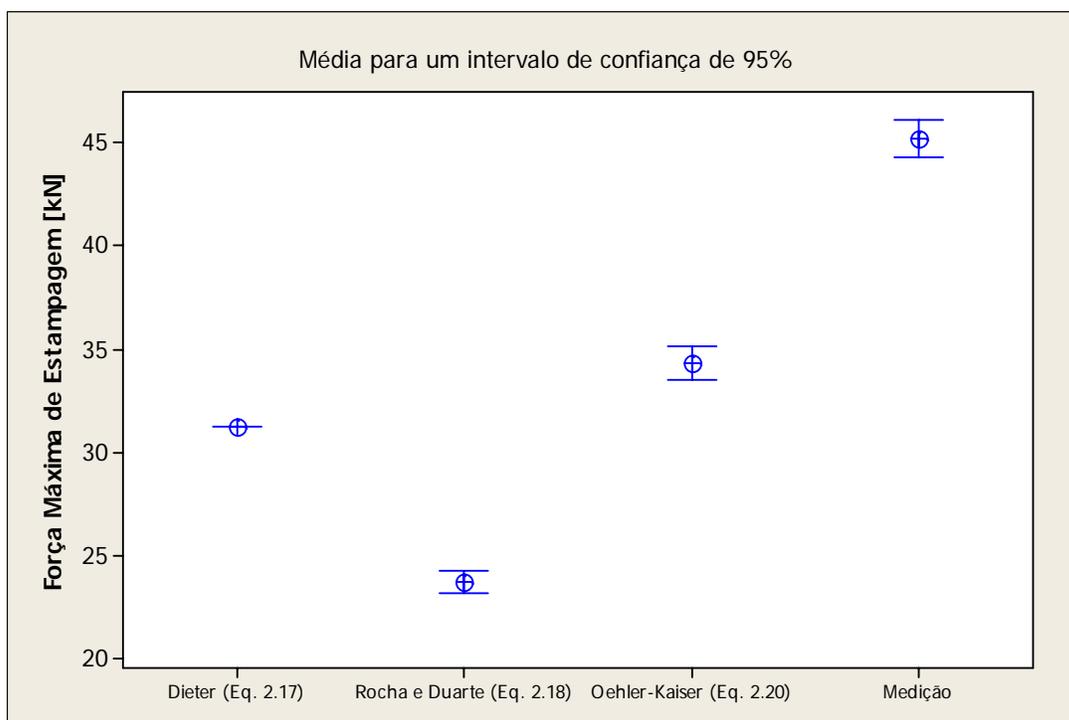


Figura 4.18 - Força máxima de estampagem, comparação entre teórica e prática

4.4 Determinação do LDR do material em diferentes matrizes

Sucessivos testes foram realizados para a determinação do LDR, sendo possível observar os resultados na Tabela 4.1. Em todos os testes em que houve falha, o rompimento do corpo de prova ocorreu no raio de canto do punção semelhante ao observado na Figura 4.19. A Figura 4.20 apresenta o típico formato do copo quando não houve rompimento.

Tabela 4.1 - Ensaios realizados para a determinação do LDR

Diâmetro do Esboço	Matrizes			LDR
	Eletroerodida	Fresada	Polida	
90	Sucesso	Sucesso	Sucesso	1,79
95	Sucesso	Sucesso	Sucesso	1,89
96	Falha	Sucesso	Sucesso	1,91
97	Falha	Sucesso	Sucesso	1,93
100	Falha	Sucesso	Sucesso	1,99
105	Falha	Sucesso	Sucesso	2,09
106	Falha	Sucesso	Sucesso	2,11
107	Falha	Sucesso	Sucesso	2,13
108	Falha	Falha	Sucesso	2,15
109	Falha	Falha	Sucesso	2,17
110	Falha	Falha	Falha	2,19
111	Falha	Falha	Falha	2,21
112	Falha	Falha	Falha	2,23
113	Falha	Falha	Falha	2,25

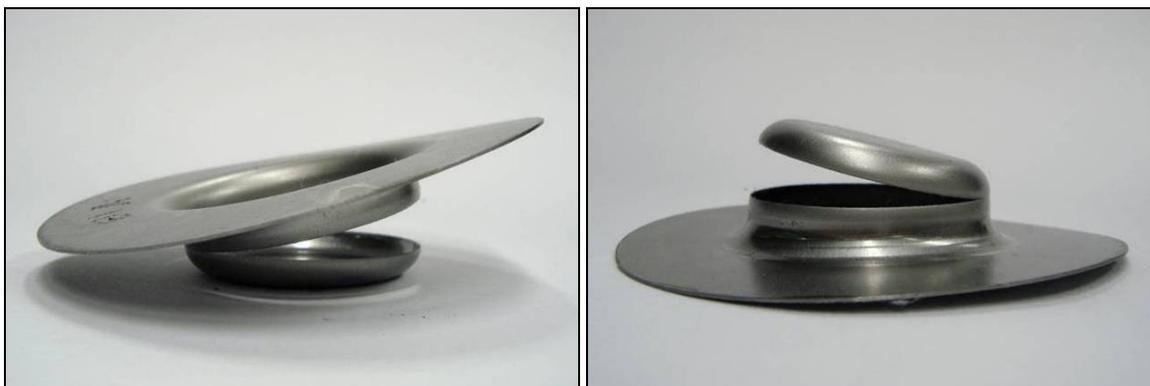


Figura 4.19 - Testes de Swift com o rompimento do corpo de prova próximo ao raio de canto do punção



Figura 4.20 - Testes de Swift sem o rompimento do corpo de prova

Como a variação entre os diâmetros do esboço é de 1 mm, houve um erro de 0,02 na determinação do LDR. A Figura 4.21 apresenta os valores de LDR obtidos para as três matrizes testadas (eletroerodida, fresada e torneada/polida), sendo evidente que o melhor resultado foi obtido para a matriz torneada/polida e o pior para a eletroerodida. O valor obtido para a matriz fresada se aproximou mais do resultado obtido com o torneamento/polimento e foi significativamente superior ao do processo de eletroerosão. Acredita-se que apesar dos desvios microgeométricos obtidos para o fresamento serem mais próximo ao da eletroerosão, o atrito foi aumentado apenas na direção radial (devido às marcas geradas pela ferramenta), sendo pouco afetado na direção tangencial. Já no processo de eletroerosão, as cavidades geradas prejudicaram o escoamento do material da chapa em ambas as direções, levando a resultados significativamente piores. Com respeito ao LDR, o resultado obtido com o processo de torneamento/polimento quando comparado com o fresamento foi muito modesto.

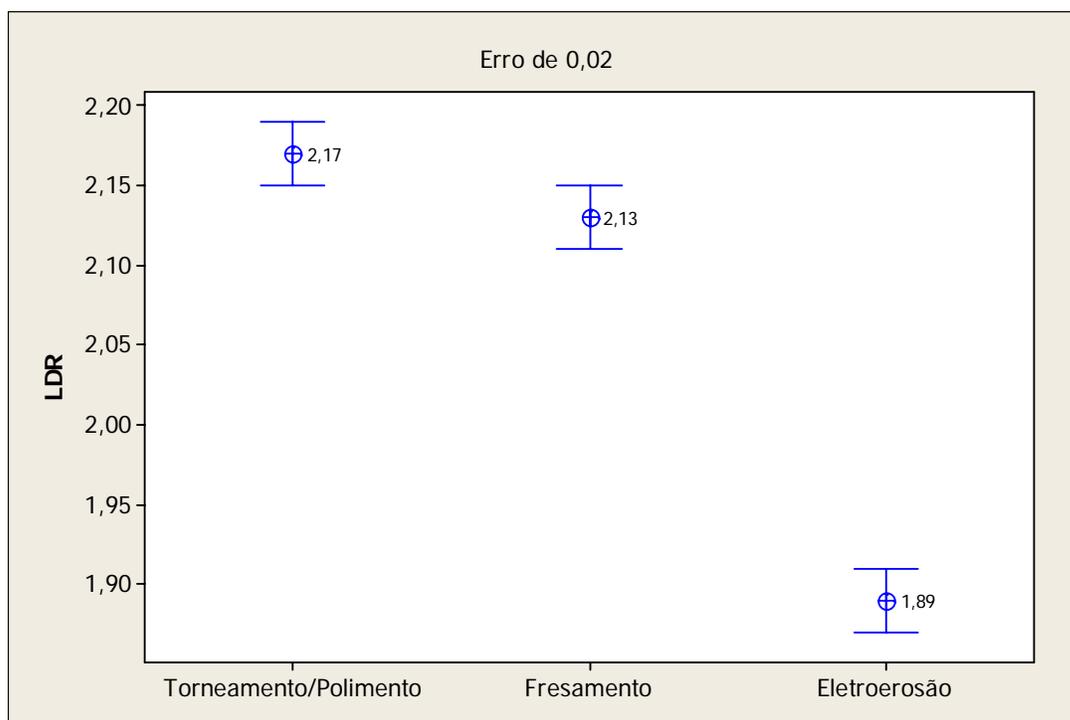


Figura 4.21 - Valores de LDR obtidos para diferentes processos

4.5 Aspecto superficial das peças estampadas

Após a realização da estampagem, foram geradas imagens da superfície externa do corpo de prova na região indicada pela Figura 4.22. A Figura 4.23 e Figura 4.24 apresentam o aspecto superficial de três esboços de 95 mm estampados com as matrizes torneada/polida, fresada e eletroerodida respectivamente. Observa-se, pela Figura 4.23 e Figura 4.24 que os menores desvios microgeométricos foram obtidos para a matriz torneada/polida, fresada e eletroerodida nesta ordem.



Figura 4.22 - Local de ampliação da superfície lateral

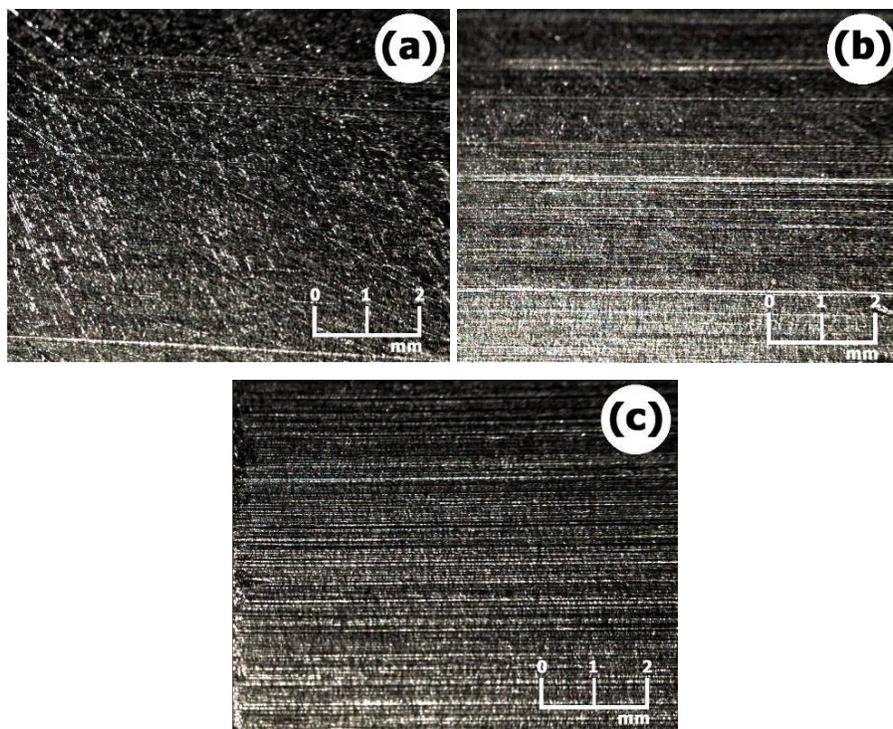


Figura 4.23 – Imagens da superfície externa lateral do corpo de prova estampado (aumento de 1,2x): matriz torneada/polida (a), fresada (b) e eletroerodida (c)

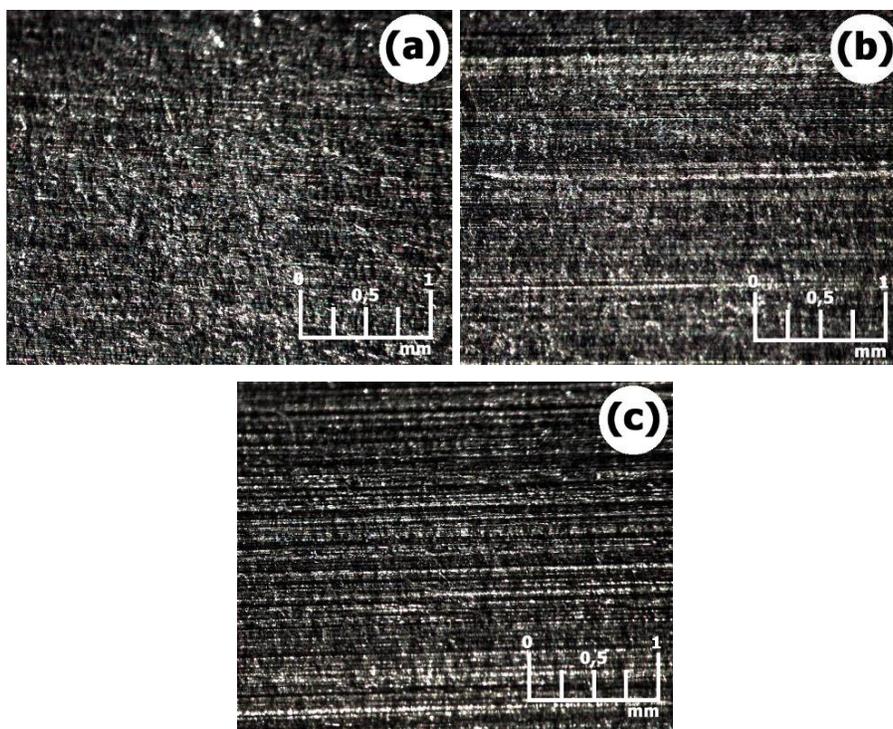


Figura 4.24 – Imagens da superfície externa lateral do corpo de prova estampado (aumento de 3x): matriz torneada/polida (a), fresada (b) e eletroerodida (c)

Também foram obtidas imagens da região próxima à aba, área de contato com o raio de canto da matriz, como indicado na Figura 2.26. A Figura 4.26 apresenta as imagens obtidas com aumento de 1,2x, evidenciando que as marcas superficiais mais relevantes apareceram nos corpos de prova estampados nas matrizes eletroerodida, fresada e torneada/polida respectivamente. A imagem obtida para o estampado da matriz torneada/polida indica que a ferramenta deixou marcas quase imperceptíveis, sendo as ranhuras visualizadas provenientes do processo de laminação da chapa.



Figura 4.25 - Local de ampliação próximo ao raio de canto da matriz. Eletroerodida (esquerda), fresada (centro) e torneada/polida (direita)

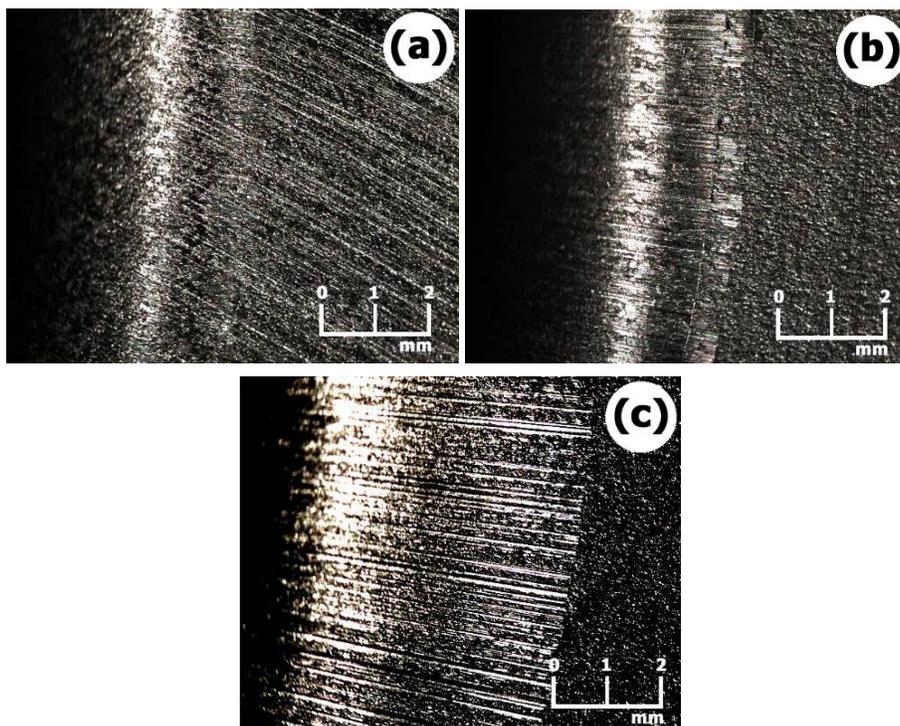


Figura 4.26 – Imagens da superfície externa próxima ao raio de canto da matriz (aumento de 1,2x): matriz torneada/polida (a), fresada (b) e eletroerodida (c)

A aparência superficial externa da parede do corpo de prova gerado pela matriz fresada se aproximou mais da eletroerodida, sendo evidentes para ambas as marcas geradas no processo de estampagem. A Figura 4.27 foi gerada a olho nu, mostrando que o aspecto superficial do esboço estampado obtido pela matriz torneada/polida é nitidamente superior ao da fresada. Caso o produto final possua restrições quanto à existência de marcas na lateral decorrentes do processo de estampagem, a matriz polida apresenta maior êxito.



Figura 4.27 - Aparência superficial da lateral do corpo de prova (imagens a olho nu): matriz fresada (esquerda) e matriz polida (direita)

A Figura 4.28 apresenta os valores medidos para a rugosidade, na região indicada pela Figura 4.22, sendo o diâmetro inicial do esboço de 95mm e as matrizes: torneada/polida, fresada e eletroerodida. Utilizando o Teste de Student, observa-se que para R_a e R_z não há diferença significativa entre o copo gerado na matriz torneada/polida e a eletroerodida, porém existe diferença significativa ($\alpha=5\%$) entre a torneada/polida e a eletroerodida, bem como entre a fresada e a eletroerodida. No que tange R_z , não há diferença entre a polida e a fresada, bem como entre a polida e a eletroerodida, porém entre a fresada e a eletroerodida a diferença é significativa. Analisando os três parâmetros, conclui-se que não há diferenças entre os corpos gerados na matriz torneada/polida e fresada, porém existe entre a fresada e a eletroerodida. Entre a torneada/polida e a eletroerodida, o resultado depende do parâmetro analisado (existe para R_a e R_z , mas não para R_t).

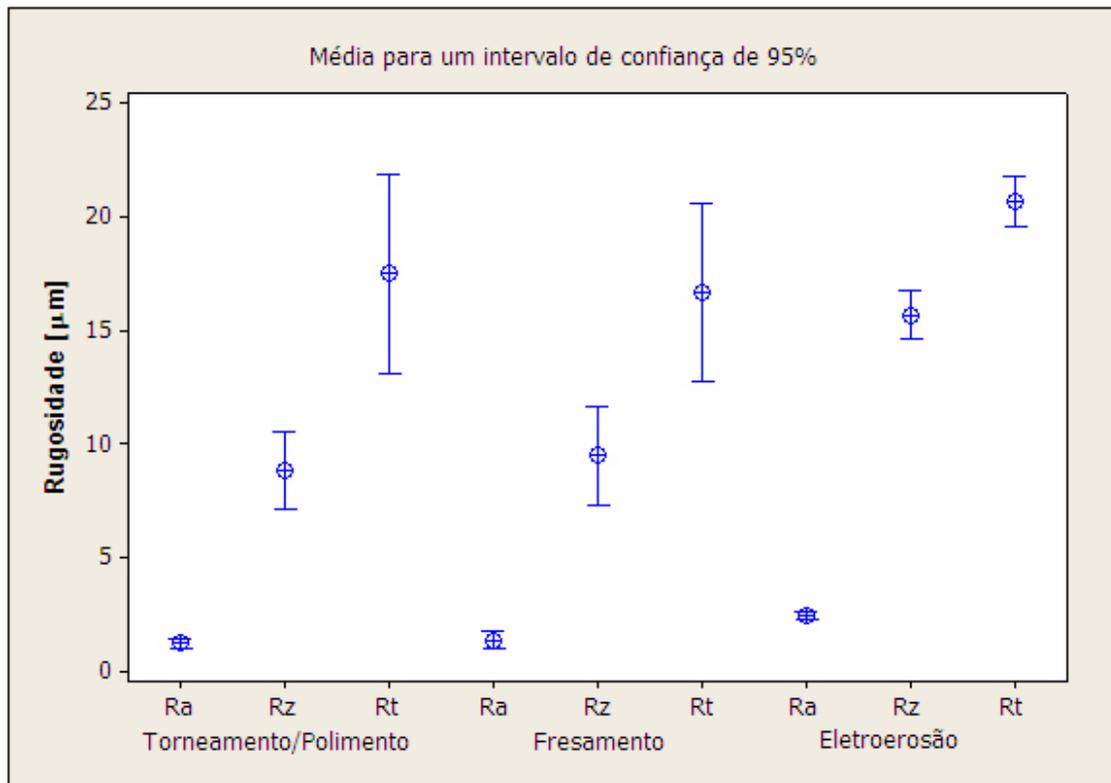


Figura 4.28 - Rugosidade da superfície externa do corpo de prova estampado

5 CONCLUSÕES

O projeto e a fabricação do ferramental (matriz, punção, prensa-chapa, placas e adaptadores) para a realização dos ensaios de estampagem profunda foram realizados com êxito, sendo a montagem facilmente realizada na máquina de ensaios universal. Foram fabricadas três matrizes com o aço ABNT D6 através de três processos distintos de fabricação: torneamento/polimento, fresamento e eletroerosão. É importante ressaltar que durante a etapa de estampagem, o número de ensaios realizados não foi elevado o suficiente para promover desgastes expressivos nas matrizes, sendo os resultados obtidos referentes ao período de início de vida das matrizes.

Os desvios microgeométricos medidos para as três matrizes levaram à conclusão de que os melhores resultados foram obtidos respectivamente para os processos de torneamento/polimento, fresamento e eletroerosão. O desempenho do torneamento/polimento já era esperado, porém foi interessante observar que as irregularidades das crateras geradas pelo processo de eletroerosão foram mais significativas do que as marcas de avanço e trajetória geradas pelo fresamento. Seria possível melhorar os resultados obtidos pelo processo de eletroerosão, porém isto implicaria em uma redução ainda maior na taxa de remoção, tornando o processo muito lento e conseqüentemente oneroso. A adição de partículas ao fluido dielétrico, discutida na revisão bibliográfica, também poderia levar a melhores resultados. As diferenças entre os processos de fabricação foram observadas a olho nu e através da medição das rugosidades Ra, Rz, Rt.

Os desvios macrogeométricos das matrizes foram avaliados por meio da medição da circularidade para o diâmetro interno e o raio de canto da matriz, sugerindo que os melhores resultados foram obtidos na seguinte ordem: torneamento/polimento, fresamento e eletroerosão. Como a matriz de referência foi fabricada através do processo de torneamento e posteriormente passou por uma etapa de polimento, acredita-se que o excelente resultado foi obtido devido ao torno ser ideal para a fabricação de sólidos de revolução, minimizando problemas relacionados à deflexão de ferramenta. O fresamento apresentou um resultado intermediário, sendo a deflexão da ferramenta um dos principais fatores contribuintes. Devido ao formato da fresa utilizada (topo esférico), a superfície de contato ferramenta/peça encontrou-se em constante mudança, alterando o ponto de aplicação da força e conseqüentemente o momento fletor e a deflexão da ferramenta. É interessante ressaltar que as fresas utilizadas para a fabricação de cavidades são mais esbeltas, apresentando menores momentos de inércia, sendo, portanto mais susceptíveis à deflexão. O resultado obtido para a matriz

eletroerodida foi o pior, indicando que as crateras inerentes ao processo formam irregularidades mais pronunciadas. Isto pode ter ocorrido devido à elevada área de descarga, gerando distribuições heterogêneas.

Os desvios dimensionais (diâmetro interno) indicaram que as matrizes torneada/polida e fresada apresentaram diâmetros inferiores aos desejados e a eletroerodida superior. O menor desvio absoluto do diâmetro interno foi obtido para a matriz eletroerodida, porém esta também apresentou o maior desvio para o raio de canto da matriz. Os erros provenientes são inerentes ao processo de fabricação, sendo atribuídos à deflexão da ferramenta e ao erro de posicionamento para o fresamento e o torneamento e ao formato do eletrodo e à possíveis instabilidades de descarga para a eletroerosão.

No que tange à estampagem, a força em todos os ensaios se comportou como o esperado, sendo crescente até a transição entre a primeira e segunda fase e depois decrescente devido à redução do material entre o prensa-chapa e a matriz, também foi observado que diâmetros maiores de esboço geram forças de estampagem mais elevadas. Quando comparado para um mesmo diâmetro de esboço inicial, as forças encontradas para as três matrizes apresentaram a seguinte ordem crescente: torneada/polida, fresada e eletroerodida. A maior força encontrada para a matriz eletroerodida foi atribuída ao seu acabamento superficial, pois as crateras formadas durante o processo de eletroerosão aumentaram o atrito entre a chapa e o raio de canto da matriz, dificultando a transição entre a primeira e segunda fase de estampagem e conseqüente aumentando a força necessária ao processo. Apesar da rugosidade encontrada para a matriz fresada ser mais próxima à da matriz eletroerodida, os resultados se aproximaram mais da matriz polida. Acredita-se que a razão para tal fato sejam as marcas geradas pelo fresamento que facilitaram a estampagem ao reduzir o atrito na direção tangencial, fato que não ocorreu para a eletroerosão. Apesar de a matriz torneada/polida apresentar menores valores para a força máxima de estampagem os seus ganhos foram muito modestos quando comparados com a matriz fresada (1% para os esboços de 95mm) . Em relação à eletroerodida, os ganhos foram mais significativos (13% para os esboços de 95mm). O teste de Student foi realizado, indicando que os resultados são concludentes. Das equações teóricas analisadas, a que mais se aproximou dos resultados obtidos experimentalmente foi a proposta por Oehler-Kaiser apud Rocha e Duarte (1992).

O cálculo do LDR para os esboços estampados nas três matrizes mostrou que os melhores resultados estão na seguinte ordem crescente: eletroerosão, fresamento e torneamento/polimento. Semelhantemente ao que foi observado para a força de estampagem, os resultados obtidos para a

matriz fresada foram mais próximos ao da matriz torneada/polida do que os da eletroerodida. Estipulando o LDR medido para a matriz torneada/polida como referência, o resultado para a matriz fresada foi aproximadamente 2% inferior e o da eletroerodida, 13%, sendo o erro de 2%.

O aspecto superficial da peça final após a estampagem mostrou que melhores resultados foram obtidos para a matriz torneada/polida, seguida pela fresada e por último a eletroerodida. Caso o produto final apresente restrições quanto à existência de marcas decorrentes do processo de estampagem, a matriz torneada/polida apresenta maior êxito. A medição da rugosidade das peças indica que não há diferenças entre as geradas na matriz torneada/polida e na fresada, porém existe entre a fresada e a eletroerodida. Entre a torneada/polida e a eletroerodida, o resultado depende do parâmetro analisado, existindo para R_a e R_z , mas não para R_t .

Os resultados globais, tendo como referência as estampagens realizadas, indicaram que o desempenho do processo de estampagem é superior quando aplicado o processo de torneamento/polimento na fabricação das matrizes, porém os ganhos em relação à matriz fresada foram admiravelmente modestos. A matriz eletroerodida obteve os piores resultados.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Devido ao desenvolvimento do ferramental necessário para a realização de estampagens, este trabalho irá possibilitar a abertura de uma nova linha de pesquisa no Laboratório de Usinagem e Automação, a de ensaio de matrizes. A seguir encontram-se algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Avaliar a influência da trajetória de usinagem no desempenho da operação de estampagem, focando o impacto das marcas de usinagem no atrito das direções tangenciais e radiais.
- Com pequenas modificações no ferramental desenvolvido é possível avaliar a influência do processo de fabricação no desempenho da operação de corte.
- Com o ferramental desenvolvido é possível estudar a influência da pressão aplicada pelo prensa-chapa, bem como o tipo (móvel ou fixo), na operação de estampagem.

7 BIBLIOGRAFIA

Almeida, D. e Machado, A., “Investigação de desvios geométricos no alargamento do ferro fundido cinzento”, 16º Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 2006;

Altan, T., Oh, S. e Gegel, H., “Conformação de metais – fundamentos e aplicações”, EESC USP, São Carlos, SP, pgs 315-319, 1999;

Altan, T., Lilly, B. e Yen, Y., “Manufacturing of dies and molds”, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 50, pgs 404-422, 2001;

Archem, “Boletim técnico – Arclean elétron”, www.techmaq.com.br/arclean.pdf, acessado em 09/11/2009;

Avitzur, B., “ASM Metals Handbook Volume 18 – Friction, Lubrication, and Wear Technology”, ASM International, Pgs. 85-111, 1992;

Axinte, D. e Dewes, R., “Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling- experimental data and empirical models”, Journal of Materials Processing Technology, pgs 325-335, 2002;

Basse, J. L., “ASM Metals Handbook Volume 18 – Friction, Lubrication, and Wear Technology”, ASM International, Pgs. 14-40, 1992;

Benedict, G., “Nontraditional manufacturing processes”, New York: Marcel Dekker INC, pgs 207-229, 1987;

Bernardos, P., Vosniakos, G., “Prediction of surface roughness in CNC face milling using Neural networks and Taguchi design of experiments”, Robotics and Computer Integrated Manufacturing, vol. 18, pgs 343-354, 2002

Brasimet, Seleção de Aços e Tratamentos Térmicos para Ferramentas de conformação (Estamparia), <http://www.brasimet.com.br/artigos/Estamparia-Modif..pdf>, acessado em 17/02/2010;

Chen, J., Huang, Y. e Chen, M., “A study of the surface scallop generating mechanism in the ball-end milling process”, International Journal of Machine Tools & Manufacture 45, pgs 1077-1084, 2005;

CSN, “Laminados a frio”, Companhia Siderúrgica Nacional, www.csn.com.br, acessado em 20/01/2010;

Dieter, G., “Workability testing techniques”, Carnes Publication Services, USA, pgs. 135-193, 1984;

Dieter, G., “Mechanical Metallurgy”, 3th edition, McGraw-Hill Series Co., New York, pgs. 666-673, 1986;

Favorit, Aço AISI D6, <http://www.favorit.com.br/aisid6.php?id=45>, acessado em 18/02/2010;

Field, M., Kahles, J., Koster, W., “Surface finish and surface integrity”, Fundamental of the Machining Process, pgs. 19-36, 1995.

Gavas, M. e Izciler, M., “Deep drawing with anti-lock braking system (ABS)”, Mechanism and Teory 41, 1467-1476, 2006;

Ghani, J., Choudhury, I., Hassan, H., “Application of Taguchi method in the optimization of end milling parameters”, Journal of Materials Processing Technology, V. 145, pgs 84-92, 2003;

Hassan, M., Hino, K., Takakura, N., Yamaguchi, K., “Friction aided deep drawing of sheet metals using polyurethane ring and auxiliary metal punch. Part 2: analysis of the drawing mechanism and process parameters”, Journal of Machine Tools & Manufacture 42, 633-642, 2002;

Heattech, Aços-Ferramenta – Informações básicas, http://www.heattech.com.br/publicacoes/FOLDER_ACOS_FERRAMENTA.pdf, acessado em 17/02/2010;

Hinds, B. e Ong, T., “End milling of circular pockets to meet geometric tolerances”, *Journal of Materials Processing Technology*, V. 152, Pgs 339-345, 2004;

Ho K. e Newman, S., “State of art electrical discharge machining (EDM)”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 43, 1287-1300, 2003;

Hosford, W. e Caddell, R., “Metal Forming, mechanics and metallurgy”, Cambridge University Press, 3ª Edição, 2007

Huang, Y. e Chen, J., “Influence of the die arc on formability in cylindrical cup-drawing”, *Journal of Material Processing Technology* 55, 360-369, 1995;

Huang, Y. e Chen, J., “Influence of the tool clearance in the cylindrical cup-drawing process”, *Journal of Material Processing Technology* 57, 4-13, 1996;

Huang, Y. e Cheng², J., “Influence of lubricant on limitation of formability of cylindrical cup-drawing”, *Journal of Material Processing Technology* 63, 77-82, 1997;

Kalpakjian, S., “Manufacturing engineering and technology”, third edition, Addison-Wesley Publishing Company, 1995;

Kiyak, M. e Akir, O., “Examination of machining parameters on surface roughness in EDM of tool steel”, *Journal of Material Processing Technology* 191, pgs 141-144, 2007;

Law, K., Geddam, A., Ostafiev, V., “A process-design approach to error compensation in the end milling of pockets”, *Journal of Materials Processing Technology* 89-90, pgs 238-244, 1999;

Law, K., Geddam, A., “Prediction of contour accuracy in the end milling of pockets”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 113, pgs 399-405, 2001;

² Conforme publicado no artigo.

Lee, S. e Ko S., "Improvement of accuracy in the machining of a deep shoulder cut by end milling", *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 111, pgs 244-249, 2001;

Leu, D., "The limiting drawing ratio for plastic instability of the cup-drawing process", *Journal of Material Processing Technology* 86, 168-176, 1999, Taiwan;

Liu, N., Loftus, M. e Whitten, A., "Surface finish visualization in high speed, ball nose milling applications", *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 45, pgs 1152-1161, 2005;

Lo, S., "An adaptive network based fuzzy inference system for prediction of work piece surface roughness in end milling", *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 142, pgs 665-675, 2003;

Miguel, A., "Usinagem de matrizes para embutimento por meio de eletroerosão", Trabalho de Graduação, Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Brasil, 2009;

Mohril, N., Suzuki, M., Furuya, M., Saito, N., "Electrode wear process in electrical discharge machining", *Annals of the CIRP*, Vol. 44, 1995;

Moshksar, M., Zamanian, A., "Optimization of the tool geometry in the deep drawing of aluminium", *Journal of Material Processing Technology* 72, 363-370, 1997;

Peças, P. e Henriques, E., "Influence of silicon powder-mixed dielectric on conventional electrical discharge machining", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43, 1465-1471, 2003;

Pegada, V.; Chun, Y. e Santhanam, S., "An algorithm for determining the optimal blank shape for the deep drawing of aluminum cups", *Journal of Material Processing Technology* 125-126, 743-750, 2002;

Puertas, I. e Luis, C., "A study on the machining parameters optimization of electrical discharge machining", *Journal of Material Processing Technology* 143-144, pgs 521-526, 2003;

- Ramos, C. e Machado, A., “Usinagem de moldes e matrizes”, 2004, www.ifm.org.br/fase1/media/congresso/texto/544, acessado em 18/02/2010;
- Rocha, A. e Duarte, J., “Tecnologia da embutidura”, Editora APTCP, Portugal, pgs. 4.1-4.48, 1992
- Rodrigues, J. e Martins, P., “Tecnologia Mecânica – Tecnologia da Deformação Plástica”, Volume 2 Aplicações industriais, Editora Escolar, Portugal, pgs 435-600, 2005;
- Romi, “Centros de usinagem verticais”, www.romi.com.br/mf_discovery0.0.html?&L=0, acessado em 26/02/2010;
- Ryu, S., Lee, H. e Chu, C., “The form error prediction in side wall machining considering tool deflection”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 43, pgs 1405-1411, 2003;
- Saï, W, Salah, N. e Lebrun, J., “Influence of machining by finishing milling on surface characteristics”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 41, pg 443-450, 2001.
- Sandvik Coromant, “Manual técnico de usiagem”, catálogo C-2900:3, 2005;
- Sandvik, “Die&Mould – application guide”, http://www2.sandvik.com/sandvik/1600/Coromant/Internet/nl01067.nsf/GenerateTopFrameset?ReadForm&menu=&view=http%3A//www2.sandvik.com/sandvik/1600/Coromant/Internet/NL01068.nsf/Alldocs/Products*Industry_segments*DieMould*Application_Guide&banner=/sandvik/1600/Coromant/Internet/nl01067.nsf/LookupAdm/BannerForm%3FOpenDocument, acessado em 18/02/2010;
- Shimadzu, “Universal testing machines, specifications”, www.shimadzu.com/products/test/universal/oh80jt00000050ju.html, acessado em 26/02/2010;
- Shell, “Shell Tellus Oil, Óleos hidráulicos de alta durabilidade”, 2005, www.lubrifatima.com/files/Tellus_4381f33a86b89.pdf, acessado em 26/02/2010;

Silva, A. e Mei P., “Aços e Ligas Especiais”, 3ª edição, Editora Edgard Blucher, São Paulo, 2010;

Timings, R. e Wilkinson, S., “Manufacturing Technology: V.2”, 2ª edição, Editora Pearson Education Limited, Inglaterra, Pgs. 295-315, 2000,

Verma, R. e Chandra, S., “An improved model for predicting limiting drawing ratio”, Journal of Material Processing Technology 172, 218-224, 2006, India;

Vivancos, J., Luis, C., Costa, L. e Ortíz, J., “Optimal machining parameters selection in high Speedy milling of hardened steels for injection moulds”, Journal of Material Processing Technology 155-156, pgs 1505-1512, 2004;

Yang, M., Choi, J., “A tool deflection compensation system for end milling accuracy improvement”, Journal of Material Processing Technology 139, pgs 21-27, 2003;

Zarepour, H., Tehrani, A., Karimi, D., Amini, A., “Statistical analysis on electrode wear in EDM of tool steel DIN 12714 used in forging dies”, Journal of Material Processing Technology 187-188, pgs. 711-714, 2007;

Wang, M. e Chang, H., “Experimental study of surface roughness in slot end milling AL2014-T6”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, V.44, Pgs 51-57, 2004;

ANEXO 1

A seguir encontra-se o programa utilizado para o fresamento do raio de canto da matriz. O CNC utilizado opera com o comando SIEMENS 810D.

```
;PROGRAMA PARA FRESA R16 C0,0 RC=6.35
G17 G71 G90 G95
G53 G0 Z-110 D0
T01
G54 D01
S2800 M03 F0.1
G0 X0 Y0 Z100
G111 X0 Y0
G0 X0 Y0 Z10
G1 X22.9268 Y0 Z1
F0.01
Z-1.2436
F0.1
G2 AP=360 RP=22.9268
G1 X21.8194 Y0
F0.01
Z-2.0933
F0.1
G2 AP=360 RP=21.8194
G1 X20.7903 Y0
F0.01
Z-3.0363
F0.1
G2 AP=360 RP=20.7903
G1 X19.8473 Y0
F0.01
Z-4.0654
F0.1
G2 AP=360 RP=19.8473
G1 X18.9976 Y0
F0.01
Z-5.1728
F0.1
G2 AP=360 RP=18.9976
G1 X18.2476 Y0
F0.01
Z-6.3500
F0.1
G2 AP=360 RP=18.2476
G1 X17.6031 Y0
F0.01
Z-7.5881
F0.1
G2 AP=360 RP=17.6031
G0 X0 Y0 Z10
G1 X25.7647 Y0
F0.01
Z-0.7554
F0.1
G2 AP=360 RP=25.7647
G1 X24.6040 Y0
F0.01
```

Z-1.3596
F0.1
G2 AP=360 RP=24.6040
G1 X23.5004 Y0
F0.01
Z-2.0627
F0.1
G2 AP=360 RP=23.5004
G1 X22.4622 Y0
F0.01
Z-2.8593
F0.1
G2 AP=360 RP=22.4622
G1 X21.4974 Y0
F0.01
Z-3.7434
F0.1
G2 AP=360 RP=21.4974
G1 X20.6133 Y0
F0.01
Z-4.7082
F0.1
G2 AP=360 RP=20.6133
G1 X19.8167 Y0
F0.01
Z-5.7464
F0.1
G2 AP=360 RP=19.8167
G1 X19.1136 Y0
F0.01
Z-6.8500
F0.1
G2 AP=360 RP=19.1136
G1 X18.5094 Y0
F0.01
Z-8.0107
F0.1
G2 AP=360 RP=18.5094
G1 X18.0086 Y0
F0.01
Z-9.2197
F0.1
G2 AP=360 RP=18.0086
G1 X17.6151 Y0
F0.01
Z-10.4677
F0.1
G2 AP=360 RP=17.6151
G1 X17.3319 Y0
F0.01
Z-11.7453
F0.1
G2 AP=360 RP=17.3319
G1 X17.1611 Y0
F0.01
Z-13.0427
F0.1
G2 AP=360 RP=17.1611
G1 X17.1040 Y0
F0.01
Z-14.3500
F0.1
G2 AP=360 RP=17.1040

G0 X0 Y0 Z10
G1 X32.1106 Y0
F0.01
Z0
F0.1
G2 AP=360 RP=32.1106
G1 X30.8599 Y0
F0.01
Z-0.0546
F0.1
G2 AP=360 RP=30.8599
G1 X29.6187 Y0
F0.01
Z-0.2180
F0.1
G2 AP=360 RP=29.6187
G1 X28.3965 Y0
F0.01
Z-0.4890
F0.1
G2 AP=360 RP=28.3965
G1 X27.2026 Y0
F0.01
Z-0.8654
F0.1
G2 AP=360 RP=27.2026
G1 X26.0460 Y0
F0.01
Z-1.3445
F0.1
G2 AP=360 RP=26.0460
G1 X24.9356 Y0
F0.01
Z-1.9225
F0.1
G2 AP=360 RP=24.9356
G1 X23.8798 Y0
F0.01
Z-2.5952
F0.1
G2 AP=360 RP=23.8798
G1 X22.8866 Y0
F0.01
Z-3.3573
F0.1
G2 AP=360 RP=22.8866
G1 X21.9636 Y0
F0.01
Z-4.2030
F0.1
G2 AP=360 RP=21.9636
G1 X21.1179 Y0
F0.01
Z-5.1260
F0.1
G2 AP=360 RP=21.1179
G1 X20.3558 Y0
F0.01
Z-6.1192
F0.1
G2 AP=360 RP=20.3558
G1 X19.6831 Y0
F0.01

Z-7.1750
F0.1
G2 AP=360 RP=19.6831
G1 X19.1051 Y0
F0.01
Z-8.2854
F0.1
G2 AP=360 RP=19.1051
G1 X18.6260 Y0
F0.01
Z-9.4420
F0.1
G2 AP=360 RP=18.6260
G1 X18.2496 Y0
F0.01
Z-10.6359
F0.1
G2 AP=360 RP=18.2496
G1 X17.9786 Y0
F0.01
Z-11.8581
F0.1
G2 AP=360 RP=17.9786
G1 X17.8152 Y0
F0.01
Z-13.0993
F0.1
G2 AP=360 RP=17.8152
G1 X17.7606 Y0
F0.01
Z-14.3500
F0.1
G2 AP=360 RP=17.7606
G0 X0 Y0 Z10
G1 X17.7606 Y0
F0.01
Z-16.35
F0.1
G2 AP=360 RP=17.7606
G1 X17.7606 Y0
F0.01
Z-18.35
F0.1
G2 AP=360 RP=17.7606
G1 X17.7606 Y0
F0.01
Z-20
F0.1
G2 AP=360 RP=17.7606
G1 X17.7606 Y0
F0.01
Z-22
F0.1
G2 AP=360 RP=17.7606
G1 X17.7606 Y0
F0.01
Z-24
F0.1
G2 AP=360 RP=17.7606
G0 X0 Y0 Z10
G0 Z200
M30

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)