RENÊ MENDES GRANADO

**Moldagem por injeção de microcomponentes ópticos
poliméricos gerados em insertos usinados por torneamento
de ultraprecisão**

**Tese apresentada à Escola de Engenharia de
São Carlos, da Universidade de São Paulo,
para obtenção do título de Doutor em
Engenharia Mecânica.**

Área de Concentração: Manufatura

**Orientador: Prof. Assoc. Renato
Goulart Jasinevicius**

**ESTE EXEMPLAR TRATA-SE DA VERSÃO CORRIGIDA. A VERSÃO
ORIGINAL ENCONTRA-SE DISPONÍVEL JUNTO AO DEPARTAMENTO
DE ENGENHARIA MECÂNICA DA EESC-USP**

**SÃO CARLOS
2010**

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato(a): Engenheiro Mecânico RENÊ MENDES GRANADO.

Tese defendida e julgada em 17/12/2010 perante a Comissão Julgadora:

Renato Goulart Jasinevicius APROVADO
 Prof. Associado **RENATO GOULART JASINEVICIUS - (Orientador)**
 (Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Roberto Hideaki Tsunaki APROVADO
 Prof. Dr. **ROBERTO HIDEAKI TSUNAKI**
 (Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Luciana Montanari aprovado
 Prof.ª. Dr.ª. **LUCIANA MONTANARI**
 (Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Alessandro Roger Rodrigues Aprovado
 Prof. Dr. **ALESSANDRO ROGER RODRIGUES**
 (Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho"/UNESP/campus de Ilha Solteira)

Giuseppe Antonio Cirino APROVADO
 Prof. Dr. **GIUSEPPE ANTONIO CIRINO**
 (Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

Jonas de Carvalho
 Prof. Associado **JONAS DE CARVALHO**
 Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
 Engenharia Mecânica

Paulo César Lima Segantine
 Prof. Associado **PAULO CÉSAR LIMA SEGANTINE**
 Presidente da Comissão da Pós-Graduação da EESC

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

G748m	<p>Granado, Renê Mendes</p> <p>Moldagem por injeção de microcomponentes ópticos poliméricos gerados em insertos usinados por torneamento de ultraprecisão / Renê Mendes Granado ; orientador Renato Goulart Jasinevicius. -- São Carlos, 2010.</p> <p>Tese (Doutorado-Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Área de Concentração em Manufatura) -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2010.</p> <p>1. Injeção (engenharia). 2. Ferramenta de diamante. 3. Torneamento. 4. Elementos ópticos difrativos. 5. Micro injeção. 6. Polimetilmetacrilato. 7. Fidelidade de replicação. I. Título.</p>
-------	---

DEDICATORIA

Dedico este trabalho minha esposa Maria José, meus filhos, Renê e Camila pelo incentivo e paciência à realização de mais uma etapa de meus estudos.

Aos meus pais, Jurandyr, *in memoriam* e Aurora, pelos ensinamentos e orientação no caminho correto da vida.

AGRADECIMENTOS

A DEUS, pelo dom da vida e a proteção de todos os dias;

Ao meu orientador, Prof. Dr. Renato Goulart Jasinevicius, pela amizade, por ter acreditado e me incentivado em todos os momentos;

Aos Profs. Drs. Jaime Gilberto Duduch, Guiseppe Antônio Cirino e Prof^a. Dra. Luciana Montanari, pelo apoio e sugestões para a realização deste trabalho;

Ao amigo, Prof. Dr. José Abrantes, por incentivar meu retorno aos estudos;

Aos Eng^{os}. Ermelindo Berton Filho e Maria Ceres Siqueira Câmara, diretores da empresa Drake Eletrônica e Comércio Ltda., que disponibilizaram o tempo necessário para desenvolvimento de meus estudos, desde o mestrado;

Agradeço à empresa Ventura Biomédica, nas pessoas de seu diretor Dr. Ângelo Luis Maset, Eng^o José Ricardo Camilo, Dr. Paulo E. Maset e do funcionário Fernando Ribeiro Araújo, pela cessão da máquina injetora e do molde, além da assistência e acompanhamento na fabricação das lentes;

Ao Eng^o. Rivail Carlos Bianchi pela ajuda no projeto do molde;

À empresa Arkema Química, na pessoa do Sr. Reinaldo Nunes, gerente de produto pela doação do material para confecção das lentes;

Agradeço ao Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho pela disponibilização do Laboratório de Otimização do Processo de Fabricação - EESC, para confecção de parte dos insertos, e aos colegas Ricardo Arai, José Eduardo e Cleiton pela ajuda na usinagem e perfilometria;

Ao Dr. Márcio de Paula, da Central de Análises Químicas - IQSC, pelas imagens de microscopia eletrônica de varredura;

Aos técnicos José Carlos Risardi, José Carlos Botelho e Mauro, do Laboratório de Máquinas Ferramentas – LAMAFE, da EESC, pelas sugestões e ajuda na confecção de parte do molde de injeção;

Aos colegas pós-graduandos do Laboratório de Ultraprecisão, Alessandro, Laércio, Everton, Valcir, Danver, Vagner, João Paulo, Paulo Berto, Roberto Micali e Altibano pela amizade e ajuda durante o tempo de convivência;

À Ana Paula e demais funcionários da pós-graduação pela atenção e dedicação no atendimento;

A todos da Biblioteca Central pela ajuda com o material de pesquisa;

A todos que me ajudaram na confecção das amostras, dispositivo e montagem final do trabalho;

A todos os Professores do Departamento de Engenharia Mecânica pelo conhecimento adquirido durante esses anos.

RESUMO

GRANADO, R.M. **Moldagem por injeção de microcomponentes ópticos poliméricos gerados em insertos usinados por torneamento de ultraprecisão.** 182 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

Este trabalho analisou o processo de moldagem por injeção de micro elementos ópticos difrativos usinados em insertos de cobre eletrolítico com ferramenta de diamante com ponta única. Quatro tipos de microestruturas características foram selecionados neste estudo, a saber: lente anesférica, lente de Fresnel, grade de difração (*blaze grating*) e sensor de frente de onda. A análise da fidelidade de replicação foi feita considerando aspectos dimensionais micrométricos e nanométricos para a microestrutura e acabamento. Um perfilometro óptico e microscópio eletrônico de varredura foram utilizados para avaliar os insertos usinados e as características dos replicados. Uma ferramenta de diamante com geometria especial, com meio raio, foi usada para usinar as características de difração. As superfícies usinadas apresentaram baixo acabamento superficial, na faixa de 16 nm Rms. As simulações numéricas foram realizadas para avaliar o desempenho do processo de moldagem por injeção com polimetilmetacrilato (PMMA), e os resultados foram utilizados para orientar a injeção do polímero. Com base na simulações numéricas as temperaturas do molde e pressões de injeção foram variadas entre 85 °C / 130 °C e 70 bar / 130 bar, respectivamente. A influência destes parâmetros no desempenho do processo de replicação foi analisada. A análise quantitativa da replicação foi feita através de um parâmetro denominado *grau de replicação* que define a relação entre a altura nominal da microestrutura do inserto e à altura da microestrutura na réplica de polímero. A grade de difração e o sensor de frente de onda apresentaram os melhores níveis de replicação: 98% e 99%, respectivamente. Os resultados experimentais mostraram que o processo de moldagem por injeção é uma técnica viável para replicar com alta qualidade microcaracterísticas de elementos ópticos de difração gerados por torneamento com ferramenta de diamante com ponta única.

Palavras-chave: Ferramenta de diamante. Torneamento. Elementos ópticos difrativos. Microinjeção. Polimetilmetacrilato. Fidelidade de replicação.

ABSTRACT

GRANADO, R.M. **Injection molding of polymer micro-optical components generated in inserts by ultra-precision turning**. 182 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

This work investigated the injection molding process of micro diffractive optical elements machined on electrolytic copper inserts by single point diamond turning. Four types of microstructure features were selected in this study, namely: aspherical lens, Fresnel lens, blaze grating and the wavefront sensor. The replication fidelity was evaluated in terms of dimensional micrometric features found in the microstructure and the surface finish. An optical profiler and scanning electron microscopy were used to assess the machined inserts and the replicated features. A special geometry diamond tool with *half radius* was used to machine the diffraction features. The machined surfaces presented very low surface finish in the range of 16 nm Rms. Numerical simulations were carried out to evaluate the performance of the injection molding process with polymethylmethacrylate (PMMA), and the results were used to guide the polymer injection. Based on numerical simulations mold temperatures and injection pressures were varied between 85 °C / 130 °C and 70 bar / 130 bar, respectively. The influence of these parameters on performance of the replication process was assessed. The quantitative assesment of the replication was made by using a parameter called *degree of replication* which defines the ratio between the nominal height of the microstructure in the insert and the height of the microstructure in the polymer replica. The blaze grating and the wavefront sensor presented the best degrees of replication: 98% and 99%, respectively. The experimental results showed that injection molding process is a viable technique to replicate high quality micro features of optical diffraction elements generated by single point diamond turning.

Keywords: Diamond Tool. Turning. Diffractive optical elements. Micro injection. Polymethylmethacrylate. Fidelity of replication.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 - Exemplo das fases envolvidas em processos de replicagem de microcomponentes	22
FIGURA 1.2 - Lente esférica côncavo-convexa, moldada por injeção em PMMA	24
FIGURA 1.3 - Espelhos metálicos planos, esféricos e anesféricos	25
FIGURA 1.4 - Lentes anesféricas (UV) produzidas em cristais semicondutores	25
FIGURA 1.5 - Estrutura Fresnel e uma lente de microobjetiva para telefone celular	25
FIGURA 2.1 - Evolução no tempo das diferentes tecnologias associadas à miniaturização de componentes	28
FIGURA 2.2 – Elementos ópticos estruturados	32
FIGURA 2.3 – Elemento óptico refrativo: lente de telefone celular	32
FIGURA 2.4 – Elemento óptico difrativo: grade óptica para medição de fluxo	34
FIGURA 2.5 - Lente de uma microcâmera contendo elemento anesférico	35
FIGURA 2.6 - Lente esférica plano-convexa	36
FIGURA 2.7 - Lente anesférica	37
FIGURA 2.8 – Construção de uma lente de Fresnel a partir de uma superfície anesférica	37
FIGURA 2.9 - (a) Lente proposta por Buffon. (b) Lente de Fresnel	38
FIGURA 2.10 – Perfil de uma lente de Fresnel	38
FIGURA 2.11 – Demonstração do número f	39
FIGURA 2.12 – Representação das variáveis na ampliação usando lentes de Fresnel	40
FIGURA 2.13 – Comparação entre uma lente anesférica convencional e uma lente de Fresnel em relação à quantidade óptica	41
FIGURA 2.14 – Seção de uma lente Fresnel. (a) Moldagem por compressão. (b) Moldagem por injeção	42
FIGURA 2.15 – Viscosidade x Temperatura para diversos termoplásticos.	47
FIGURA 2.16 – (a) Matriz feita em cobre eletrolítico. (b) Amostra em PMMA	50
FIGURA 2.17 - Processo de moldagem por injeção através de reação química	51
FIGURA 2.18 - Ciclo de operações na moldagem por injeção	52
FIGURA 2.19 - Comportamento Newtoniano e pseudoplástico	53
FIGURA 2.20 - Fatores de influência na viscosidade do termoplástico	53
FIGURA 2.21 - Fases do ciclo da moldagem por injeção	55
FIGURA 2. 22 - Moldagem por microinjeção	56

FIGURA 2.23 - Esquema das principais etapas do processo de microinjeção	56
FIGURA 2.24 - Sistema de microinjeção da injetora marca Batenffeld, modelo Microsystem® 50	60
FIGURA 2.25 – Protótipo de microinjetora – <i>IKV</i>	61
FIGURA 2.26 – Sistema de microinjeção	62
FIGURA 2.27 – Micro injetora Micro-Molder MX-1290 (micro workshop)	63
FIGURA 2.28 - Razão de aspecto da microestrutura em função da temperatura do molde	70
FIGURA 2.29 – Processo de aquecimento convencional com temperatura constante	72
FIGURA 2.30 – Processo de aquecimento Variotherm	72
FIGURA 2.31 – Interferogramas: normal (esquerda); lente descentralizada (centro); lente inclinada (direita)	80
FIGURA 3.1 – (a) Lente de Fresnel. (b) Lente anesférica. (c) Grade de difração. (d) Circular	82
FIGURA 3.2 - Volume específico do PMMA PLEXIGLAS® V825 em função da temperatura	83
FIGURA 3.3 – Grânulos do PMMA PLEXIGLAS® V825	84
FIGURA 3.4 – Secador de resina	84
FIGURA 3.5 – Porta molde marca Polimold	85
FIGURA 3.6 - Detalhe das placas: (a) Superior. (b) Inferior	86
FIGURA 3.7 - Seções e perfis dos canais de injeção: (a) Canal de injeção secundário. (b) Ponto de injeção. (c) Posicionamento dos espelhos na placa superior.	87
FIGURA 3.8 - Centro de usinagem vertical marca HERMLE, modelo C800 U, comando numérico marca SIEMENS, modelo SINUMERIK	88
FIGURA 3.9 – Fresamento (desbaste) dos canais	89
FIGURA 3.10 – Fresa tipo <i>ball nose</i> , diâmetro 0,8 mm. Magnificação: 100 X	89
FIGURA 3.11 – (a) Perfil tridimensional dos canais secundário e de injeção. (b) Rugosidade S_a medida no fundo do canal. (c) Perfil referente à altura e largura do canal de injeção secundário	90
FIGURA 3.12 – Insertos. (a) Anesférica. (b) de Fresnel	92
FIGURA 3.13 - Detalhe da parte inferior da placa dos insertos	93
FIGURA 3.14 - Dispositivo para montagem dos insertos na placa do torno de	93

ultraprecisão

FIGURA 3.15 - Gerador de superfícies anesféricas RANK PNEUMO, modelo ASG 2500 e controle numérico ALLEN-BRADLEY, modelo CNC 8200	94
FIGURA 3.16 – Usinagem dos insertos	94
FIGURA 3.17 – Fotomicrografia feita através de MEV. (a) Ferramenta de diamante monocristalino CONTOUR, modelo HCO 10m LGC. Magnificação: 63X. (b) Detalhe A mostra a ponta da ferramenta. Magnificação: 500X	95
FIGURA 3.18 - Microscópio Eletrônico de Varredura marca Carl Zeiss, modelo LEO 440	95
FIGURA 3.19 – Moldagem projetada para injeção das duas lentes na linha de abertura do molde	96
FIGURA 3.20 – Injetora horizontal marca Dr. Boy, série 22M	98
FIGURA 3.21 – Perfilômetro óptico marca Veeco®, modelo NT 1100	99
FIGURA 4.1 – Variação da rugosidade em relação ao avanço	102
FIGURA 4.2 - (a) Perfilometria da superfície usinada com ferramenta de diamante. (b) Valores da rugosidade S_a e S_q	102
FIGURA 4.3 – Modelo de corte com ferramenta sem raio de ponta	103
FIGURA 4.4 – Modelo esquemático de corte utilizando ferramenta com raio de ponta $> 5 \mu\text{m}$	104
FIGURA 4.5 – Modelo esquemático de corte utilizando ferramenta com semi raio de ponta mínimo	104
FIGURA 4.6 – Análise da morfologia do cavaco feita através de MEV, usinado com $f = 1 \mu\text{m}$; $ap = 1 \mu\text{m}$; rotação = 1000 rpm; $\gamma^\circ = 0$. (a) Cavaco em forma de fita. Magnificação: 500X. (b) Superfície interna e externa do cavaco. Magnificação: 1500X. (c) Estrutura lamelar na superfície inferior do cavaco que faz contato com a superfície de saída da ferramenta. Magnificação: 4500X. (d) Modelo esquemático do comportamento do cavaco do detalhe A.	106
FIGURA 4.7 - Fotomicrografia feita através de MEV da ferramenta de diamante monocristalino. (a) Antes da usinagem. Magnificação: 63X. (b) Após a usinagem. Magnificação: 3000X	107
FIGURA 4.8 – Microscopia óptica de superfície. (a) Contornos dos grãos na cavidade anesférica. Magnificação: 200X. (b) Detalhe A ampliado mostra as marcas da ferramenta no mesmo grão.	108

FIGURA 4.9 – Inserto da grade de difração. (a) Molde em 3D. (b) Perfil da estrutura. (c) MEV do inserto após a moldagem. Magnificação: 41X. (d) Parâmetros de rugosidade	109
FIGURA 4.10 – Desenho esquemático do perfil de uma microestrutura circular	110
FIGURA 4.11 – (a) Imagem 3D da microestrutura do sensor de frente de onda. (b) Valores da rugosidade S_a . (c) Perfil da estrutura mostrando o valor do passo do canal circular. (d) Imagem feita através de MEV da cavidade usinada. Magnificação: 41 X.	111
FIGURA 4.12 – Fotomicrografia feita através de MEV do inserto da lente de Fresnel antes do processo de injeção. (a) Cavidade do inserto inclinado a 55° Magnificação: 100X. (b) Marcas da ferramenta e microsulcos na lente. Magnificação: 650X. (c) Detalhe A. Magnificação: 500X. (d) Vista superior das zonas de Fresnel. Magnificação: 250X	112
FIGURA 4.13 – Perfilometria do inserto da lente Fresnel antes da moldagem. (a) Imagem tridimensional do inserto. (b) Parâmetros rugosidade do perfil. (c) Perfil da estrutura	113
FIGURA 4.14 – Inserto antes do processo de injeção. (a) Centro da cavidade da lente anesférica. (b) Valores da rugosidade S_a e S_q do inserto antes da moldagem. (c) Perfil da cavidade do molde na direção do avanço	115
FIGURA 4.15 – Inserto após o processo de injeção. (a) Centro da cavidade da lente anesférica. (b) Valores da rugosidade S_a e S_q	116
FIGURA 4.16 – Gráfico de rugosidades do inserto anesférico antes e após a moldagem	116
FIGURA 4.17 – Fotomicrografia feita através de MEV da cavidade do inserto da lente anesférica. (a) Antes do processo de injeção. Magnificação: 60X. (b) Após o processo de injeção. Magnificação: 60X	117
FIGURA 4.18 - Malha de elementos finitos do modelo tridimensional incluindo cavidades, canais e poço	118
FIGURA 4.19 – Simulação do tempo de enchimento	119
FIGURA 4.20 – Simulação da pressão no enchimento	119
FIGURA 4.21 – Simulação da temperatura no final do enchimento	120
FIGURA 4.22 – Exemplo da variação da temperatura durante o enchimento	121

FIGURA 4.23 – Temperatura na frente do fluxo	121
FIGURA 4.24 – Variação da pressão durante o enchimento	122
FIGURA 4.25 - Força de fechamento necessária	123
FIGURA 4.26 - Lentes. (a) Resultantes do ajuste do processo de injeção. (b) Lentes injetadas com 3 mm de diâmetro	124
FIGURA 4.27 – Lente anesférica injetada com variação da pressão de injeção. (a) Imagem tridimensional da lente. (b) Parâmetros de rugosidade. (c) Perfilometria da cavidade da lente anesférica. (d) Fotomicrografia feita através de MEV da lente anesférica inclinada a 55°. Magnificação: 65X	127
FIGURA 4.28 - Variação rugosidade da lente anesférica em função da pressão de injeção	127
FIGURA 4.29 - Fotomicrografia feita através de MEV da lente de Fresnel injetada com $T_{molde} = 85\text{ }^{\circ}\text{C}$. (a) Lente com diâmetro de 3 mm. Magnificação: 90X. (b) Detalhe das estruturas com alturas de 30 μm . Magnificação: 650X	129
FIGURA 4.30 - Perfilometria óptica da lente de Fresnel moldada com variação da temperatura de injeção. (a) Perfil da lente em 3D. (b) Valor das rugosidades. (c) Perfil da estrutura tomado na direção X	130
FIGURA 4.31 - Variação rugosidade S_q em relação à pressão de injeção na lente de Fresnel	131
FIGURA 4.32 - Fotomicrografia feita através de MEV da lente de Fresnel injetada com $P_{injeção} = 130\text{ bar}$. (a) Lente com diâmetro de 3 mm. Magnificação: 90X. (b) Detalhe das estruturas com alturas de 30 μm . Magnificação: 650X	132
FIGURA 4.33 - Variação rugosidade S_q em relação à temperatura do molde na lente de Fresnel	133
FIGURA 4.34 - Perfilometria óptica da lente de Fresnel injetada com variação da temperatura do molde. (a) Perfil da lente em 3D. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura na direção X	134
FIGURA 4.35 - Fotomicrografia feita através de MEV da grade de difração injetada com $T_{molde} = 85\text{ }^{\circ}\text{C}$. (a) Lente com diâmetro de 8 mm. Magnificação: 41X. (b) Detalhe das estruturas. Magnificação: 600 X	135
FIGURA 4.36 - Variação rugosidade S_q em relação à pressão de injeção na grade de difração	136
FIGURA 4.37 - Perfilometria óptica da grade de difração moldada com variação da	

pressão de injeção. (a) Perfil tridimensional da lente. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura na direção X	137
FIGURA 4.38 - Fotomicrografia feita através de MEV da grade de difração injetada com $P_{\text{injeção}} = 130$ bar. (a) Lente com diâmetro de 8 mm. Magnificação: 41X. (b) Detalhe das estruturas. Magnificação: 600X	138
FIGURA 4.39 - Variação rugosidade S_q em relação à temperatura do molde na grade de difração	139
FIGURA 4.40 - Perfilometria óptica da grade de difração injetada com variação da temperatura do molde. (a) Perfil tridimensional da lente. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura	140
FIGURA 4.41 - Fotomicrografia feita através de MEV do sensor de frente de onda injetado com $T_{\text{molde}} = 85$ °C. Lente com diâmetro de 8 mm. Magnificação: 41X	141
FIGURA 4.42 - Variação rugosidade S_q em relação à pressão de injeção no sensor de frente de onda.	141
FIGURA 4.43 - Perfilometria óptica do sensor de frente de onda injetado com variação da pressão de injeção. (a) Perfil tridimensional da lente. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura	142
FIGURA 4.44 - Fotomicrografia feita através de MEV do sensor de frente de onda injetado com $P_{\text{injeção}} = 130$ bar. Lente com diâmetro de 8 mm. Magnificação: 41X	143
FIGURA 4.45 - Variação rugosidade em relação à temperatura do molde no sensor de frente de onda	144
FIGURA 4.46 - Perfilometria óptica do sensor de frente de onda injetado com variação da temperatura do molde. (a) Perfil tridimensional da lente. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura	145
FIGURA 4.47 - Taxa de replicação da altura da lente de Fresnel em relação a: (a) Pressão de injeção. (b) Temperatura do molde	146
FIGURA 4.48 - Taxa de replicação da altura da grade de difração em relação a: (a) Pressão de injeção. (b) Temperatura do molde	147
FIGURA 4.49 - Taxa de replicação do passo do sensor de frente de onda em relação a: (a) Pressão de injeção. (b) Temperatura do molde	148
FIGURA A.1 – Projeto da lente anesférica	169
FIGURA A.2 – Projeto da lente de Fresnel	170
FIGURA A.3 - Projeto da grade de difração	171

FIGURA A.4 - Projeto do sensor de frente de onda	172
FIGURA A.5 – Projeto do inserto	173
FIGURA B.1 – Especificações da resina PLEXIGLAS® V825	174
FIGURA B.2 – Certificado de análise da resina PLEXIGLAS® V825	175
FIGURA C.1 – Análise do fluxo de enchimento das lentes	176

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 – Tipos de superfícies geradas em função da constante k	36
TABELA 2 - Polímeros termoplásticos usados em micromoldagem	48
TABELA 3 - Diferenças no processo e materiais entre moldagem por injeção convencional e moldagem por injeção de precisão	58
TABELA 4 – Tipos e características de microinjetoras comercialmente disponíveis	59
TABELA 5 – Principais leis para modelagem das condições de cisalhamento de um material polimérico	65
TABELA 6 - Comparação entre a temperatura usada na microinjeção e injeção convencional	70
TABELA 7 - Sistemas e potência usados para aquecimento do molde	71
TABELA 8 – Materiais usados na fabricação de moldes, usinados com ferramenta de diamante mono cristalino	77
TABELA 9 - Parâmetros de interesse para caracterização de microestruturas ópticas	78
TABELA 10 – Tolerâncias ópticas selecionadas	79
TABELA 11 - Características do PMMA PLEXIGLAS® V825	83
TABELA 12 - Parâmetros de corte utilizados no fresamento dos canais	88
TABELA 13 - Características do cobre eletrolítico	92
TABELA 14 – Parâmetros usados no torneamento dos insertos	96
TABELA 15 - Avaliação da eficiência do material utilizado na moldagem, em termos de peso e de volume	97
TABELA 16 – Características técnicas da injetora horizontal marca Dr. Boy, série 22M	98
TABELA 17 – Valores das rugosidades S_a e S_q na usinagem dos insertos	101
TABELA 18 - Resumo dos parâmetros de injeção	125
TABELA 19 - Comparação entre os valores de rugosidade S_a e S_q da estrutura anesférica	125
TABELA 20 – Parâmetros de injeção para lentes de Fresnel	128
TABELA 21 - Grau de replicação das estruturas da lente de Fresnel, grade de difração e sensor de frente de onda	148

LISTA DE SIGLAS

AFM	Microscopia de Força Atômica
BTU	Unidade Térmica Britânica
CAD	Projeto assistido por computador
CAE	Engenharia auxiliada por computador
CAM	Manufatura assistida por computador
CMM	Máquina de medição por coordenadas
ECM	Usinagem eletroquímica
EDM	Máquina de descarga elétrica (eletroerosão)
ISO	Organização internacional de padronização
LCD	Display de cristal líquido
MEMS	Microsistemas eletromecânicos
MST	Micro sistemas
RMS	Rugosidade média quadrática
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
TEM	Microscopia eletrônica de transmissão
SAE	Society of Automotive Engineers
AISI	American Iron and Steel Institute
UV	Ultra violeta
PMMA	Polimetilmetacrilato
IR	Infravermelho

LISTA DE SÍMBOLOS

R_a	Rugosidade média aritmética
R	Raio
Z	Distância da superfície plana ao vértice, paralela ao eixo óptico
k	Coefficiente de conicidade
s_r	Distância radial do eixo óptico
c	Curvatura (inverso do raio)
A, B, C, D, E	Coefficientes anesféricos
$f/\#$	Número f
φ	Diâmetro de abertura da lente
f	Comprimento focal
s_1	Distância entre a lente e o objeto
m_a	Ampliação (razão entre a dimensão do objeto desejado e o objeto real)
l	Distância do objeto ao observador
h_1	Altura visível do objeto
h_2	Objeto ampliado
s_2	Distância da lente ao objeto amplificado
Θ	Ângulo entre o observador e o objeto amplificado
f_b	Comprimento focal posterior
M	Peso molecular
M_o	Massa molecular
x	Grau de polimerização
T_g	Temperatura de transição vítrea
T_m	Temperatura de fusão cristalina
K_1	Constante da equação de Fox-Flory
R_c	Constante universal dos gases perfeitos
ΔH_u	Entalpia de fusão
MFI	Índice de fluxo do material fundido
H	Viscosidade do fundido (polímero)
l_c	Espessura da camada lamelar
T_m^0	Equilíbrio da temperatura de fusão cristalina
γ_e	Energia na superfície do cristal do polímero

H_v	Calor de fusão por unidade de volume
E	Módulo de elasticidade
ηT	Viscosidade linear à temperatura T
T	Temperatura
ηT_0	Viscosidade linear à temperatura T_0
E	Energia de ativação
T_0	Temperatura de referência
Br	Número de Brinkman
P_d	Energia térmica dissipada pelo fluxo
P_c	Energia dissipada por condução através das paredes
η	Viscosidade do polímero
v	Velocidade do fluxo
T_{me}	Temperatura média do polímero fundido
T_p	Temperatura da parede do molde
λ_1	Condutividade térmica do polímero
H	Viscosidade não Newtoniana (fluxo pseudoplástico)
η_0	Viscosidade de cisalhamento zero
λ	Tempo de relaxação do fluido viscoelástico
m_r	Função de memória do modelo reológico
$\dot{\gamma}$	Taxa de cisalhamento
τ	Tensão
a	Razão de transição
T	Temperatura
Q	Taxa do fluxo volumétrico
R_f	Raio do canal do fluxo
$\dot{\gamma}_p$	Taxa de cisalhamento para pseudoplástico
N	Índice de lei de potência
t_c	Tempo de resfriamento
S	Espessura máxima da cavidade
T_M	Temperatura de fusão
T_W	Temperatura média do molde
T_E	Temperatura de extração
α	Difusividade térmica

P	Potência de aquecimento
λ_c	Calor específico
M_v	Densidade do material
V_c	Volume do componente
T_f	Temperatura final do molde
T_i	Temperatura inicial do molde
t_1	Tempo
$\square_M$	Temperatura próxima à fusão cristalina
$\square_{E.max.}$	Temperatura máxima de extração
$\square_w$	Temperatura da superfície do molde
Cu	Cobre
Zn	Zinco
Ni	Níquel
Al	Alumínio
Mg	Magnésio
HB	Dureza Brinell
Rt	Rugosidade total
Sa	Rugosidade média
Sq	Rugosidade média quadrática
H_i	altura do inserto (considerado o passo referente ao sensor de frente de onda)
$H_r =$	altura da estrutura replicada

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	21
1.1 Objetivos	26
1.2 Justificativa	26
1.3 Estrutura da tese	27
 2 REVISÃO	 28
2.1 Técnicas de microfabricação	28
2.2 Fabricação de microelementos ópticos poliméricos	30
2.2.1 – Lentes	34
2.2.1.1 - Lente anesférica	34
2.2.1.2 - Lente de Fresnel	37
2.2.2 - Polímeros Ópticos	42
2.2.3 - Processos de fabricação de microlentes	48
2.2.3.1 - Gravação a quente	49
2.2.3.2 - Moldagem por injeção através de reação	50
2.2.3.3 - Moldagem por Injeção	51
2.2.3.4 - Moldagem por microinjeção	55
2.3 Modelagem do processo de injeção de polímeros	73
2.3.1 - Simulação do processo de injeção	73
2.3.2 - Simulação do processo de microinjeção	75
2.4 Usinagem de ultraprecisão do cobre eletrolítico	76
2.5 Medição e caracterização de microcomponentes	77
 3 MATERIAIS E MÉTODOS	 82
3.1 Produto	82
3.2 Projeto do molde	84
3.3 Fabricação dos insertos	91
3.4 Injetora	98
3.5 Medição e caracterização	99
 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	 101
4.1 Usinagem dos insertos	101

4.2	Modelos de corte	102
4.3	Mecanismo de formação do cavaco	105
4.4	Geração da estrutura de Fresnel	108
4.4.1	Grade de difração	108
4.4.2	Estrutura circular	110
4.4.3	Estrutura de Fresnel	111
4.4.4	Estrutura anesférica	114
4.4 -	Simulação do processo de injeção	117
4.5 -	Análise do processo de injeção	123
4.5.1	Lente anesférica	124
4.5.2	Lente de Fresnel	128
4.5.3	Grade de difração	134
4.5.4	Sensor de Frente de Onda	140
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	149
5.1	Conclusões	149
5.2	Trabalhos futuros	151
	REFERÊNCIAS	152
	ANEXOS	168

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

A fabricação de microestruturas está intimamente relacionada à fabricação de microcomponentes através de técnicas de replicação. Para muitas aplicações, a reprodução em larga escala de microestruturas e microlentes, pode ser viabilizada através de técnicas de moldagem a frio, termoformagem e microinjeção (BLÄSI et al, 1999; BRINSKMEIER e PREUß, 1999; PIOTTER et al, 2000).

De acordo com Moon et al (2001), os critérios de qualidade para micro/nano componentes ópticos podem ser elencados como:

- baixa aberração de frente de onda;
- baixa birrefringência;
- durabilidade;
- precisão dimensional.

Entretanto é difícil satisfazer todos os requisitos de qualidade aliado ao baixo custo exigido. Em vista desse desafio, os processos de replicação na faixa micro/nanométrica, incluindo conformação a quente (moldagem por compressão e gravação a quente), moldagem por ultravioleta (UV) e moldagem por microinjeção, são considerados os processos de produção mais promissores para produção em massa de microcomponentes ópticos porque proporcionam alta reprodutibilidade, grande produtividade com baixo custo e versatilidade em relação à escolha do material a ser moldado (KANG, 2004).

A Fig. 1.1 exemplifica as fases envolvidas no processo de replicação de microcomponentes. Na fabricação de microcomponentes ópticos é necessário considerar o planejamento do processo como primeiro estágio, que consiste em: projeto do produto, projeto óptico e projeto do processo. No projeto do processo, a fabricação do molde e os processos de replicação são selecionados de maneira a atender as especificações finais do componente. Após a fabricação do molde e do processo de replicação, são efetuados os processos finais incluindo revestimento, testes e controle de qualidade (KANG, 2004).

Figura 1.1 – Exemplo das fases envolvidas em processos de replicação de microcomponentes.

Fonte: Adaptado de Kang (2004).

Os moldes demandam superfícies com elevado grau de acabamento, principalmente para aplicações ópticas. Opcionalmente as paredes da microestrutura necessitam ser ligeiramente inclinadas e livres de rebarbas para facilitar a desmoldagem. Aliado a isso, elas devem ser produzidas em materiais duros para resistir ao desgaste devido aos milhares de ciclos a que devem ser submetidos (EVANS, 1991).

O processo de moldagem por microinjeção permite a reprodução de microestruturas em polímero, cerâmica e metal (BRINKSMEIER e PREUß, 1999; PIOTTER et al, 2002a). Nesta técnica o material polimérico é injetado numa câmara com temperatura controlada, onde está o micro relevo que se quer replicar. O polímero é resfriado e solidifica-se, quando então é separado do molde. Muitos produtos de consumo tais como lentes de Fresnel para projetores e câmeras, discos compactos (*CDs*) para reprodução de áudio são fabricados a partir de moldagem por injeção. Assim, microestruturas com espessuras mínimas de 20 µm, detalhes com aproximadamente 0,2 µm ou razão de aspecto (razão entre a altura máxima da estrutura e sua menor dimensão lateral) maiores que 20, podem ser obtidas. Estas

microestruturas são aplicadas como componentes em microóptica, microfluídica ou cirurgias com invasão mínima.

Uma preocupação que surge com este tipo de tecnologia refere-se à qualidade dos microcomponentes reproduzidos. Microlentes moldadas por injeção apresentam qualidade inferior àquelas fabricadas convencionalmente, principalmente devido ao próprio processo. Para melhorar a qualidade de microcomponentes produzidos por replicação é importante conhecer a qualidade dos moldes. Assim, não é importante apenas obter informações sobre a qualidade da topografia da superfície, mas também do efeito óptico dos moldes em relação ao desempenho que a topografia replicada da superfície possa apresentar (SPATH e ELSNER, 2002; WECK et al, 2002). O conhecimento da cadeia produtiva para obtenção de produtos com qualidade e fidelidade funcional passa por detalhes que ainda merecem investigação e desenvolvimento (MALZ et al, 2000; WEULE et al, 2002).

Outro aspecto interessante é que se de um lado as tecnologias de fabricação de microestruturas buscam novos materiais para melhorar a vida útil dos moldes, por outro se busca também injetar novos materiais além do plástico. A exemplo disso, a literatura recente mostra o interesse crescente em se produzir componentes com microestruturas através de microinjeção de pós-metálicos e cerâmicos. Isto abre novas oportunidades de integração em pesquisas e desenvolvimento

Um fator decisivo para a qualidade óptica dos componentes injetados é o uso de moldes e insertos fabricados usando a tecnologia de torneamento de ultraprecisão com ferramenta de diamante, onde pequenos componentes podem ser produzidos (diâmetros de 1 a 5 mm), com precisão de forma $< 1 \mu\text{m}$ e rugosidade $R_a < 10 \text{ nm}$. Na Fig. 1.2 é mostrada uma lente esférica côncavo-convexa em PMMA, cujo molde foi torneado com ferramenta de diamante, moldada por injeção, onde foi obtido na superfície convexa ($R = 6,7 \text{ mm}$) um desvio equivalente a $0,36 \mu\text{m}$ (pico-vale) (BAUER et al, 2000).

Figura 1.2 - Lente esférica côncavo-convexa, moldada por injeção em PMMA.**Fonte: Adaptado de Bauer et al (2000).**

Algumas funções ópticas podem ser “geradas” utilizando-se da usinagem de ultraprecisão, todavia, o custo envolvido na fabricação desses produtos é relativamente elevado, fazendo com que se busquem alternativas para serem produzidos em lotes grandes. Isto tem sido amplamente discutido em termos de novas aplicações e integração com outros processos a fim de minimizar custos. A viabilização da fabricação de microestruturas e microelementos ópticos está intimamente relacionada à fabricação de moldes para replicação (MICHAELI et al, 2002a; SORNSUWIT et al, 2000).

Isso demanda técnicas de avaliação da micro e/ou macrotopografia que ofereçam capacidade para mensurar as tolerâncias e garantir as exigências de projeto dos componentes. Técnicas como microscopia eletrônica de varredura (*MEV*) (resolução < 1-2 nm), interferômetros a laser (resolução < 1nm), microscopia de força atômica (*AFM*) (resolução 0,1 nm) são alguns dos exemplos de técnicas amplamente aplicadas nos últimos anos.

A ferramenta de diamante possui uma aresta de corte polida com raios inferiores a algumas dezenas de nanômetros. Apesar das elevadas propriedades mecânicas do diamante, que o torna um excelente material para ferramenta (alta dureza e alta condutividade térmica), o desgaste da ferramenta de diamante pode ser considerado um problema significativo. Os materiais usináveis com ferramenta de diamante atualmente incluem, ligas de cobre, ligas de alumínio, prata, ouro, níquel eletrolítico, materiais para infravermelho (cristais semicondutores) e plásticos (PMMA, polímeros para lentes de contato).

Em função da baixa ductilidade apresentada por materiais frágeis (MARSHALL et al, 1983; ROGERS e RIMMER, 1999), elementos ópticos começaram a ser produzidos através de torneamento de ultraprecisão. Microestruturas (BLÄSI et al, 1999; BLOUGH et al, 1997; LANGEN et al, 2002), redes de difração (BRINKSMEIER et al, 2001), conjuntos de microlentes/espelhos (HOFFMEISTER e WENDA, 1999; KUMON et al, 2002), podem ser obtidas por intermédio de relevos gravados na superfície de um material transparente ou reflexivo (SORNSUWIT et al, 2000).

As Figs. 1.3 e 1.4 apresentam exemplos de componentes ópticos fabricados através do torneamento com ferramenta de diamante, com materiais não ferrosos.

Figura 1.3 - Espelhos metálicos planos, esféricos e anesféricos.

Figura 1.4 - Lentes anesféricas (UV) produzidas em cristais semicondutores.

Um exemplo de aplicação de microestruturas de lentes de Fresnel, usinadas com ferramenta de diamante monocristalino, para aplicação em microóptica é mostrado na Fig. 1.5.

Figura 1.5 – Estrutura de Fresnel e uma lente de micro objetiva para telefone celular.

Fonte: Adaptado de Hulst et al (2005).

1.1 – Justificativa

O que justifica esta pesquisa é o fato de que em função de novas tecnologias de produtos, no campo da microóptica, o mercado demandar a produção nacional em escala industrial com qualidade e precisão, de microlentes em material polimérico.

Portanto, este projeto investiga técnicas, através de análise numérica e experimental, da moldagem por injeção de micro lentes em material polimérico (PMMA) com o intuito de contribuir para o desenvolvimento em escala industrial, nos campos da óptica, telecomunicações e biomedicina. A capacidade de criar esses componentes em material polimérico abre a possibilidade de serem produzidos em grande escala, proporcionado que tenham baixo custo com alto desempenho.

A aplicação das técnicas de caracterização das superfícies também é enfocada, visando avaliar o processo de fabricação do molde e dos elementos ópticos fabricados em termos de precisão de forma e integridade superficial, considerando-se as características da superfície gerada.

Também foi investigada a integração do processo de fabricação do componente desde o desenho inicial da peça pronta (*CAD*), passando pelo processo de simulação física relacionada com os fenômenos de injeção (*CAE*).

1.2 - Objetivos

A classificação de microcomponentes é muito diversa na concepção de alguns autores e abrange muitas características (EVANS e MEHALSO, 2001; GIBOZ et al, 2007; HALL, 2009; WHITESIDE et al, 2003). Dentro deste contexto foi considerado que os elementos deste trabalho como microcomponentes ópticos, em função do peso na faixa de poucos miligramas e dimensão maior que 2 mm mas com pequenas características ópticas internas.

Técnicas de fabricação de materiais poliméricos em micro escala têm sido muito pesquisadas nos últimos anos, tanto na indústria quanto na academia. No entanto, em micro moldagem de estruturas poliméricas complexas, as técnicas ainda não estão bem desenvolvidas, pois não trata simplesmente de redução de escala em relação à injeção convencional.

Embora um número crescente de pesquisadores estejam trabalhando nesta área de produção emergente, a maioria das atividades de investigação está concentrada na Europa, Estados Unidos e Japão. Como resultado, há considerável potencial para o desenvolvimento de novos métodos de moldagem e melhorar os processos existentes através de maior inovação e compreensão técnica.

No desenvolvimento deste trabalho foi observado que, em relação às dimensões dos elementos a serem estudados, não existe no Brasil estudo ou pesquisa direcionada à moldagem por injeção de microcomponentes. Isto também está relacionado com a necessidade de máquinas específicas para a moldagem de peças que pesam na ordem de poucos miligramas.

Neste contexto, é de suma importância a qualidade do produto final. Para tanto, as cavidades do molde deverão ser fabricadas através do torneamento de ultraprecisão com ferramenta de diamante monocristalino, técnica esta que garante precisão geométrica e acabamento óptico com características submicrométricas.

1.3 - Estrutura da Tese

Neste estudo a moldagem por injeção de peças com microestruturas é considerada, cujo objetivo é conseguir melhor compreensão deste processo através de análise experimental e simulação.

Uma introdução geral sobre microcomponentes é apresentada no Capítulo 1, juntamente com o objetivo do projeto.

No Capítulo 2 é feita uma ampla revisão bibliográfica sobre a fabricação de elementos ópticos poliméricos, com foco nos aspectos da moldagem por microinjeção. A usinagem de ultraprecisão do cobre eletrolítico é apresentada, devido sua importância no trabalho, em função da confecção dos insertos do molde de injeção.

O Capítulo 3 descreve os materiais, métodos e procedimentos utilizados que foram realizados em três etapas básicas, a saber: usinagem do inserto no torno de ultraprecisão com ferramenta de diamante, simulação numérica do processo de microinjeção, moldagem por injeção das microlentes.

No Capítulo 4, é feita comparação entre a simulação e os resultados experimentais obtidos. Esta é uma pesquisa aplicada à produção de microlentes de material polimérico, moldadas por injeção. É quantitativa, pois foram levantados dados numéricos. Quanto aos objetivos é descritiva, pois já se conhece as características do objeto de estudo, ou seja, microlentes de material polimérico. Segundo as fontes de dados, esta pesquisa é bibliográfica e de laboratório, pois são utilizadas fontes escritas como livros, revistas, *journals*, periódicos e anais de eventos científicos (congressos, encontros, etc.), bem como foram feitas usinagens e testes de laboratórios, em corpos de prova.

No Capítulo 5, todo o trabalho da pesquisa conduzida é resumido e recomendações para trabalhos futuros também estão listadas.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 - Técnicas de MicroFabricação

A miniaturização de componentes e sistemas incorporados nos mais diversos ramos da indústria, aplicações médicas e domésticas, constitui-se realidade nas duas últimas décadas. A evolução constante de técnicas de microfabricação e de materiais tem criado novas aplicações, mais complexas, mais eficazes e mais ambiciosas, com relação à visão do futuro. A Fig. 2.1 ilustra o contexto atual das tecnologias associadas à miniaturização (VASCO, 2006).

Figura 2.1 - Evolução no tempo das diferentes tecnologias associadas à miniaturização de componentes.

Fonte: Vasco (2006).

Normalmente a combinação de várias tecnologias na cadeia de um determinado processo de fabricação pode ser necessária para produção econômica de microcomponentes e dispositivos, incorporando características micro/nanométricas.

A miniaturização de componentes e de sistemas é, claramente, tendência global dos setores tecnológicos mais avançados. Nas duas últimas décadas surgiram necessidades cada vez maiores de microcomponentes e de microestruturas devido ao constante aumento do

número de aplicações técnicas nas áreas da biomedicina, farmacêuticas, fibras ópticas, microeletrônica, telecomunicações, informática de consumo, indústria automobilística, entre outras (VASCO, 2006).

Evans e Mehalso (2001) consideram que os termos microcomponente ou microestrutura designam um componente ou uma estrutura com dimensões submilimétricas, ou seja, componentes ou estruturas cujas dimensões se situam na casa de centenas de micrometros e com tolerâncias na vizinhança do micrometro ou mesmo abaixo desse valor.

O termo "microcomponente" é adequado para partes que apresentem pelo menos uma dimensão e/ou tolerância na faixa micro ou nanométrica (GIBOZ et al, 2007).

Na concepção de Whiteside et al (2003), os micros componentes podem ser classificados em três tipos dependendo da área de aplicação, a saber:

- Componentes com peso na faixa de poucos miligramas
- Componentes com características dimensionais na faixa micrométrica
- Componentes com tolerâncias dimensionais na faixa micrométrica

Nos estudos relacionados a sistemas microsistemas eletromecânicos (*MEMS*) e microsistemas (*MST*), a previsão era que o aumento deste mercado estará na faixa de 24 bilhões de dólares em 2009. A principal razão seria o desenvolvimento do mercado de cabeças regraváveis, cabeçotes de jato de tinta para impressoras e micromonitores. Muitos dos processos de fabricação utilizados atualmente na engenharia de microsistemas são demorados e de alto custo. Portanto, uma melhoria nas técnicas existentes é esperada para o futuro da produção destes componentes (GIBOZ et al, 2007).

De acordo com Rötting et al (2002) grande variedade de tecnologias de microfabricação de microcomponentes poliméricos têm sido introduzidas nos últimos anos. Estas tecnologias podem ser divididas em dois grupos:

- Técnicas diretas: onde cada componente pode ser fabricado individualmente,
- Técnicas de replicação: onde uma matriz serve para replicar o material polimérico.

Enquanto os métodos diretos têm sido usados principalmente para pequenos volumes de protótipos, muitas atividades comerciais têm sido direcionadas para os métodos de replicação, devido aos custos exigidos pelo mercado. O estabelecimento de infraestrutura industrial que forneça possibilidade de fabricação de microsistemas calcadas em polímeros é a questão chave para o sucesso da proliferação de microtecnologias em vários setores industriais (RÖTTING et al, 2002).

A complexidade dos elementos ópticos aumenta a exigência de baixo custo para altas produções. Neste contexto, os polímeros ópticos se apresentam como a solução mais

econômica. Os processos de replicação e métodos de produção deverão ser pesquisados e estudados para maior entendimento das capacidades e limitações para grandes volumes de replicação (GILL, 2002).

2.2 - Fabricação de Microelementos Ópticos Poliméricos

Até meados dos anos 90, o desenvolvimento da microóptica foi direcionado principalmente para aplicações militares e de defesa, que requerem componentes com tamanho reduzido e baixo peso. Com a exigência da alta qualidade em microóptica, os componentes produzidos por gravação através de raios *UV* e microinjeção e, também com os avanços no desenvolvimento de materiais, permitiram que estes componentes pudessem ser facilmente replicados para suportar severas exigências ambientais da indústria de eletrônicos, tais como a radiação no espectro luminoso infravermelho (*IR*) e o choque térmico (SAARINEN et al, 2005).

Os sistemas ópticos são atualmente a espinha dorsal das redes de telecomunicações e computadores. Os produtos utilizados na multimídia cobrem grande faixa de equipamentos usados para recebimento (gravador de som, máquina fotográfica, vídeo), análise, manipulação e interação (computador, *software*, jogos), armazenagem (disco rígido, disco compacto, disco digital), e de saída (impressora, projetor, monitor, microfone) (SALT e ROSSI, 2006), e os recentes avanços em materiais e nas tecnologias de fabricação permitiram a introdução de elementos e sistemas microópticos em tais aplicações (RUDMANN e ROSSI, 2004).

Uma definição comum do termo microóptica abrange qualquer componente óptico com dimensões totais menores que 2 mm. Isto inclui a lentes, prismas, divisores de feixes e outros componentes ópticos. Para outros pesquisadores, a microóptica refere-se a elementos ópticos de maior dimensão global (escala multimilimétrica), mas com pequenas características ópticas dentro da peça (HALL, 2009).

Para entendimento inicial, os microcomponentes ópticos devem ser agrupados em relação às tecnologias de fabricação e funcionabilidade óptica, como por exemplo, óptica transmissiva ou refrativa, elementos difrativos, etc. Uma subdivisão adotada sobre o estado da arte de microcomponente óptico é: microrefletivo, microrefrativo, difrativo e guias de ondas (FRAUNHOFER INSTITUTE FOR PRODUCTION TECHNOLOGY, 2005).

1. Microelemento refletivo

A refletância é relação entre o fluxo de luz incidente sobre uma superfície e sua reflexão sobre ela. O grau de refletividade depende do material utilizado para o componente

óptico. Os metais utilizados para microcomponentes ópticos em geral, têm altos valores de refletância, sendo que a prata, por exemplo, tem coeficiente de aproximadamente 96%.

Superfícies com baixos valores de rugosidade produzem reflexão regular, também chamada de reflexão especular, onde os raios paralelos incidentes continuam paralelos após reflexão, ao contrário de superfícies irregulares onde a reflexão é difusa, uma vez que os raios refletidos são dispersos e não em paralelos. A reflexão produzida por um espelho altamente polido, mas com desigualdade na superfície, também é difusa.

Os elementos ópticos refletivos possuem características determinantes tais como:

- o grau de reflexão depende do material do refletor, o comprimento de onda da luz e da rugosidade da superfície,
- especialmente para as microestruturas na óptica reflexiva, os requisitos de rugosidade são essenciais na fabricação,
- as possibilidades de projeto são limitadas em comparação com óptica de refração e difração,
- em geral, o custo é relativamente baixo em comparação com as lentes difrativas,
- a usinagem mecânica, replicação e litografia são processos aplicados para a fabricação de microelemento óptico refletivo.

A óptica de reflexão tem um grande volume de mercado na produção atual de micro componente óptico. Várias aplicações podem ser identificadas como: micro espelhos, chaves opto mecânicas, difusores e refletores. Na Fig. 2.2 se pode ver exemplos de elementos refletivos.

Figura 2.2 – Elementos ópticos estruturados.

Fonte: Riemer (2008).

2. Micro elemento refrativo

Refração é normalmente explicada em termos da teoria ondulatória da luz e se baseia no fato de que a luz se propaga com maior velocidade em alguns meios do que em outros. Refração tem muitas aplicações em óptica. Uma lente de refração é utilizada para formar uma imagem de um objeto para diversos fins, por exemplo, uma ampliação. Um prisma de refração a utiliza para formar um espectro de cores a partir de um feixe de luz incidente.

As aplicações da refração podem se observadas em lentes de telefone celular, microscópios ópticos. A Fig. 2.3 apresenta esta aplicação em uma lente de telefone celular.

Figura 2.3 – Elemento óptico refrativo: lente de telefone celular.

Fonte: Fraunhofer Institute for Production Technology (2005).

A seguir são citadas algumas características de elementos ópticos refrativos.

- a lente de refração é sensível à variação do comprimento de onda. Os erros ocorrem devido à dispersão,
- desde que não ocorra difração com o foco, as lentes de refração não sofrem perdas por difração,
- erros ópticos devido à refração, em função do comprimento de onda, podem ser compensados com a introdução de elementos difrativos, na forma de sistemas ópticos híbridos,
- as lentes de refração têm geralmente custo menor, em relação, as difrativas,
- microelementos ópticos plásticos refrativos podem ser produzidos por usinagem com ferramenta de diamante monocristalino, técnicas de replicação ou litografia.

3. **Microelemento difrativo**

Difração é a aparente reflexão e propagação das ondas quando encontram um obstáculo. Pode ocorrer com qualquer tipo de onda, incluindo ondas sonoras e as ondas eletromagnéticas como a luz e ondas de rádio. Difração não é o mesmo que refração, embora ambos sejam fenômenos em que uma onda não se propaga em uma única direção.

Cada vez mais a óptica difrativa está sendo utilizada em arranjos de lentes, divisores e conversores de feixe de luz, etc.

As características das lentes difrativas incluem:

- a distância focal é precisamente definida pela estrutura,
- vasta gama do valor da abertura numérica, de $f = 0,3$ até $f = 5$, pode ser obtida
- o diâmetro da lente pode ser da ordem de $0,1 \mu\text{m}$,
- a espessura da lente pode chegar a valores abaixo do comprimento de onda,
- a tecnologia de usinagem de lentes de difração está baseada principalmente em litografia,
- o torneamento com ferramenta de diamante monocristalino na usinagem de estruturas Fresnel difrativas pode alcançar faixas micrométricas.

Como exemplo de óptica difrativa, uma grade óptica para medição de fluxo, com distância entre os microcanais de aproximadamente 700 nm e profundidade de 900 nm é apresentada na Fig. 2.4. As etapas de fabricação são: confecção do matriz por litografia, fabricação de moldes com deposição de níquel e a moldagem por injeção. Uma visão da estrutura é dada da microscopia eletrônica de varredura.

Figura 2.4 – Elemento óptico difrativo: grade óptica para medição de fluxo.

Fonte: Fraunhofer Institute for Production Technology (2005).

2.2.1 - Lentes

2.2.1.1 - Lente anesférica

A possibilidade do uso de lentes anesféricas foi conhecida durante vários séculos, começando com as fórmulas inventadas por Renée Descartes no início dos anos 1600. Embora as lentes anesféricas tenham grandes vantagens sobre os seus homólogos esféricos, o custo e a complexidade de fabricação têm limitado seu uso em aplicações comerciais e científicas. Nos últimos cinquenta anos, novos métodos de fabricação foram desenvolvidos possibilitando a produção rentável de altos volumes de superfícies anesféricas de precisão. Alguns exemplos destes métodos incluem o torneamento com ferramenta de diamante monocristalino e moldagem por compressão de lentes de vidro. Enquanto no torneamento com ferramenta de diamante é possível produzir lentes anesféricas de ótima qualidade em pequenas quantidades, a moldagem é o método mais econômico para produção de altos volumes de produção (LIGTH[®] TECHNOLOGIES[™], 2005).

Lentes anesféricas são encontradas em ampla variedade de produtos. Exemplos incluem leitores de discos compactos, câmeras digitais, capacetes de realidade virtual, câmera de filme, laser cirúrgico, leitora de código de barras e endoscópios. Esta forma permite melhor desempenho óptico e qualidade de imagem muito melhor que as tradicionais lentes esféricas (DIAZ, 2006). Exemplo de aplicação de lente anesférica é mostrado na Fig. 2.5.

Figura 2.5 – Lente de microcâmara contendo elemento anesférico.

Fonte: Govier (2005).

As lentes esféricas são lentes com superfícies curvas complexas, em que o raio de curvatura muda de acordo com a distância do eixo óptico. Lentes esféricas estão sujeitas à aberração óptica e, portanto, não podem concentrar toda a luz em um ponto. Lentes anesféricas, no entanto, oferecem desempenho excelente na correção da aberração proporcionando resolução superior, mesmo com componentes compostos por um pequeno número de lentes.

Uma lente anesférica é simetricamente óptica com uma ou mais superfícies, cujo perfil da superfície (*sag*) é dado pela seguinte equação universal:

$$Z(s) = \frac{cs_r^2}{1 + \sqrt{1 - (1 + k)c^2s_r^2}} + A_s^4 + B_s^6 + C_s^8 + D_s^{10} + E_s^{12}, \quad (1)$$

onde:

Z = distância da superfície plana até o vértice, paralela ao eixo óptico

k = coeficiente de conicidade.

s_r = distância radial do eixo óptico (mm).

c = curvatura (inverso do raio) (mm).

A, B, C, D, E,... = coeficientes anesféricos,

Quando os coeficientes anesféricos são iguais à zero, resulta em uma superfície considerada cônica. A superfície cônica gerada depende da grandeza da constante **k** conforme apresentado na Tabela. 2.1.

Tabela 2.1 – Tipos de superfícies geradas em função da constante k **Fonte: Fisher e Tadic-Galeb (2000).**

Constante de conicidade k	Superfície
$k = 0$	Esfera
$-1 < k < 0$	Elipse
$k = -1$	Parábola
$k < -1$	Hipérbole
$k > 0$	Elipsóide achatado

Uma característica da lente anesférica é que o raio de curvatura muda com a distância do eixo óptico. Permite também que os projetos ópticos para corrigir as aberrações usem menos elementos em relação à óptica esférica convencional. Isto leva à redução de peso, a sistemas mais compactos e menos complexos, menos requisitos de alinhamento e menor tempo de montagem.

Uma aplicação típica onde são encontradas lentes anesféricas, que proporcionam maior desempenho, está nos concentradores de luz e colimadores. Lentes esféricas, em contrapartida, sofrem de aberração esférica, especialmente quando operadas com um número $f/\#$ baixo e como tal não fornecem bom desempenho conforme ilustrado na Fig. 2.6, lente esférica plano-convexa, mostrando aberração esférica onde os raios do foco central saem de um ponto diferente.

Figura 2.6 - Lente esférica plano-convexa.**Fonte: Edmund Optics Inc. (2009).**

Ao mudar a lente do exemplo citado para uma lente anesférica, é possível eliminar a aberração esférica e alcançar uma difração limitada à distância do ponto como mostrado na Fig. 2.7.

Figura 2.7 – Lente anesférica.

Fonte: Edmund Optics Inc. (2009).

Lentes anesféricas não se limitam somente a corrigir a aberração esférica. Elas também podem ser utilizadas para corrigir aberrações de eixo. A superfície anesférica pode exercer considerável controle e correção de raios fora do eixo, permitindo a redução de aberrações como a curvatura de campo, astigmatismo e distorção.

2.2.1.2 - Lente de Fresnel

Há anos foi observado que o contorno da superfície refratora de uma lente convencional define as propriedades do seu foco. A maior parte do material entre as superfícies de refração não tem efeito (exceto perda crescente por absorção) sobre as propriedades ópticas da lente. Em uma lente de Fresnel a maior parte do material é reduzida pela extração de um conjunto de cilindros coaxiais anulares, como mostrado na Fig. 2.8. Cada sulco da lente é um pequeno pedaço da superfície anesférica que foi reproduzido no plano da lente. O ângulo de inclinação de cada sulco poderá ser modificado significativamente em relação ao plano da superfície anesférica original, a fim de compensar esta translação.

Figura 2.8 – Construção de uma lente de Fresnel a partir de uma superfície anesférica.

Fonte: Fresnel Technologies, Inc. (2003).

O primeiro avanço para construção deste tipo de lente foi proposto por Count Buffon em 1748 que propôs a retirada do material do lado plano da lente com o propósito de reduzir sua espessura conforme apresentado na Fig. 2.9 (a). A Fig. 2.9 (b) mostra a lente criada por Augustin Fresnel em 1822, onde o centro de curvatura de cada anel foi deslocado de acordo com a distância do anel do centro, para eliminar aberração esférica. Em ambas as ilustrações a área preta representa o material, e as curvas tracejadas representam os contornos originais das lentes (FRESNEL TECHNOLOGIES, Inc., 2003)

Figura 2.9 – (a) Lente proposta por Buffon. (b) Lente de Fresnel.

Fonte: Fresnel Technologies, Inc. (2003).

O aspecto da lente em uma superfície do plano exige um prisma de passo finito, uma componente do ângulo de inclinação (que atua para refratar os raios na forma prescrita) e uma componente de projeto (que para o desenho da lente de refração normal é opticamente sem função). É convencional especificar o ângulo de inclinação (*slope angle*) em relação ao plano da lente e o ângulo de projeto (*draft angle*) em relação ao plano normal, conforme apresentado na Fig. 2.10 (DAVIS e KÜHNLENZ, 2007).

Figura 2.10 – Perfil de uma lente de Fresnel.

Fonte: Adaptado de Davis e Kühnlenz (2007).

Outros conceitos normalmente usados para especificar uma lente de Fresnel são: comprimento focal e o número f ou $f/\#$. O comprimento focal é a distância da lente até o

ponto de convergência do feixe de luz. O número f é a relação entre o comprimento focal e o diâmetro de abertura da lente (ϕ). Os termos *slow lens* (lentes lentas) e *fast lens* (lentes rápidas) estão relacionados com a velocidade de concentração da luz. Uma lente com uma abertura máxima, ou seja, um menor número f é uma lente rápida, pois proporciona maior intensidade de luz para o plano focal, permitindo maior velocidade do obturador. A abertura menor, ou seja, maior número f é uma lente lenta, porque oferece menos intensidade de luz e requer velocidade menor. O esquema da Fig. 2.11 define estes parâmetros.

Figura 2.11 – Demonstração do número f .

Fonte: Adaptado de Davis e Kühnlenz (2007).

Amplificadores de imagem são exemplos de uma das mais simples aplicações das lentes de Fresnel. Normalmente, um amplificador é uma lente positiva na qual se forma uma imagem virtual em posição vertical. Considerando que a distância da lente e da ampliação desejada são conhecidas, a equação de Newton para lentes delgadas pode ser usada para encontrar a expressão para o comprimento focal (f), da lente como mostrado na equação abaixo (DAVIS e KÜHNLENZ, 2007).

$$f = \frac{s_1}{\left(1 - \frac{1}{m}\right)} \quad (2)$$

onde:

f = comprimento focal (mm)

s_1 = distância entre a lente e o objeto (mm)

m = ampliação (mm) (razão entre a dimensão do objeto desejado e o objeto real).

Em seguida é necessário escolher o tamanho da lente de tal forma que a medida requerida pelo objeto seja visível. Para tanto, é necessário considerar mais duas variáveis. A medida l , que é a distância do objeto ao observador, e h_1 , que é a altura visível do objeto. Deste modo, segundo Davis e Kühnlenz (2007), o diâmetro da lente é dado pela eq. (3):

$$\phi = \frac{m \cdot h_1}{1 + \frac{m \cdot s_1}{l}} \quad (3)$$

onde:

ϕ = diâmetro da lente (mm)

m = ampliação (mm) (razão entre a dimensão do objeto desejado e o objeto real)

s_1 = distância entre a lente e o objeto (mm)

l = distância do objeto ao observador (mm)

h_1 = altura visível do objeto (mm)

A Fig. 2.12 apresenta um esboço dos raios e das definições das variáveis consideradas na amplificação. A seta menor na cor vermelha (h_1) à esquerda da lente representa o objeto no tamanho real, e a seta azul (h_2) o objeto amplificado.

Figura 2.12 – Representação das variáveis na ampliação usando lentes de Fresnel.

Fonte: Davis e Kühnlenz (2007).

Na Fig. 2.13 tem-se a comparação entre uma lente anesférica plana convexa e uma lente de Fresnel (as ranhuras da estrutura de Fresnel estão exageradas na ilustração). A lente esférica convencional é caracterizada por dois planos principais, uma distância focal efetiva (f) medida próxima ao plano principal e um comprimento focal posterior (f_b), medido a partir do lado plano da lente. Em uma lente de Fresnel plano-convexo, a separação entre os planos principais é irrelevante, sendo a distância focal medida a partir da superfície ranhurada da lente.

Figura 2.13 – Comparação entre uma lente anesférica convencional e uma lente de Fresnel em relação à quantidade óptica.

Fonte: Fresnel Technologies, Inc. (2003).

As lentes de Fresnel podem ser usadas como sistema de lentes para projeção, condensadoras em painéis de cristal líquido, em montagens de sistema de sensores de infravermelho, como coletores solares para sistemas fotovoltaicos de alta concentração.

A partir de uma matriz, um grande número de processos pode ser usado para replicar uma lente de Fresnel polimérica. Estes incluem o seguinte: moldagem por injeção, moldagem por compressão, moldagem de compressão por injeção, moldagem por injeção de precisão. Na escolha do processo de fabricação adequado para uma lente de Fresnel, considerações incluem: a fidelidade das características da estrutura (máxima razão de aspecto possível), o custo do ferramental, custo por unidade, tempo do ciclo do processo, e controle da tensão interna / birrefringência (DAVIS et al, 2001).

Na fabricação de lentes de Fresnel usando o processo de moldagem, geralmente há pequena perda de fidelidade. Devido à característica do preenchimento do molde, a perda de fidelidade é predominantemente com o arredondamento do pico da estrutura do prisma (DAVIS, 2009).

As Fig. 2.14 (a e b) demonstram a fidelidade relativa de uma estrutura de Fresnel replicada usando moldagem por compressão (a), em comparação com uma ferramenta semelhante usando moldagem por injeção (b). Devido ao congelamento na frente do fluxo plástico quando do enchimento do molde, as características não são replicadas fielmente em

uma peça moldada por injeção, Fig. (b). Além disso, as tensões internas criadas podem ser indesejáveis em aplicações sensíveis à polarização da luz. A lente gerada por moldagem por compressão tem características mais nítidas e tensão interna muito inferior. O tempo de ciclo e o custo por peça tornam os dois processos dispendiosos. A moldagem por injeção de alta precisão (microinjeção) combina as características atraentes de ambos os processos.

Figura 2.14 – Seção de uma lente de Fresnel. (a) Moldagem por compressão. (b) Moldagem por injeção.

Fonte: Davis (2009).

2.2.2 - Polímeros Ópticos

Kogler (1999) ressalta o grande desenvolvimento da ciência óptica aplicada a produtos, visando aumento da qualidade de vida e contribuindo para o fortalecimento desta. Em muitos destes produtos o principal constituinte é o vidro, mas a substituição pelo plástico torna-se marcante. Embora não exista ainda uma substituição total devido a certas deficiências comparadas com o vidro, o plástico possui outras propriedades que fazem dele uma alternativa atrativa.

Os avanços da engenharia no desenvolvimento de sistemas ópticos eletrônicos têm contribuído para a expansão da tecnologia da informação nos últimos 25 anos. Este desenvolvimento tem sido essencial para as modernas tecnologias de informação onde o processamento da comunicação e informações são realizadas em altas velocidades (MINAMI, 2005).

Recentemente materiais plásticos transparentes estão sendo usados largamente na fabricação de componentes ópticos. E, para que o uso destes materiais seja eficiente, qualidades como pureza óptica, índice de transmissão e refração devem ser cuidadosamente monitorados pelos fabricantes.

Muitas indústrias estão incorporando o plástico óptico em seus produtos com o

objetivo de reduzir custos, ter condições de empregar geometrias complexas e uniformização dos componentes. A integração entre projeto, ferramental e fabricação é crítica para garantir bons resultados desses produtos (OPTICAL COATING LABORATORY, Inc., 2002).

Segundo Ning (1998), os processos de retificação e polimento são difíceis e muito caros para produzir superfícies esféricas e planas em vidro óptico. Entretanto, os processos de moldagem e injeção tornam possível e econômico produzir superfícies ópticas sofisticadas em plástico.

A evolução de sistemas utilizando polímeros ópticos e sua aceitação continua avançando em aplicações tais como: diagnósticos médicos (laparoscópicos, artroscópios, citoscópios, analisadores de sangue, etc.), sistemas visuais de impressão, sistemas computacionais (câmera de vídeo conferência, display de cristal líquido, leitores de código de barras, etc.).

Teyssier e Devereese (1995) acreditam que o campo do polímero óptico não tem somente superado o vidro em algumas aplicações, mas é inegável o sucesso comercial, de algumas das mais avançadas tecnologias na fabricação óptica.

Bauer et al (2000), consideram que materiais ópticos clássicos não podem ser substituídos pelas resinas comuns disponíveis atualmente. As qualidades essenciais dos plásticos para uso em componentes ópticos são:

- Plasticidade (possibilitando a fabricação de superfícies e geometrias ópticas complexas),
- Baixo peso específico,
- Pigmentação,
- Alta resistência ao impacto,
- Revestibilidade (resistência à abrasão, reflexão ou cobertura anti-reflexo),
- Economia no custo de produção em comparação com o vidro (aproximadamente 10 vezes),
- O custo com revestimento é aproximadamente da mesma ordem de grandeza em relação ao vidro,
- Baixa condutividade térmica,
- Birrefringência de aproximadamente 10^{-4} (devido ao processo de fabricação),
- Estabilidade da temperatura relativamente baixa,
- Baixo coeficiente de expansão térmica,
- Alta resistência em relação a determinados solventes e / ou produtos químicos,
- Alta dureza e estabilidade dimensional.

Além das exigências referenciadas, Gill (2002) considera que na replicação de

elementos ópticos é necessário entendimento mais aprofundado sobre o polímero. Este pode ser visto a níveis microscópicos (molecular) ou macroscópicos. Os fatores importantes a serem considerados para moldagem por injeção de polímeros são:

- Peso molecular e grau de polimerização
- Taticidade e conformação
- Cristalinidade
- Calor específico
- Temperatura de fusão
- Temperatura de transição vítrea
- Viscosidade
- Coeficiente de transferência de calor

O peso molecular (**M**) de um polímero depende tanto da massa molar de uma única repetição (**M₀**) e do número de repetições (**x**) e é expressa pela eq.(4):

$$\mathbf{M} = \mathbf{x} \mathbf{M}_0 \quad (4)$$

Onde o número de repetições (**x**) é o grau de polimerização.

Polímeros com alto peso molecular apresentam aumento da temperatura de transição vítrea (**T_g**) e da temperatura de fusão cristalina (**T_m**) como mostrado por Fox-Flory na eq. (5)(GILL, 2002):

$$\mathbf{T_g} = \mathbf{T_g^\infty} - \frac{\mathbf{K}}{\mathbf{M}} \quad (5)$$

onde, **T_g[∞]** é o valor limite da **T_g** para um polímero com massa molar **M = ∞** e **K₁** é a constante relacionada com a troca da **T_g** para um material específico de massa molecular **M**, cujo valor para o PMMA é 2x10⁵. Deste modo tem-se a eq. (6).

$$\frac{1}{\mathbf{T_m}} - \frac{1}{\mathbf{T_m^0}} = \frac{\mathbf{R_c}}{\Delta\mathbf{H_u}} \frac{2}{\mathbf{\bar{x}_n}} \quad (6)$$

onde, **R_c** é a constante universal dos gases perfeitos e **ΔH_u** a entalpia de fusão por mols de unidades de repetição, conforme a eq. (7).

$$\mathbf{\bar{x}_n} = \frac{\mathbf{\bar{M}}}{\mathbf{M_0}} \quad (7)$$

Um alto peso molecular também produz aumento na viscosidade e que pode ser determinado pelo índice de fluidez (**MFI**), dado pela eq. (8).

$$\text{MFI} \propto \frac{1}{M} \propto \frac{1}{\eta} \quad (8)$$

em que η é a viscosidade do fundido.

Entretanto esta comparação é válida somente para polímeros com a mesma estrutura. Por exemplo, esta relação aplica-se para dois polímeros lineares, mas para um polímero linear e outro com cadeias ramificadas, com o mesmo peso molecular, não têm o mesmo índice de fluidez.

Polímeros com peso molecular ou grau de polimerização alto têm grandes cadeias e podem moldar-se facilmente às características dimensionais dos moldes que são utilizados na injeção de peças de precisão. Se o fluxo flui através das cavidades do molde, é concebível que a molécula do polímero seja direcionada pela orientação do fluxo e se for resfriado antes do tempo de relaxação, poderá afetar o preenchimento correto do molde. Isto é observado quando se têm características profundas e estreitas (grande razão de aspecto) onde o fluxo não força o polímero para dentro das cavidades. Como as moléculas longas têm maior dificuldade no tempo de relaxação, antes de ocorrer o resfriamento, pode ocorrer o aumento da tensão interna no polímero.

A taticidade é a regularidade espacial com que os grupos laterais são alocados na cadeia polimérica. Se todos os grupos estão no mesmo lado, o arranjo é chamado isotático. Se os grupos estão dispostos de maneira alternada são chamados sindiotáticos e se estão posicionados aleatoriamente são classificados como atáticos.

O maior efeito da taticidade na moldagem por injeção é a probabilidade da cristalização total do polímero. A conformação descreve arranjos geométricos espaciais que a cadeia polimérica pode adquirir.

Na cristalinidade os cristais formam finas camadas lamelares dos pontos de nucleação que formam esferulitos. Os cristais não são propensos a criar grandes cristais como em metais, mas sim de forma aleatória variada, que são frequentemente intercalados com regiões amorfas. Polímeros com alta cristalinidade podem alcançar cerca de 95%. A estrutura do cristal é afetada pela taticidade, que ajuda a determinar a alternância ou disposição helicoidal do polímero. A estrutura do cristal define o plano de deslizamento e a cadeia energética que poderá afetar a temperatura de fusão cristalina, fratura e deformação do polímero. O efeito do aumento do tamanho do grão na temperatura de fusão cristalina (T_m) pode ser vista na eq. (9) (GILL, 2002):

$$T_m = T_m^0 - \frac{2\gamma_e T_m^0}{l_c \Delta H_v} \quad (9)$$

onde:

l_c = espessura da camada lamelar

T_m^0 = equilíbrio da temperatura de fusão cristalina

γ_e = energia na superfície do cristal do polímero

H_v = calor de fusão por unidade de volume

Polímeros com alta cristalinidade apresentam grande resistência (alto módulo de elasticidade E), maior que polímeros amorfos. Yong e Lovell (1997) apresentam valores típicos de E , como 10^6 Pa para elastômeros, 10^9 Pa para polímeros amorfos e 10^{11} Pa para polímeros medidos paralelamente a direção da cadeia.

A formação do cristal no polímero acarreta alta densidade, devido à acomodação das moléculas que apresentam redução do volume específico no resfriamento. Isto provoca maior contração em polímeros semicristalinos em relação a polímeros amorfos. As diferentes estruturas dos cristais em um polímero frequentemente causam contrações levando à deformação. A contração e a deformação são extremamente prejudiciais na moldagem por injeção de peças ópticas porque prejudicam a geometria, bem como índices de refração diferentes associados a diferentes regiões da peça. A interação entre regiões cristalinas e amorfas provoca a dispersão da luz, impossibilitando o material para aplicações ópticas.

O **calor específico** de um material é a medida de sua capacidade térmica. Para aquecer um material com alto calor específico, grande quantidade de energia deverá ser necessária, e ao contrário, para resfriá-lo grande quantidade de calor deverá ser retirada.

Um aumento na temperatura de fusão cristalina requer do sistema de injeção um aumento do calor na zona de plastificação do parafuso. Adicionalmente o aquecimento do molde deverá ser a alta temperatura para prevenir o resfriamento do material ao longo das paredes da cavidade antes de completar o ciclo de injeção.

Em polímeros semicristalinos o sinal do início da solidificação é a formação de cristais. O aumento da temperatura de fusão acarreta grande diferença entre a temperatura do início da solidificação na cavidade do molde e a temperatura ambiente. O grande diferencial de temperatura causa grande contração, muita deformação (se a contração não for simétrica), alta tensão interna e alto grau de birrefringência, variação do índice de refração devido a

tensões internas. O aspecto positivo do aumento da temperatura de fusão cristalina é um produto final que está apto a resistir a altas variações de temperaturas.

A temperatura de transição vítrea é a transição do polímero do estado pastoso (borrachoso) para o estado vítreo caracterizado por ser duro, rígido e quebradiço como vidro e pode ser comparado com o ponto de transição dúctil-frágil em outros materiais. No estado vítreo o polímero é muito duro e mais frágil. A temperatura de transição vítrea do polímero deve ser definida para estar acima da temperatura de operação da peça devido às grandes mudanças no volume e resistência que afetam o polímero quando ultrapassa a T_g .

O processo de moldagem, entretanto, deve ser acima da temperatura de transição vítrea, pois para uma alta T_g é necessário uma região de plastificação maior na rosca de injeção, alta temperatura nas resistências de aquecimento, alta temperatura do molde durante a injeção e diferentes dimensões de entrada no molde.

A viscosidade do polímero é crucial no processo de moldagem por injeção de precisão. A viscosidade determina a capacidade do polímero de fluir em cavidades estreitas e encher completamente o molde antes do início do resfriamento. A viscosidade é afetada por muitos fatores moleculares, incluindo a temperatura do material como mostrado na Fig. 2.15.

Figura 2.15 – Viscosidade x Temperatura para diversos termoplásticos.

Fonte: Adaptado de Brydsom (1999).

O efeito da variação da velocidade das camadas intermediárias movendo-se entre si é chamado *shear rate* (taxa de cisalhamento).

A velocidade na qual o polímero é injetado no molde também afeta a taxa de cisalhamento devido à variação de velocidade que o polímero passa através das estreitas passagens dos canais. As dimensões do canal de injeção variam a taxa de cisalhamento.

O coeficiente de transferência de calor reflete a taxa na qual a energia térmica passa através do polímero. Um polímero com alto coeficiente de transferência de calor apresenta pequeno gradiente de temperatura e resfria mais uniformemente, deixando a peça com menos deformação e tensão interna. Muitos polímeros têm baixo coeficiente sendo por isso bons isoladores.

Os polímeros ópticos são inerentemente limitados em aplicações de luz visíveis. Muitos polímeros ópticos começam a absorver a faixa azul do espectro e tem bandas de absorção em 900, 1150, 1350 nm e tornam-se totalmente opacos em 2100 nm. A similaridade do espectro de absorção de muitos plásticos ópticos pode ser atribuída à igualdade de suas estruturas moleculares. Poucos materiais poliméricos têm sido usados em aplicações de filtros UV, devido a perdas na banda de transmissão do infravermelho (KOGLER, 1999).

Os termoplásticos utilizados em sistemas ópticos englobam grande diversificação de classe de materiais, o que permite encontrar um polímero adequado para quase todas as aplicações. A Tabela 2 apresenta os polímeros termoplásticos usados para a fabricação de componentes ópticos através da micromoldagem.

Tabela 2 – Polímeros termoplásticos usados em micromoldagem.

Fonte: Hecke e Schomburg (2004).

Símbolo	Nome	Temp. de Estabilização (°C)	Propriedades	Estrutura
COC	Copolímero Olefínico Cíclico	140	Alta transparência	Amorfo
PMMA	Polimetilmetacrilato	80	Alta transparência	Amorfo
PC	Policarbonato	130	Alta transparência	Amorfo
PS	Poliestireno	80	Transparente	Amorfo
POM	Poliacetal	90	Baixo atrito	Semicristalino
PFA	Perfluoroalcóx	260	Alta resistência química	Semicristalino
PVC	Poli (cloro de vinila)	60	Baixo custo	Amorfo
PP	Polipropileno	110	Propriedades mecânicas	Semicristalino
PET	Poli (tereftalato de etileno)	110	Transparente, baixo atrito	Amorfo
PEEK	Poli (éter-éter-cetona)	250	Alta resistência ao calor	Semicristalino
PA	Poliamida	80-120	Boas propriedades mecânicas	Semicristalino
PSU	Polisulfona	15	Resist. química e temperatura	Amorfo
PVDF	Poli (fluoreto de vinilideno)	150	Inércia química, piezoelétrico	Semicristalino

2.2.3 - Processos de fabricação de microlentes

Com o aumento da demanda de micro/nano componentes ópticos, é importante estabelecer a tecnologia de fabricação para esses elementos. Além dos métodos convencionais

como torneamento e polimento, várias novas técnicas têm sido apresentadas para produzir micro/nano componentes ópticos difrativos, refrativos e refletivos (KANG, 2004).

2.2.3.1 - Gravação a quente (*Hot Embossing*)

A gravação a quente é uma técnica muito interessante para replicação, na qual simples dispositivos podem ser usados para produção de amostras com características tridimensionais, com baixo custo e alta precisão (OLIVEIRA et al, 2007).

A gravação a quente é um processo de fabricação que permite que uma grande variedade de microestruturas poliméricas, em folhas ou filmes, possam ser produzidas com custo reduzido. É possível usar moldes fabricados em materiais macios, como metais não ferrosos, devido a baixas pressões e temperaturas envolvidas no processo. Além disso, torneamento ou fresamento com ferramentas de diamante podem ser utilizados para fabricação de moldes e matrizes, visto que proporcionam melhor acabamento final. A baixa velocidade de escoamento do material permite a reprodução exata das microestruturas no substrato polimérico, onde razões de aspecto até 500 podem ser obtidos (FRAUNHOFER INSTITUTE FOR PRODUCTION TECHNOLOGY, 2005).

Neste processo, a matriz com o relevo desejado, é pressionada contra o polímero da amostra, com pressões que variam entre 50 N e 20 kN. O material é submetido à temperatura superior à sua temperatura de transição vítrea, normalmente na faixa entre 220 e 250 °C. Após o tempo de prensagem, é feito o resfriamento do material abaixo da temperatura de transição vítrea, e a amostra é retirada da matriz.

Os materiais normalmente empregados no processo de gravação a quente são: polimetimetacrilato (PMMA), polioximetileno (POM), policarbonato (PC), polifluoreto de vinilideno (PVDF), polisulfona (PSU).

Vasco (2006) considera que este processo comparado com o processo de microinjeção apresenta as seguintes vantagens:

1. As matrizes são menos complexas e menos dispendiosas em relação aos moldes para injeção
2. As peças apresentam menores tensões residuais

O maior inconveniente deste processo está relacionado ao longo tempo do ciclo, que pode chegar até 30 minutos, para o completo aquecimento do molde e material (HECKELE e SCHOMBURG, 2004). Existem alguns procedimentos para melhorar o processo, reduzindo o tempo do ciclo para 20 s, desenvolvidos por Kimerling et al (2006) e Chen et al (2001).

A Fig. 2.16 apresenta uma matriz feita em cobre eletrolítico (a) e a amostra obtida por gravação a quente(b).

Figura 2.16 – (a) Matriz feita em cobre eletrolítico (b) Amostra em PMMA.

Fonte: Adaptado de Oliveira (2006).

2.2.3.2 - Moldagem por injeção através de reação (*Reaction Injection Molding*)

No processo de moldagem por reação (**RIM**), um monômero e dois ou mais fluidos reagentes são forçados a entrar em alta velocidade na câmara de mistura a uma pressão de 10 a 20 MPa e depois na cavidade do molde, conforme apresentado na Fig. 2.17. Reações químicas acontecem rapidamente no molde e o polímero se solidifica. Os polímeros mais comuns usados são poliuretano, nylon e epóxi e os ciclos de tempo podem variar até 10 minutos dependendo do material, tamanho e forma. Os moldes podem ser feitos de materiais comuns como aço ou alumínio (KALPAKJIAN e SCHMID, 2006).

O uso da moldagem de injeção através de reação está em declínio, em favor do processo de moldagem por injeção convencional, mas tem sido usado em conjunto com a moldagem pelo processo **LIGA** para fabricação de microestruturas com alta razão de aspecto (McFARLAND, 2004).

Figura 2.17 – Processo de moldagem por injeção através de reação química.

Fonte: Adaptado de Kalpakjian e Schmid (2006).

2.2.3.3 - Moldagem por Injeção

O processo de moldagem por injeção de polímeros existe há mais de 100 anos (GILL, 2002). Este processo foi patenteado em 1872 pelos irmãos Hyatt, e ao longo do século 20 teve uma grande evolução. Inicialmente desenvolvido para a transformação de resinas termoendurecíveis, como uréia-formaldeído (baquelite), o processo teve um grande desenvolvimento com o advento dos materiais termoplásticos após a Segunda Guerra Mundial (GARCIA, 2007).

A moldagem por injeção de termoplásticos, de um modo geral, é feita através de um ciclo de operações, onde primeiramente o material é aquecido para que adquira viscosidade, depois é realizada a moldagem através de pressão previamente estabelecida e por último o resfriamento, no qual o material adquire rigidez. Na Fig. 2.18 é apresentado esquematicamente o ciclo de operações na moldagem por injeção.

Figura 2.18 – Ciclo de operações na moldagem por injeção

Fonte: Vasco (2006).

Devido à baixa difusividade térmica, as trocas térmicas necessárias à sua transformação tornam-se difíceis, condicionando que na moldagem por injeção sejam utilizadas peças com pequena espessura. Em relação ao comportamento reológico, esta é a propriedade mais importante, visto que em função deste comportamento, todos os processos onde ocorre o escoamento do material dentro do cilindro plastificador podem ser alterados.

Os termoplásticos quando no seu estado fundido apresentam alta viscosidade, sendo que esta determina certas características tais como, pressão de injeção ou força de fechamento, estabelecendo também a mínima espessura da parede ou o máximo comprimento do fluxo da peça.

Como a viscosidade é função da taxa de deformação que o material é solicitado, esta pode ser relativamente baixa para altas velocidades de deformação. Além disso, como a organização das cadeias poliméricas do material é altamente dependente da temperatura, o aumento desta provoca o crescimento do volume livre intramolecular, causando a expansão do material. Devido a estas características, o fenômeno da contração do material é de fundamental importância nos processos de injeção.

O processo de escoamento dos termoplásticos nos moldes de injeção envolve principalmente o cisalhamento do fundido, devido à sua aderência às paredes destes, provocando o cisalhamento do material.

O fluido newtoniano ou material classificado como newtoniano, é aquele cuja viscosidade é igual, independente da taxa de cisalhamento na qual é medido, numa dada temperatura. Entretanto, é considerado que o comportamento mais usual para os

termoplásticos fundidos é aquele na qual a viscosidade diminui com o aumento da taxa de cisalhamento, sendo este comportamento chamado de pseudoplástico. Neste caso, considera-se que à medida que a taxa de cisalhamento aumenta, as moléculas tornam-se menos emaranhadas, deslocando-se mais facilmente, favorecendo o fluxo do material.

Na Fig. 2.19 pode-se observar a comparação entre o termoplástico Newtoniano e pseudoplástico.

Figura 2.19 – Comportamento Newtoniano e pseudoplástico

Fonte: Torres (2007).

Além da taxa de cisalhamento, existem outros fatores que influenciam na variação da viscosidade do termoplástico tais como, temperatura, auxiliares de fluxo (lubrificantes), peso molecular, pressão, cargas e materiais de reforço como mostrado na Fig. 2.20.

Figura 2.20 – Fatores de influência na viscosidade do termoplástico.

Fonte: Torres (2007).

O processo de moldagem por injeção é cíclico e composto por diversas etapas. Na Fig. 2.18 foram mostradas as fases do ciclo típico de moldagem por injeção

A fase de fechamento é o início do ciclo, onde o molde deve estar em condições de operação. O tempo desta fase depende das características do equipamento e do molde e da distância a ser percorrida (curso de abertura).

A segunda fase, chamada de injeção, é caracterizada pelo avanço linear do fuso, que funcionando como um pistão força o material fundido a penetrar no molde e fluir para a cavidade do molde. A velocidade de injeção deve estar relacionada com a rapidez de enchimento, bem como com a qualidade do produto final a ser obtido.

Na terceira fase são realizados o enchimento do molde e a pressurização deste, para reduzir o efeito da contração do material devido ao resfriamento e evitar a contra pressão. Esta fase termina quando após a entrada do material nas zonas moldantes, este seja resfriado suficientemente para inibir o fluxo de material. É uma fase crítica do processo, pois seu início está associado a uma mudança de regime de funcionamento do equipamento, que passa de uma fase de controle da velocidade de injeção (fase dinâmica), para uma fase de controle da pressão (fase estática).

Após a solidificação do material, é iniciado a plastificação para o ciclo seguinte. A fase de resfriamento termina quando o material atinge a temperatura de desmoldagem da peça, sem que haja distorção. Nesta fase do ciclo ocorre troca de calor transportado pelo material. Baixas velocidades de resfriamento permitem reduzir as tensões internas criadas pelo resfriamento, mas em contrapartida podem gerar aumentos significativos no tempo do ciclo.

Na fase de abertura e extração, o tempo da operação é função das características do equipamento utilizado, do curso de abertura do molde e movimentos da ferramenta necessários à extração. É uma operação crítica sob o ponto de vista produtivo, pois simultaneamente e com a utilização de mecanismos apropriados, pode ser efetuada a separação do canal de injeção dos canais de alimentação. Para garantir grau elevado de automatização do processo, está sendo mais freqüente a utilização de dispositivos auxiliares de manipulação.

O tempo de pausa é o período decorrido entre o fim da extração e o início de um novo ciclo. É desejável que este tempo seja nulo, o que deve acontecer em regimes automáticos de funcionamento. Quando a remoção é manual ou quando é prevista a colocação de insertos, este tempo pode ser prolongado. As fases do ciclo da moldagem por injeção podem ser vistas na Fig. 2.21.

Figura 2.21 – Fases do ciclo da moldagem por injeção

Fonte: Garcia (2007).

2.2.3.4 - Moldagem por microinjeção (*Microinjection molding*)

A moldagem por microinjeção é um dos processos mais utilizados para produção de peças em escala micrométrica, tal como ocorre com a moldagem por injeção convencional. A moldagem por microinjeção é considerada um dos processos mais comuns de fabricação para materiais poliméricos na tecnologia de microsistemas, especialmente para resinas termoplásticas. A Fig. 2.22 apresenta um esquema típico do processo de moldagem por micro injeção.

Figura 2.22 – Moldagem por microinjeção

Fonte: Adaptado de Giboz et al (2007)

A Fig. 2.23 apresenta as etapas do processo de microinjeção, associadas ao percentual de tempo gasto em cada ciclo.

Figura 2.23 - Esquema das principais etapas do processo de micro injeção.

Fonte: Adaptado de McFarland (2004).

A moldagem por microinjeção pode ser empregada para produzir peças microestruturadas em grandes volumes com uma boa relação custo-benefício. Estudos estão

sendo conduzidos em questões relativas ao material adequado, equipamentos, tecnologia de moldagem, diretrizes para a geração de microcavidades e controle de processos.

A grande dificuldade para fabricação de micropeças é devido à razão de aspecto. Deste modo a espessura do componente não pode ser desprezível em relação a outros componentes, como na moldagem por injeção convencional (GIBOZ et al, 2007).

Conseqüentemente amplo conhecimento está disponível para ser aplicado na moldagem por microinjeção. Normalmente os tempos dos ciclos são bem menores, quando são produzidas peças de material polimérico por microinjeção (HECKELE e SCHOMBURG, 2004).

Giboz et al (2007), esclarecem que esta tecnologia não pode ser considerada como simples redução de escala em relação ao processo convencional, mas sim necessita de mudanças radicais em métodos e práticas. O processo de microinjeção requer desenvolvimento de métodos específicos se comparado com a moldagem por injeção convencional. A concepção total da ferramenta incluindo canais de alimentação e ponto de injeção, insertos e sistema de desmoldagem têm de ser adequada ao fluxo do polímero, para geometrias tridimensionais complexas.

Por conseguinte, Martyn et al (2002) listaram diferentes questões tecnológicas a serem observadas para cada componente na microinjeção.

- Tecnologia de construção do molde
- Engenharia de aplicação
- Variação da matéria prima
- Tecnologia de precisão
- Nanoreologia
- Medição do processo
- Propriedades do produto
- Modelagem do processo de moldagem

Após anos de contínuo desenvolvimento, a moldagem por injeção de peças de precisão para aplicações ópticas se tornou uma tecnologia que contribuiu para suprir a crescente demanda do mercado com preços competitivos em relação a outros processos, mas também com precisão altamente funcional (MAYER, 2007). A Tabela. 3 mostra as diferenças no processo e materiais entre moldagem por injeção convencional e a moldagem por injeção de precisão.

Tabela 3 - Diferenças no processo e materiais entre moldagem por injeção convencional e a moldagem por injeção de precisão.

Fonte: Mayer (2007).

CARACTERÍSTICAS DO PROCESSO	MOLDAGEM DE PRECISÃO	MOLDAGEM CONVENCIONAL
Fase crítica	Pós-enchimento	Enchimento
Temperatura do molde	Alta	Baixa
Temperatura do polímero	Alta	Baixa
Tempo do ciclo	Longo	Curto
Pressão de fechamento	Alta	Médio
Velocidade de injeção	Baixa	Alta
Maiores dificuldades	Marcas de rechupe, empeno, contração	Injeção incompleta, rebarba
Peças com paredes delgadas	Fácil	Difícil
Peças com paredes espessas	Difícil	Fácil
CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL	MOLDAGEM DE PRECISÃO	MOLDAGEM CONVENCIONAL
Temp. de transição vítrea	Alta	Média
Absorção de água	Muito baixa	Não considerado
Rigidez	Alta	Não considerado
Viscosidade	Baixa	Baixa
Conformação	Baixa	Não considerado

No início do desenvolvimento da microinjeção, não haviam equipamentos com tecnologia apropriada disponíveis no mercado, portanto, máquinas convencionais, acionadas hidraulicamente e com forças de fechamento de 30 a 50 t foram adaptadas para utilização de moldes para injeção de microestruturas com alta razão de aspecto (PIOTTER et al, 2002a). A produção de micropeças com estas máquinas acarretava muitas perdas de material, devido ao peso das peças representarem pequeno percentual em relação à massa moldada. Além disso, os controles hidráulicos não eram suficientemente confiáveis que pudessem garantir a precisão do produto.

A microinjeção teve grande evolução na década de 90, em função do desenvolvimento de equipamentos especificamente destinados à produção de microcomponentes. A redução acentuada do volume de injeção representou um dos fatores que mais contribuiu para a evolução deste processo (VASCO, 2006).

Estes estudos foram feitos pelos fabricantes de máquinas em cooperação com institutos de pesquisas, para desenvolvimento de unidades especiais para micro injeção. O objetivo era reduzir ao mínimo a quantidade de resina a ser injetada necessária para garantir um processo estável, reduzindo o peso para 0,025 g (PIOTTER et al, 2002a).

As dimensões das partes da unidade de injeção (rosca, cilindro, bico de injeção e bloco de aquecimento) e a unidade de fechamento podem ser reduzidas, não só para limitar a quantidade de material, bem como o consumo de energia. Máquinas específicas foram desenvolvidas com o objetivo de minimizar perdas e limitar a degradação do polímero (MICHAELI et al, 2002a).

A Tabela 4 apresenta vários tipos de injetoras, específicas para a fabricação de micropeças com volume variando de 0,082 a 10 cm³. Algumas injetoras convencionais são fornecidas com o sistema de rosca e cilindro reduzidos para a fabricação de micropeças.

Tabela 4 – Tipos e características de microinjetoras comercialmente disponíveis.

Fonte: Giboz et al (2007).

FABRICANTE	MODELO	FORÇA DE FECHAMENTO (kN)	CAPACIDADE DE INJEÇÃO (cm ³)	PRESSÃO DE INJEÇÃO (bar)	PLASTIFICAÇÃO ($\varnothing$ rosca ou êmbolo)	VELOCIDADE DE INJEÇÃO (mm s ⁻¹)
Lawton	Sesame	13,6	0,082	3500	rosca (10 mm)	1200
	Nanomolder					
APM	SM – 5EJ	50	1	2450	rosca (14 mm)	800
Battenfeld	Microsystem® 50	56	1,1	2500	rosca (14 mm)	760
Nissei	AU3	30	3,1	–	rosca (14 mm)	–
Babyplast	Babyplast 6/10	62,5	3,1	2650	êmbolo (10 mm)	–
Sodick	TR05EH	49	4,5	1970	rosca (14 mm)	300
Rondol	High Force 5	50	4,5	1600	rosca (20 mm)	–
Boy	12/AM 129-11	129	4,5	2450	rosca (21 mm)	–
Toshiba	EC5-01.A	50	6	2000	rosca (14 mm)	150
Fanuc	Roboshot S200-I	50	6	2000	rosca (14 mm)	300
	5A					
Sumimoto	SE7M	69	6,2	1960	rosca (14 mm)	300
Milacron	Si-B17 A	147	6,2	2452	rosca (14 mm)	–
MCP	12/90 HSE	90	7	1728	rosca (16 mm)	100
Nissei	EP5 Real Mini	49	8	1960	rosca (16 mm)	250
Toshiba	NP7	69	10	2270	rosca (16 mm)	180

O controle preciso das dimensões das peças requer o uso de máquinas com controle servo elétrico (Kelly et al, 2003). Outro desenvolvimento específico destes equipamentos é o modo de como é realizada a mudança da pressão de injeção para a pressão de fechamento. Esta transição é baseada na posição do êmbolo de injeção e não na pressão de injeção como no processo de injeção convencional, assegurando melhor controle da quantidade de polímero injetada (ZHAO et al, 2003a).

Em diferentes estudos, WHITESIDE et al (2005 a), ZHAO et al (2003 a), ZHAO et al (2003 b), mostram que os principais parâmetros no processo do microinjeção são:

- temperatura do molde
- velocidade de injeção
- pressão de injeção
- tempo de fechamento
- pressão de fechamento

Giboz et al (2007) apresentam dois principais conceitos que foram desenvolvidos para limitar as sobras e a degradação dos polímeros. O primeiro consiste na redução das dimensões do cilindro e da rosca (com diâmetros menores que 20 mm), devido ao pequeno volume requerido para a fabricação de micropeças.

O outro critério estabelece o uso de duas unidades separadas, sendo, uma para plastificação e outra para injeção (MICHAELI et al, 2002a; PIOTTER et al, 2002b). Existem dois diferentes sistemas para a plastificação, onde um usa êmbolo e cilindro aquecido, o outro é composto de um parafuso e cilindro. O parafuso garante o aquecimento do material baseado na energia térmica e mecânica, que resulta em plastificação mais homogênea e eficiente.

O material é introduzido na unidade de injeção, onde um êmbolo com pequeno diâmetro empurra o material para a cavidade. O êmbolo garante melhor controle da quantidade do polímero injetado para um mesmo deslocamento, comparado com parafuso de maior diâmetro. Este sistema é utilizado nas injetoras marca Batenffeld, modelo Microsystem[®] 50, conforme esquema na Fig. 2.24.

Figura 2.24 – Sistema de microinjeção da injetora marca Batenffeld, modelo Microsystem[®] 50.

Fonte: Adaptado de ZHAO et al (2005).

Devido à necessidade do desenvolvimento de novas técnicas e soluções dos problemas na moldagem por microinjeção, muitos pesquisadores desenvolveram equipamentos e novos conceitos para o processo.

A Fig. 2.25 apresenta o protótipo de uma microinjetora construída e testada no *Institute of Plastics Processing (IKV)* na *Universidade de Aachen*. Esta microinjetora utiliza o conceito de usar dois êmbolos. Durante a fase de plastificação, o êmbolo superior (plastificação) empurra o material através da matriz aquecida, à temperatura de fusão cristalina, ao mesmo tempo em que o êmbolo de injeção inicia seu movimento. A injeção começa quando o volume de injeção é obtido.

Figura 2.25 – Protótipo de microinjetora - IKV

Fonte: Michaeli e Kamps (2007).

Yuan et al (2003) desenvolveram um sistema de microinjeção aplicado na fabricação de microengrenagens com 100 μm de diâmetro. O sistema completo de injeção consiste de quatro unidades, a saber: (1) unidade de injeção de bancada, que pode realizar moldagens com alta definição, com baixo índice de perdas e contração; (2) micromolde especialmente fabricado para replicação de microcomponentes; (3) unidade de controle térmico que garante precisão no controle do aquecimento do molde; (4) unidade de vácuo que é conectada ao micromolde e garante eficiente evacuação da cavidade. Este sistema é apresentado na Fig. 2.26.

Figura 2.26 – Sistema de microinjeção

Fonte: Yuan et al (2003).

Devido à necessidade do desenvolvimento de novas tecnologias na microinjeção, Asami et al (2003) desenvolveram um sistema integrado microprocessado chamado *micro workshop*, com intuito de melhorar a eficiência dos métodos e linhas de produção. A unidade de controle é operada por comando numérico e o suprimento de energia é 100 V. O método utiliza um pré-êmbolo para o sistema de injeção a fim de prevenir a deteriorização da resina devido à estabilidade e permanência no sistema. Outra característica da microinjetora é que na ponta do bico de injeção é adotado o método de canal quente. Isto é feito em função da quantidade do material depositado ser maior do que o utilizado na moldagem do componente, quando o poço é maior que o componente injetado. A microinjetora desenvolvida é mostrada na Fig. 2.27.

Figura 2.27 – Micro injetora Micro-Molder MX-1290 (*micro wokrshop*)

Fonte: Asami et al (2003).

Na moldagem por injeção convencional as fases do ciclo são bem distintas, mas na microinjeção algumas características devem ser consideradas em função dos baixos tempos e pequenos volumes envolvidos, complexidade e dimensões das peças, pequenas forças de injeção e fechamento. Considerações sobre cada fase são apresentadas abaixo:

a) Plastificação

A viscosidade do polímero fundido é dependente da taxa de cisalhamento e da temperatura. A variação da viscosidade obedece à lei de **Willian-Landel-Ferry** para temperaturas até 100 °C acima da temperatura de transição vítrea (T_g). Para temperaturas maiores, como as que são obtidas durante o processamento do polímero, a equação de Arrhenius, mostrada abaixo, deverá ser aplicada, como mostrado na eq. (10) (OSSWALD e MENGES, 2003).

$$\eta_T = \eta_{T_0} \exp \frac{E}{R_c} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \quad (10)$$

onde:

η_T = viscosidade linear à temperatura T (Pa.s)

η_{T_0} = viscosidade linear à temperatura T_0 (Pa.s).

E = energia de ativação ($J \text{ mol}^{-1}$)

T_0 = temperatura de referência (K)

R_c = constante universal dos gases perfeitos ($J \text{ K}^{-1} \text{ mol}^{-1}$)

De acordo com Liou e Chen (2006) e Monkkönnen et al (2002), a melhor replicação para microestruturas com altas razões de aspecto são obtidas com polímeros com baixa viscosidade. Deste modo, a temperatura de fusão do polímero deve ser condicionada a fim de evitar defeitos no produto final.

Liou e Chen (2006) consideram que o aquecimento excessivo da temperatura do molde não somente reduz produtividade e o aumento do custo, mas também causa a gaseificação do polímero, provocando defeitos provocados por bolhas de gás remanescentes. De acordo com testes realizados com **PMMA**, estruturas com espessuras na faixa de $10^1 \mu\text{m}$ a $10^{-1} \mu\text{m}$ e razão de aspecto maior que 2, Liou e Chen (2006) sugerem que a temperatura do molde deve estar entre 120 e 150 ° C.

O excesso de energia produzida pelo trabalho mecânico durante as fases de plastificação e injeção deve ser eliminado com a finalidade de minimizar a degradação do material. Este efeito pode ser quantificado pelo número de **Brinkman (Br)**, que corresponde à razão entre a energia térmica dissipada pelo fluxo (**P_d**) e a energia dissipada por condução através das paredes (**P_c**), e é representado pela eq. (11) (Giboz et al, 2007):

$$\mathbf{Br} = \frac{\mathbf{P_d}}{\mathbf{P_c}} = \frac{\eta \mathbf{v}^2}{\lambda_1 (\mathbf{T_{me}} - \mathbf{T_p})} \quad (11)$$

onde:

P_d = energia térmica dissipada pelo fluxo

P_c = energia dissipada por condução através das paredes

η = viscosidade do polímero (Pa.s)

v = velocidade do fluxo (m s^{-1})

T_{me} = temperatura média do polímero fundido (K)

T_p = temperatura da parede do molde (K)

λ₁ = condutividade térmica do polímero ($\text{W K}^{-1} \text{ m}^{-1}$)

No caso da microinjeção, a diferença entre a temperatura média do polímero fundido (**T_{me}**) e a temperatura da parede do molde (**T_p**) é geralmente desprezível. Isto conduz ao número de **Brinkman** frequentemente maior que 1, portanto a dissipação do excesso de calor é difícil.

Outro parâmetro importante a ser controlado é a dosagem do volume de material. Este parâmetro deve ser bem controlado com a finalidade de evitar a injeção incompleta e distorção das peças. Muitos estudos têm demonstrado a correlação entre este parâmetro e a pressão de recalque. Deste modo, a dosagem do material deve integrar não somente o volume requerido para encher a cavidade, mas também o volume necessário para aplicar a pressão de recalque. Baixos volumes implicam em não preenchimento das cavidades e ao contrário, haverá excesso de material que envolve altas pressões de injeção (ZHAO et al, 2002; ZHAO

et al, 2003b). Entretanto, em função da complexidade da geometria dos canais de enchimento e projeto do molde, este parâmetro deverá ter pouca influência no produto final devido à queda de pressão nos cantos dos canais (GIBOZ et al, 2007).

b) Injeção

O polímero apresenta condição pseudoplástica à alta temperatura, isto é, sua viscosidade diminui com o aumento da taxa de cisalhamento. Diferentes equações têm sido propostas para relacionar a viscosidade com a taxa de cisalhamento e estão listadas na tab. 5 (MIDOUX, 1988 apud GIBOZ et al, 2007). A descrição geral das leis reológicas inseridas na Tabela 5 e suas aplicações para polímeros é apresentada por Hiber e Chiang (1989), sendo que a escolha da lei mais apropriada depende do tipo de polímero. Quanto maior o número de parâmetros a equação possuir, melhor é o ajuste.

Tabela 5 – Principais leis para modelagem das condições de cisalhamento de um material polimérico.

Fonte: Giboz et al (2007).

MODELO	LEI REOLÓGICA	
Cross	$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\eta_0}{\left(1 + \lambda \dot{\gamma}\right)^{1-m_r}}$	(12)
Carreau	$\eta(T, \dot{\gamma}) = \frac{\eta_0(T)}{\left(1 + \left(\frac{\eta_0}{\tau} \dot{\gamma}\right)^2\right)^{\frac{1-m_r}{2}}}$	(13)
Carreau-Yasuda	$\eta(T, \dot{\gamma}) = \frac{\eta_0(T)}{\left(1 + \left(\frac{\eta_0}{\tau} \dot{\gamma}\right)^a\right)^{\frac{1-m_r}{a}}}$	(14)

Abaixo estão definidos os parâmetros das equações apresentadas na Tabela 5.

η = viscosidade não Newtoniana (fluxo pseudoplástico)

η_0 = viscosidade de cisalhamento zero

λ = tempo de relaxação do fluido viscoelástico

m_r = função de memória do modelo reológico

$\dot{\gamma}$ = taxa de cisalhamento

τ = tensão

a = razão de transição

T = temperatura

O fluxo do polímero através de complexas geometrias necessita de simulações tridimensionais, onde a lei reológica é aplicada para diferentes malhas. Chen et al (2005) mostram que a modelagem das condições reológicas com geometria de micro estruturas é bem específica e que estas variam em função das medidas dos microcanais de injeção, devido ao efeito do escoamento brando sobre as paredes. Altas taxas de cisalhamento são geradas quando o fluxo passa através de microcanais de injeção (ZHAO et al, 2003b).

Se for considerado o fluxo de Poiseuille de um fluido Newtoniano em um tubo, as taxas de cisalhamento nas paredes podem ser estimadas através da eq. (15) (AGASSANT et al, 1996 apud GIBOZ et al, 2007):

$$\dot{\gamma} = 4 \frac{Q}{\pi R_f^3} \quad (15)$$

em que,

$\dot{\gamma}$ = taxa de cisalhamento (s^{-1})

Q = taxa do fluxo volumétrico ($mm^3 s^{-1}$)

R_f = raio do canal do fluxo (mm)

Considerando-se as condições pseudoplásticas do polímero fundido, a eq. (16) tem a seguinte configuração, mostrada na eq. (16):

$$\dot{\gamma}_p = \frac{3n+1}{4n} 4 \frac{Q}{\pi R_f^3} \quad (16)$$

$\dot{\gamma}_p$ = taxa de cisalhamento para pseudoplástico (s^{-1})

n = índice de lei de potência (inclinação da curva de viscosidade com relação ao cisalhamento). É igual a **1** para fluidos Newtonianos e **0** para elementos plásticos rígidos.

Zhao et al (2003 b) mostram numericamente que os valores da taxa de cisalhamento estão situados entre 10^5 e $5 \times 10^6 s^{-1}$ durante o processo de microinjeção, que são maiores que os observados na moldagem por injeção convencional (próximo ou menor que $10^4 s^{-1}$).

O controle no processo convencional é geralmente assegurado pela pressão de injeção. As pressões de injeção na microinjeção são em média 200 MPa, dependendo do tipo de equipamento, como mostrado na Tabela 4, enquanto as pressões no processo convencional são geralmente dez vezes menores.

A medição da pressão da cavidade parece ser o mais eficiente indicador da variação do processo. Isto requer a instalação de um sensor de pressão diretamente na cavidade do molde (WHITESIDE et al, 2005b). A dimensão do sensor e a possível influência da camada originada pela rápida refrigeração na superfície do polímero dificultam esta medição (WHITESIDE et al, 2004). Entretanto, para medição de microcomponentes com poucos centímetros e que possuam microcaracterísticas, o conhecimento da pressão da cavidade será uma variável importante para controle do processo.

De acordo com alguns autores (ZHAO et al, 2003b; YU et al, 2002; DESPA et al, 1999), altas velocidades de injeção favorecem o enchimento do molde devido à redução da viscosidade do polímero. O tempo de contato entre o polímero fundido e a parede da cavidade do molde que está fria é menor, portanto o resfriamento e a injeção incompleta são restringidos. Esta condição deverá ser adaptada em função da geometria e do tipo de canal de alimentação (sistema quente ou frio). Canais frios que possuem geometria complexa estão sujeitos à queda de pressão. A pressão de injeção deve ser aumentada de modo a estar relacionada com a velocidade de injeção. Isto é importante para fabricação de componentes ópticos onde o controle preciso da velocidade de injeção é necessário para limitar o desenvolvimento de tensões internas (LU e KHIM, 2001).

c) Recalque, resfriamento e extração

O ponto de ajuste de algumas máquinas deve ser realizado com a posição do êmbolo de injeção. Neste contexto, a pressão de recalque é aplicada através do movimento de avanço do êmbolo acarretando o efeito de empacotamento (ZHAO et al, 2003a). Um pequeno volume de material é adicionado a fim de compensar a diminuição do volume do componente devido à contração. Esta compensação é possível usando alta pressão de recalque, mas isto conduz a grandes tensões internas (YUAN et al, 2003). Em polímeros que apresentem grande contração na moldagem, tais como **PBT** e **POM**, esta compensação não pode ser feita.

O efeito de empacotamento é aplicado no polímero fundido não somente na cavidade, mas também no sistema de alimentação. A queda de pressão depende da geometria e do comprimento do sistema de alimentação. Possível resfriamento da entrada do canal de injeção pode ocorrer interrompendo a fase de recalque e resultando em parcial efeito de empacotamento (ZHAO et al, 2003b). O controle do efeito de empacotamento pode ser realizado usando sistema de canais de alimentação aquecidos ou aumentando a temperatura do molde (WHITESIDE et al, 2005a).

No processo convencional de injeção, o tempo de resfriamento é normalmente estimado através da eq. (17) (BALLMAN e SHUSMAN, 1959 apud GIBOZ et al, 2007):

$$t_c = \frac{S^2}{\pi^2 \cdot \alpha} \cdot \ln \left(\frac{4}{\pi} \cdot \frac{T_M - T_W}{T_E - T_W} \right) \quad (17)$$

onde:

t_c = tempo de resfriamento (s).

S = espessura máxima da cavidade (mm).

T_M = temperatura de fusão (°C).

T_W = temperatura média do molde (°C).

T_E = temperatura de extração (°C).

α = difusividade térmica ($\text{mm}^2 \text{s}^{-1}$).

A eq. (17) não pode ser aplicada à microinjeção, quando a temperatura do molde é maior do que a temperatura de extração (GORNIK, 2004). Deste modo, para componentes com geometrias complexas, a modelagem é necessária para prever a variação das propriedades térmicas do polímero durante o processo. Os modelos usados para simulação são mais representativos que a equação da transferência de calor entre o molde e o polímero. Assim, como na moldagem convencional, o rápido resfriamento do material durante o contato com a parede do molde é responsável pela formação de estruturas tipo *skin-core*, isto é, uma camada não cristalina, uma zona de cisalhamento com uma coluna de cristais paralelos à direção de injeção e um núcleo de esferulitos.

A desmoldagem de partes que possuem dimensões ou tolerâncias na faixa micrométrica necessita de cuidado particular devido à dificuldade de extração (HECKELE e SCHOMBURG, 2004). Este fenômeno é acentuado em componentes com razão de aspecto maior que 1 (MICHAELI et al, 2000).

Michaeli e Gärtner (2006) consideram que a concentração de forças fornecidas aos pinos de extração normalmente usados, não é adequada, pois causam deformações ou falhas no microcomponente. Entretanto, pinos extratores com diâmetros menores que 0,2 mm podem ser instalados próximos às partes mais frágeis, embora o problema de marcas na peça existam. Novos conceitos foram recentemente propostos considerando a desmoldagem com técnicas baseadas em:

- vácuo
- sistema de retração mecânica da cavidade
- vibração ultrassônica

O processo a vácuo é ainda limitado pelo uso de pequena força na desmoldagem. A precisão do sistema de retração da cavidade depende da geometria do componente. A

excitação ultrassônica é baseada nas diferentes oscilações dos materiais e não parece melhorar a desmoldagem das peças e conseqüentemente um sistema específico deverá ser adaptado para cada geometria. Componentes microestruturados com grande área superficial podem ser desmoldados com pinos extratores ou vácuo. Outros sistemas, como ar comprimido, podem ser usados, como em alguns casos do processo de termoformagem. Deve ser considerado que a rugosidade do molde é fator importante durante esta fase.

A temperatura do molde é considerada também fator importante para o êxito do preenchimento completo. No processo de moldagem por microinjeção, o polímero não preenche totalmente a cavidade durante a fase de enchimento. A maior parte do enchimento da microestrutura é feita na fase de recalque. Portanto, o molde deve ser mantido a temperatura suficientemente alta para permitir o preenchimento completo. A partir dos resultados encontrados na literatura, o molde deve ser mantido próximo à temperatura de transição vítrea durante as fases de enchimento e recalque, e inferior a do desvio da temperatura na fase de resfriamento, não sendo fácil controlar a temperatura do molde sem aumentar o tempo do ciclo e o consumo de energia. O aquecimento direto e a refrigeração por inteiro do molde não é uma opção econômica devido à grande massa do molde. O aquecimento local das principais partes ou da superfície do molde é considerado uma melhor alternativa (YU et al, 2007).

Como visto anteriormente, a temperatura do molde deverá estar próxima ou superior à temperatura de fusão do polímero, a fim de evitar que a injeção seja incompleta. Entretanto, temperatura menor que a temperatura de fusão pode ser usada, mas se a razão de aspecto aumenta, a temperatura do molde também deverá ser aumentada, como demonstrado por D'Amore et al (2004), na Fig. 2.28.

Figura 2.28 – Razão de aspecto da microestrutura em função da temperatura do molde.

Fonte: D'Amore et al (2004).

O rápido resfriamento do polímero é acentuado na microinjeção devido ao elevado contato superficial entre o polímero e a parede do molde (WHITESIDE et al, 2005a). Isto resulta no aumento da viscosidade do polímero, que pode favorecer o desenvolvimento de defeitos nos microcomponentes. Este efeito pode ser minimizado com o aumento da temperatura de fusão cristalina ou usando temperaturas para os moldes recomendadas por fabricantes, conforme mostrado na Tabela 6 (GIBOZ et al, 2007).

Tabela 6 - Comparação entre a temperatura usada na microinjeção e injeção convencional.

Fonte: Adaptada de Giboz et al (2007).

TIPO	MATERIAL	MICROINJEÇÃO (°C)	INJEÇÃO CONVENCIONAL (°C)
SC	HDPE	125, 140, 150	30 – 60
	PBT	120	80
	POM	90	70 – 90
	PP	≈ 163	30 – 60
A	PC	60 – 40	90 – 110
	PS	≈ 163, 175	140

SC (semicristalino) A (amorfo)

Como mencionado na Tabela 6, a temperatura do molde na microinjeção pode estar próxima da temperatura de fusão cristalina (T_m) ou da temperatura de transição vítrea (T_g). A potência de aquecimento para o molde deve ser bem definida. As dimensões do molde e sua finalidade e o tempo de aquecimento orientam para a escolha do tipo de sistema de

aquecimento. A eq. (18) abaixo permite determinar a potência de aquecimento necessária ao aquecimento do molde (GIBOZ et al, 2007).

$$P = \frac{M_v \lambda_c V_c (T_f - T_i)}{t_1} \quad (18)$$

P = potência de aquecimento (W)

λ_c = calor específico ($J \, kg^{-1} \, K^{-1}$)

M_v = densidade do material ($kg \, m^{-3}$)

V_c = volume do componente (m^3)

T_f = temperatura final do molde (K)

T_i = temperatura inicial do molde (K)

t_1 = tempo (s)

Diferentes métodos de aquecimento existem para fornecimento do calor para o molde, variando de $0,5 \, W \, cm^{-2}$ até $10^3 \, W \, cm^{-2}$ de acordo com estudos feito por Orfeuil (1981), apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 – Sistemas e potência usados para aquecimento do molde.

Fonte: Orfeuil (1981).

SISTEMA DE AQUECIMENTO	POTÊNCIA ($W \, cm^{-2}$)
Resistência elétrica	0,5 – 6
Infravermelho	10 -30
Indução magnética	5 – 5×10^3

Com relação aos moldes usados em microinjeção, suas dimensões reduzidas permitem o uso de sistemas de aquecimento de baixa potência como resistência elétrica ou infravermelho. Aquecimento por indução magnética apesar de ser o mais eficiente, tem o inconveniente de sua instalação ser mais complicada e o custo do investimento alto. O processo que utiliza chama de gás assegura somente o aquecimento superficial do molde

No processo de injeção convencional, a superfície do molde tem a temperatura ($\square_w$) muito abaixo da temperatura de fusão cristalina ($\square_m$). A temperatura do molde tem um aumento significativo pelo aquecimento do polímero fundido durante o estágio de injeção e recalque. O molde é resfriado continuamente e, portanto, a temperatura cai novamente. Durante a injeção, uma camada fria é formada próximo da cavidade do molde, que impede a replicação de microestruturas com razão de aspecto maiores que 1. A Fig. 2.29 apresenta a

comparação entre as temperaturas de fusão cristalina, temperatura máxima de extração e temperatura da superfície do molde.

Figura 2.29 – Processo de aquecimento convencional com temperatura constante.

Fonte: Adaptado de Gornick (2004).

De acordo com a equação que determina a potência de aquecimento do molde, a diferença “ $T_f - T_i$ ” é grande no caso da microinjeção em relação à injeção convencional. Este efeito pode ser reduzido usando um processo chamado *Variortherm*, onde a temperatura do molde varia durante o ciclo de injeção. Este sistema é muito recomendado, pois reduz o aumento do ciclo na microinjeção.

O processo Variortherm é apresentado na Fig. 2.30. Durante a injeção, a parede do molde deve estar próxima à temperatura de fusão cristalina (T_M), onde o molde é aquecido antes de iniciar a injeção do polímero e, portanto a viscosidade do polímero é mantida até que a cavidade do molde esteja cheia. Após a fase de injeção, o molde deve ser resfriado abaixo da máxima temperatura de extração ($T_{E,max}$). Os tempos do ciclo neste processo variam entre 100 e 300 s (GORNICK, 2004).

Figura 2.30 – Processo de aquecimento Variortherm.

Fonte: Adaptado de Gornick (2004).

O uso do processo Variortherm apresenta algumas vantagens como a prevenção da degradação do material ocasionado pela diferentes condições de injeção, o resfriamento do material tem melhor controle e conseqüentemente as tensões residuais internas são baixas (CHEN et al, 2001), o produto final não apresenta linhas de solda e injeção incompleta (MICHAELI et al, 2000). Entretanto, os tempos do ciclo neste processo são maiores (entre 100 s e 300 s) em relação no processo convencional de aquecimento, onde a temperatura de aquecimento do molde é constante (entre 5 e 30s). A constante variação de temperatura neste sistema pode reduzir a vida do molde. Materiais com alta condutividade térmica deverão ser preferidos para confecção de moldes. A implementação deste processo deve considerar a potência necessária para aquecer o molde, a geometria do molde e o investimento necessário.

A presença de ar no molde pode causar bolhas no microcomponente e levar à combustão chamada efeito *Diesel*. Na injeção convencional são utilizadas saídas de ar no molde, mas esta solução não é mais apropriada para fabricação de componentes com dimensões reduzidas e tolerâncias rigorosas. Diferentes soluções alternativas são propostas na literatura, baseadas, por exemplo, no efeito *Venturi* (RUPRECHT et al, 2002; GORNIK, 2004; HECKELE e SCHOMBURG, 2004; LIOU e CHEN, 2006).

2.3 - Modelagem do processo de injeção de polímeros

2.3.1 - Simulação do processo de injeção

A moldagem por injeção é uma das operações de processamento de polímeros mais importantes da indústria de plásticos. Durante anos, a experiência, a intuição e regras empíricas foram fatores chave no projeto e na otimização de operações de moldagem. Essas abordagens têm se tornado cada vez mais ineficientes quando aplicadas à moldagem de peças maiores e mais caras, assim como no processamento de novos materiais introduzidos na indústria.

Mesmo que a moldagem por injeção possa ser um processo aparentemente simples, existe complexa interação entre as condições de fabricação, geometria do molde e propriedades do material, sendo que fatores como temperatura do material, pressões de injeção e recalque, contra pressão, velocidade do material no molde e temperatura têm efeito significativo na qualidade final do produto, incluindo o acabamento, estabilidade dimensional e propriedades mecânicas adequadas.

Devido essa complexidade, houve a necessidade crescente de peças com melhor qualidade, originando com isso a partir dos anos 70 o interesse pela modelagem matemática do processo de injeção (NISHIMOTO, 2001).

Usando as ferramentas de simulação *CAE*, projetos alternativos e parâmetros do processo podem ser alterados evitando testes de moldagem, que são de alto custo. O tempo decorrido entre a fabricação do molde e o ciclo do processo pode ter redução significativa resultando em baixos custos operacionais. Além disso, problemas de moldagem podem ser detectados na fase de projeto antes da fabricação do molde (FAN et al, 2003).

Com a simulação computacional, várias combinações de parâmetros, desenho, materiais e fabricação podem ser testadas rapidamente e de forma econômica.

Torres (2007) considera que a simulação do processo de injeção em ambiente computacional é uma ferramenta que está sendo utilizada amplamente no sentido de minimizar os problemas ocasionados na produção. Considerando-se a concepção da peça até o projeto do molde, ela permite que seja concebido o melhor caminho para que sejam atendidos os requisitos referentes à qualidade e produtividade que são exigidos na injeção de polímeros. Isto evita que em projetos o método das tentativas e erros seja aplicado, principalmente na injeção de peças complexas, de elevado custo ou produzidas com novos materiais.

Muitos softwares têm sido desenvolvidos e comercializados para a simulação do processo de injeção. Inicialmente estes simulavam apenas a fase de preenchimento do molde em peças de geometria simples, por um modelo bidimensional. Hoje em dia, são constituídos por um pacote de programas que simulam vários outros aspectos do processo de moldagem, como o recalque, resfriamento, empenamento das peças e orientação das fibras (NISHIMOTO, 2001).

A simulação do preenchimento do molde em meio-plano ou 2,5 dimensões (“*Midplane simulation*”) é amplamente usada e aceita na injeção de plásticos para reduzir os gastos com a construção de protótipos e para melhorar o projeto de peças e o processo de moldagem, necessitando de uma configuração de computador menos exigente. Recentemente, a simulação real em 3 dimensões vem se tornando popular em virtude da sua capacidade de fornecer melhor precisão na simulação e pela conveniência em criar malhas (*meshes*). Além disso, os avanços existentes nas configurações de *hardware* de novos computadores, assim como na modelagem teórica da injeção, tornou a simulação em 3 dimensões uma realidade. As principais razões pelas quais a análise 3D real deve ser escolhida são:

- Em muitas aplicações, a especificação do meio-plano é ambígua ou impossível.
- Consome muito tempo para construir o meio-plano.
- A simulação em 2,5D falha na captura de aspectos importantes do fenômeno de preenchimento do molde, tais como hesitações do fluxo e fluxos secundários.
- É possível gerar toda a malha automaticamente.

- O desempenho dos computadores tem se tornado cada vez melhor e os seus preços vêm diminuindo significativamente

Vários trabalhos de simulação para o processo de injeção têm sido desenvolvidos (HIEBER e SHEN, 1980; CHIANG et al, 1991a e b; VARELA et al, 1996; NISHIMOTO, 2001; SAITO et al, 2002; CHEN et al, 2004; LI et al, 2004; SHEN et al, 2004; CARPENTER et al, 2006; CHANG e HWANG, 2006).

Com a simulação, também é possível dimensionar o porte da injetora a ser utilizada, decidir a quantidade de cavidades do molde, ter visão do comportamento no interior das cavidades e sistema de alimentação, avaliar a eficiência do sistema de refrigeração, identificando possíveis problemas e indicar melhorias antes da construção do molde e produção do produto (TORRES, 2007).

2.3.2 - Simulação do processo de micro injeção

Enquanto a fabricação de microcomponentes desfruta de muito sucesso, a simulação numérica para estes não tem sido muito favorecida. Existem muitos programas de simulação numérica para peças em escala convencional que têm alto grau de precisão, mas não fornecem resultados favoráveis para uso em microcomponentes, o que tem conduzido muitos pesquisadores a investigar este problema, que requer muita atenção, devido à existência de uma lacuna entre as áreas de produção e simulação numérica (McFARLAND e COLTON, 2004).

As razões para aplicação de programas de simulação em microinjeção, são quase as mesmas usadas na injeção convencional. Para evitar os riscos de retrabalhos ou redução de investimentos, o desempenho do produto final bem como as etapas de fabricação, devem ser simulados extensivamente antes de iniciar o processo de fabricação. Na tecnologia de microinjeção as ferramentas de simulação adaptadas da moldagem por injeção convencional podem ajudar na otimização do projeto de moldes e insertos do microcomponente e parâmetros do processo (PIOTTER et al, 2002b).

Estas ferramentas de simulação trabalham adequadamente sob o ponto de vista qualitativo. Isto permite prever, por exemplo, linhas de solda, mas os valores numéricos não podem ser calculados com a precisão necessária. Razão para isso, é que os softwares comerciais desenvolvidos para aplicações macroscópicas, não consideram os aspectos microscópicos convenientemente. Especialmente na simulação com grande enchimento dos canais, há grande discrepância entre os valores reais e os simulados. Por esse motivo, o

desenvolvimento de ferramentas de simulação especialmente adaptadas para microaplicações é uma das principais tarefas futuras (PIOTTER et al, 2002b).

Vários trabalhos de pesquisa vêm sendo realizados com técnicas de simulação de microinjeção, utilizando programas como *C-MOLD*, *MOLDFLOW* e *McKam*®, com o objetivo de obter melhor desempenho de vários parâmetros do processo como tempo, velocidade e pressão de injeção, tensões internas no polímero e molde, contração volumétrica, saída de gases (HUNG et al, 2001; KAMAL et al, 2002; PIOTTER et al, 2002b; YAO e KIN, 2002; YU et al, 2002; FAN et al, 2003; YUAN et al, 2003; LI et al, 2004; SHEN et al, 2004; SU et al, 2004; JÜTTNER et al, 2006; WENG et al, 2009).

Os programas de simulação comerciais *CAE* como *Cadmould*, *C-Mold* e *MoldFlow* tornaram-se instrumentos úteis para a concepção do molde. Estes programas são baseados no modelo de Hele-Shaw em que dois elementos tridimensionais são usados para representar a geometria da estrutura. O método de simulação destes programas é chamado meio-plano ou 2,5 dimensões. O modelo Hele-Shaw negligencia a inércia e a diferença de velocidade de fluidez do polímero em cavidades finas. O modelo Hele-Shaw quando usado nas regiões de fluxo (fluxo nos cantos) ou regiões de mudança de espessura, não pode representar estas situações em detalhes. Apenas a simulação numérica 3D, baseada na equação de Navier - Stokes pode apresentar uma situação real (SHEN et al, 2004).

Embora a modelagem 2,5D seja muito mais simples e utilizada de forma satisfatória na injeção convencional, tem certa limitação para simulação em micromoldagem (WEBER et al, 1996). Os elementos mais grosseiros em módulos 2,5D tendem a distorcer as minúsculas características de um componente que tem tamanho total inferior a 500 µm. Em contraste, os elementos mais finos nos módulos 3D podem preservar as características geométricas de forma adequada e foram usados no presente estudo.

Pelo fato de não existirem programas específicos para simulação em micro injeção, na realização deste trabalho foi escolhido o programa *Moldflow Plastics Insight*® (*MPI*®) versão 5.1.

2.4 - Usinagem de ultraprecisão do cobre eletrolítico

Na usinagem de ultraprecisão com ferramenta de diamante, a qualidade das superfícies usinadas tem papel fundamental no funcionamento do produto, especialmente na fabricação de insertos para moldes de injeção de componentes destinados a aplicações ópticas.

A qualidade da superfície usinada é afetada por inúmeros fatores que incluem geometria da ferramenta, velocidade de avanço, propriedades do material, erros de rotação dos eixos e vibração entre a peça e a ferramenta (CHEUNG e LEE, 2003).

Devido à incompatibilidade de materiais com presença de carbono em sua estrutura molecular com o diamante da ferramenta, materiais não ferrosos têm sido utilizados para confecção de insertos de moldes de injeção para geração de microestruturas. Weinzierl (2008) apresenta na Tabela 8, alguns destes materiais.

Tabela 8 – Materiais usados na fabricação de moldes, usinados com ferramenta de diamante monocristalino.

Fonte: Adaptada de Weinzierl (2008).

MATERIAL	OFHC	LATÃO MS63	NÍQUEL PRATA	ALUMÍNIO CERTAL	NÍQUEL ELETROL.
	Cu	Cu 63% Zn 37%	Cu Ni Zn	AlZn MgCu 05	Cu 62 Ni 18 Zn20
PROPRIEDADES					
Densidade (g/cm ³)	8,96	8,45	8,9	2,76	8,72
Módulo de Yong (GPa)	129	95 -110	199,5	72	120-135
Expansão Térmica (10 ⁻⁶ K ⁻¹)	17	19-20	13,3	23	16-17
Dureza (HB)	49-87 HV	65-136	100-190	170	75-190
Condutiv. Elétrica (μOhm.cm)	1,69	6,2-6,6	6,9	18-22	24

Ferramentas de diamante monocristalino têm sido amplamente aceitas como a melhor opção até o presente, para usinagem de cobre, especialmente quando são exigidos bom acabamento e dimensões precisas. Tais ferramentas são frequentemente usadas na preparação de espelhos de cobre de ultraprecisão. Entretanto, o alto preço desta torna seu uso de maneira rotineira proibitivo, acarretando o uso de ferramentas de metal duro, que embora sejam mais econômicas, em alguns casos não favorecem seu uso devido à formação de manchas na peça e altas forças de corte (MOREHEAD et al, 2007).

2.5 - Medição e caracterização de microcomponentes

A otimização das tecnologias para microfabricação requer um conjunto de instrumentos e técnicas adequados de medição de alta precisão. Só com eles é possível avaliar os resultados e aprimorar o processo de fabricação para alcançar a precisão e reprodutibilidade desejada. Uma visão global das técnicas de medição disponíveis para tecnologia de microsistemas, no entanto, estaria além do escopo desta tese. Aqui serão abordadas as mais importantes e concentrar-se sobre os requisitos específicos para a melhor

caracterização dos microcomponentes ópticos, onde há uma forte ênfase na qualidade das micro lentes. Para melhor caracterizar e avaliar a qualidade dos componentes ópticos e sistemas, vários parâmetros devem ser considerados. Os parâmetros físicos como perfil em 3D do elemento ou a distribuição do índice de refração, que estão relacionados com a composição do material. Outra abordagem inclui os parâmetros que permitem estimativa do desempenho óptico do ponto de vista fenomenológico. Finalmente, como as matrizes de microelementos ópticos são muitas vezes utilizadas, parâmetros como o fator de preenchimento da cavidade tem influência importante sobre o desempenho. Pode-se dizer que os parâmetros físicos são de interesse principalmente para melhoria do processo de fabricação, enquanto os parâmetros ópticos são de interesse para o engenheiro óptico que quer usar microcomponentes e sistemas ópticos para aplicações específicas (SINZINGER e JAHNS, 2003). Os parâmetros de interesse para caracterização de microestruturas são mostrados na Tabela 9.

Tabela 9 - Parâmetros de interesse para caracterização de microestruturas ópticas.

Fonte: Sinzinger e Jahns (2003).

PARÂMETROS FÍSICOS	PARÂMETROS ÓPTICOS	PARÂMETROS DA MATRIZ
Dimensões laterais dos componentes	Eficiência	Uniformidade
Dimensões das microcaracterísticas	Comprimento focal	Densidade de empacotamento
Forma do perfil 3D	Resolução	Fator de enchimento
Rugosidade	Aberrações, forma de onda	Interferência por sulco ou ranhura
Distribuição de índice 3D	Perfil de fase	Desempenho integral da matriz
	Dispersão cromática	
	Tamanho do campo da imagem	
	Função de espalhamento do ponto	
	Função de transferência de modulação	
	Relação de Strehl	

Num projeto de sistema óptico, quanto mais livremente esses valores são escolhidos, mais difícil se torna satisfazer os requisitos de desempenho óptico. Assim, a fim de alcançar alto desempenho, o sistema óptico deve ter um projeto realista onde valores razoáveis para os limites de tolerância devem ser escolhidos.

Para os componentes ópticos moldados por injeção, existem várias opções com relação à metrologia. A metrologia dimensional é frequentemente utilizada para medição de insertos e porta moldes. Os produtos moldados também precisam ser caracterizados. Os valores da

tolerância na Tabela 10 resumem as características típicas do componente óptico polimérico moldado por injeção (BÄUMER, 2005).

Tabela 10 – Tolerâncias ópticas selecionadas.

Fonte: Adaptada de Bäumer (2005).

LENTE	TOLERÂNCIA NORMAL	TOLERÂNCIA APERTADA	TOLERÂNCIA EXTRA APERTADA
Raio da superfície (%)	± 1	$\pm 0,5$	$\pm 0,3$
Comprimento focal (%)	± 2	± 1	$\pm 0,5$
Espessura da lente (mm)	$\pm 0,03$	$\pm 0,02$	$\pm 0,015$
Diâmetro da borda (mm)	$\pm 0,03$	$\pm 0,02$	$\pm 0,015$
Aberração na superfície de frente de onda (nm RMS)	60	30	15
Dependendo da declividade curva (NA- numerical aperture) e grau de asfericidade (nm pico-vale)	300	150	75
Bolhas, inclusões, riscos	1x 0, 16	1x 0, 10	1x 0, 06
	2x 0, 10	2x 0, 06	2x 0, 04

A forma clássica de medir perfis de superfícies está no uso de instrumentos mecânicos de contato que utiliza um sensor tátil com uma ponta muito fina. A ponta entra em contato com a superfície em ensaio, e, em seguida, a superfície é perfilada ao longo de linhas. Isto é feito através de varredura da ponta em toda a superfície a ser testada. A principal vantagem desta tecnologia é que a superfície é perfilada em contato direto. Além disso, com este método, a maioria de superfícies de forma livre e anesférica podem ser manipuladas.

No que tange à metrologia óptica, as principais vantagens são: ser de não-contato e geralmente a medição é muito rápida. Em particular, a técnica de não-contato é um recurso valioso para caracterizar os insertos utilizados na moldagem. Desta forma, eles permanecem em sua forma original e não são tocados (e possivelmente riscados) por qualquer sonda. Em metrologia óptica existem várias técnicas genéricas disponíveis para caracterizar as peças de alta precisão óptica. Informações sobre os vários princípios de medição estão nas normas internacionais publicadas pela *ISO*. Para metrologia óptica, uma das mais importantes é a *ISO 10110*.

A tecnologia mais frequentemente aplicada para a caracterização de componentes ópticos é interferometria. Apesar de interferômetros serem instrumentos de medição altamente precisos, o instrumento por si só não garante medidas perfeitas. As condições de contorno, tais como a instalação, manuseio e conhecimento do operador, também precisam estar em

nível suficiente para obtenção de resultados satisfatórios. Na maioria dos casos, os interferômetros para testes ópticos utilizados são os chamados interferômetros de amplitude. Interferômetros Fizeau, Michelson e Twyman-Green são deste tipo (BÄUMER, 2005).

Entre os vários tipos de equipamentos de medição, um sofisticado dispositivo também precisa ser mencionado: o interferômetro microscópio. Estes dispositivos são interferômetros, principalmente do tipo Mireau - que estão integrados em microscópios.

Uma alternativa ao perfilômetro mecânico, são os perfilômetros ópticos. A principal vantagem dos perfilômetros ópticos é que durante a medição não há contato com a peça a ser medida, portanto não existe possibilidade de danificá-la.

Durante a moldagem por injeção os plásticos ópticos sofrem grande pressão e mudanças de temperaturas. Devido à natureza deste processo e às propriedades dos materiais, tensões são induzidas nos componentes, ocasionando o fenômeno da birrefringência que é uma anisotropia no índice de refração, ocasionando diferentes índices ao longo de diferentes orientações do componente óptico como observado nos interferogramas da Fig. 2.31.

Figura 2.31 – Interferogramas: normal (esquerda); lente descentralizada (centro); lente inclinada (direita).

Fonte: Bäumer (2005).

Portanto, como a birrefringência é um parâmetro importante no que diz respeito à moldagem de componentes ópticos por injeção, precisa ser medida. Existem várias maneiras de medir a birrefringência. O mais comum é o uso do microscópio de polarização.

A variação do índice de refração pode ser medida por um sistema de medição de frente de onda como um sensor Shack-Hartmann (*SHS*). O *SHS* tem sido amplamente aplicado tanto em precisão óptica e em pesquisas no campo da visão. Na sua essência, uma placa de Shack-Hartmann é uma série de microlentes organizadas de forma linear.

Devido às características dimensionais das micropeças, técnicas de análise de imagem em microscopia óptica, microscopia de força atômica e microscopia eletrônica de varredura podem ser úteis neste campo, permitindo que seja obtida análise precisa dos componentes.

Neste trabalho serão caracterizadas através da perfilometria óptica as cavidades dos insertos posteriormente à usinagem e injeção, bem como a forma e rugosidade das lentes injetadas.

CAPÍTULO 3

MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 - Produto

Como mostrado na Fig. 3.1, quatro tipos de microestruturas foram selecionados neste estudo para fabricação das lentes, ou seja, (a) anesférica, (b) Fresnel com diâmetros de 3 mm (c) grade de difração e (d) circular com diâmetros de 8 mm, cujos projetos detalhados são apresentados no Anexo A.

Figura 3.1 – (a) Lente de Fresnel. (b) Lente anesférica. (c) Grade de difração. (d) Circular.

Para a moldagem de microcomponentes, o fator mais importante é a viscosidade do polímero. A viscosidade do PMMA é maior que a maioria dos polímeros no mesmo intervalo de temperatura como mostrado na Fig. 3.2. Isso requer que o PMMA seja injetado mais lentamente, a maior pressão, e que os canais de alimentação e injeção do molde possam ser projetados com maiores dimensões. As temperaturas do molde e rosca de plastificação, também são mais elevadas em relação a outros materiais.

Além da reduzida contração linear, outras vantagens do PMMA são: alta transmissão óptica e baixos índices de refração e birrefringência.

As lentes foram confeccionadas em PMMA, cujo nome comercial é PLEXIGLAS® V825, fabricado pela empresa Altuglas International. As principais características do material são fornecidas na Tabela 11, sendo que informações mais detalhadas encontram-se no Anexo B.

Tabela 11 – Características do PMMA PLEXIGLAS® V825

CARACTERÍSTICA	VALOR
Temperatura de transição vítrea (T_g) (°C)	109
Índice de refração	1,49
Transmitância (%)	92
Condutividade térmica (BTU/hr. ft ² .F/n)	1,3
Dureza Rockwell M	93
Módulo de tração (psi)	450000

O material apresenta uma variação do volume específico com a temperatura, de acordo com o gráfico da Fig. 3.2.

Figura 3.2 - Volume específico do PMMA PLEXIGLAS® V825 em função da temperatura.

O polímero de moldagem se apresenta em forma de grânulos pequenos e regulares, geralmente cilíndricos, com diâmetro de 2 mm x 3 mm de comprimento, mostrado na Fig. 3.3.

Figura 3.3 – Grânulos do PMMA PLEXIGLAS® V825.

A secagem do material antes de ser colocado na injetora foi feita à temperatura de 85°C por um período de 6 horas no secador de resina fabricado pela empresa Yann Bang Eletrical Machinery Co. Ltd., mostrado na Fig. 3.4.

Figura 3.4 – Secador de resina.

3.2 - Projeto do Molde

Um projeto de molde obedece normalmente a um conjunto de requisitos que podem ser impostos pelo equipamento de injeção, pela geometria das peças a injetar, pelo número de moldagens pretendido, entre outros.

Na moldagem por injeção, o objetivo geral é produzir o porta molde e os respectivos componentes de uma forma tão rígida quanto possível, na tentativa de se buscar alinhamento aceitável e ajustes de todas as partes. A especificação correta e realização rigorosa das

tolerâncias de fabricação (paralelismo, rugosidade, circularidade e concentricidade) são necessárias para que o molde satisfaça estes critérios.

Na microinjeção, a magnitude destas tolerâncias diminui significativamente, o que torna problemática a fabricação dos componentes individuais do molde, em função dos desvios dimensionais e geométricos que possam ocorrer. Por exemplo, uma tolerância de paralelismo de 2,54 μm em um molde para injeção convencional pode ser considerada muito preciso, mas na microinjeção esta grandeza pode ser maior do que o microcomponente considerado.

A estrutura típica de um molde de duas placas, que é o tipo de molde mais simples, é constituída por uma parte fixa ou lado da injeção e por uma parte móvel ou lado da extração. A parte fixa é constituída pelas placas de aperto da injeção e placa das cavidades, a parte móvel é constituída pela placa da bucha, placa de reforço da bucha, calços e placa de aperto da extração. Com o objetivo de minimizar o tempo gasto para confecção dos componentes do molde, foi utilizado um conjunto da marca POLIMOLD, modelo 1520 4 1 3 1 5A, cedido pela empresa Ventura Biomédica, apresentado na Fig. 3.5. As modificações feitas nas placas do molde para este trabalho foram projetadas de maneira a não interferir nas cavidades e canais originais do molde.

Figura 3.5 – Porta molde marca Polimold

A alimentação do molde, no plano de junta, é feita a partir da parte inferior da cavidade.

As placas superior e inferior são mostradas na Fig. 3.6 com seus respectivos canais e componentes.

Figura 3.6 – Detalhe das placas. (a) Superior. (b) Inferior.

O canal principal é circular derivando posteriormente para dois canais de distribuição de seção trapezoidal. A partir daí, os canais de injeção secundários com largura de 1,50 mm na parte superior e altura de 0,80 mm mantém a seção trapezoidal com ângulo de inclinação de 5° , Fig. 3.7 (a), até chegar ao ponto de injeção, (b). Este é o ponto de injeção onde a largura do canal na entrada da cavidade é reduzida para 0,31 mm.

Os canais de alimentação foram projetados de forma a serem tão curtos quanto possíveis (13 mm) para minimizar as perdas térmicas, que são elevadas devido a pouca massa de material. A distribuição foi feita de forma a garantir o balanceamento natural de todas as cavidades, onde todos os percursos e seções dos canais são iguais. Os canais de alimentação são compostos de três partes, utilizando materiais diferentes, a saber: bucha de guia do extrator (SAE 1045), placa inferior (SAE 1045) e espelhos, que são as bases das lentes (AISI 316).

Figura 3.7 – Seções e perfis dos canais de injeção: (a) Canal de injeção secundário. (b) Ponto de injeção. (c) Posicionamento dos espelhos na placa superior.

Devido às minúsculas dimensões dos canais de alimentação e injeção, e considerando que a alta rugosidade nas paredes dos canais provoca grande resistência à passagem do polímero fundido influenciando no enchimento das cavidades, é necessário que os mesmos sejam usinados de maneira a minimizar esta condição. Sendo assim, foi decidido que a usinagem fosse feita com fresamento em altas velocidades de corte visando melhor acabamento das superfícies.

Para tanto foi utilizado centro de usinagem vertical marca HERMLE, modelo C800U, comando numérico marca SIEMENS, modelo SINUMERIK, com rotação máxima no eixo-árvore de 24.000 rpm e potência de 23 kW, com três eixos de movimentação, possuindo capacidade de deslocamento de 800 mm na direção X, 600 mm na direção Y e 500 mm na direção Z, apresentado na Fig. 3.8 (Laboratório para Otimização de Processos de Fabricação - LOPF, da Escola de Engenharia de São Carlos – EESC-USP).

Figura 3.8 - Centro de usinagem vertical marca HERMLE, modelo C800 U, comando numérico marca SIEMENS, modelo SINUMERIK.

Um cabeçote com acionamento pneumático, de 50.000 rpm marca NSK, modelo NE 147, Fig. 3.9, foi montado no eixo árvore para aumentar a rotação do processo. Os parâmetros de corte utilizados nas operações são mostrados na Tabela 12 (alguns indicados pelo fabricante das ferramentas).

Tabela 12 – Parâmetros de corte utilizados no fresamento dos canais.

FERRMENTA	OPERAÇÃO	Ø FERR.	ROTAÇÃO	VELOC. AVANÇO	PROF. USINAGEM	AVANÇO LATERAL
		mm	rpm	mm/min	mm	mm
FX-EBD-6	Desbaste	0,8	50000	2000	0,016	0,040
WXL-EBD	Acabamento	0,4	32000	330	0,020	0,080

Figura 3.9 – Fresamento (desbaste) dos canais.

A usinagem dos canais foi feita em duas etapas utilizando-se fresas tipos *ball nose*, marca OSG Tungaloy Tools. A caracterização da ferramenta de desbaste obtida pela microscopia eletrônica de varredura é apresentada na Fig. 3.10.

Figura 3.10 – Fresa tipo *ball nose*, diâmetro 0,8 mm. Magnificação: 100 X.

Resultados da perfilometria óptica da cavidade usinada podem ser vistos na Fig. 3.11 onde em (a) é mostrado o canal secundário e o canal de injeção correspondente à Fig. 3.7 (a e b). Em (b) é apresentado o valor da rugosidade $S_a = 1,08 \mu\text{m}$, referente ao fundo do canal

secundário, usinado no espelho de aço AISI 316. O perfil dos canais em (c) reflete a boa precisão no processo de fresamento, em comparação com as dimensões de projeto, em que houve acréscimo de 10 μm em relação à largura na parte superior do canal secundário, e 30 μm menores em relação à altura do mesmo.

(a)

(b)

(c)

Figura 3.11 – (a) Perfil tridimensional dos canais secundário e de injeção. (b) Rugosidade S_a medida no fundo do canal. (c) Perfil referente à altura e largura do canal de injeção secundário.

3.3 - Fabricação dos insertos

Tendo em conta a utilização no processo de microinjeção, em que os microcomponentes, ou seja, as zonas moldantes, têm de suportar pressões de injeção semelhantes às verificadas no processo de injeção convencional, podem ser considerados os seguintes critérios para a seleção do material para o molde (BOURDON e SCHNEIDER, 2002).

- Dureza dos insertos
- Resistência à corrosão
- Capacidade de aceitar revestimento
- Homogeneidade da estrutura

A fabricação de insertos para microcavidades é uma técnica que demanda tecnologias avançadas a fim de satisfazer os requisitos de fabricação de pequenas cavidades, mas altamente detalhadas, com tolerâncias muito precisas e acabamento rigoroso. Várias técnicas são utilizadas para fabricação de insertos como (BOURDON e SCHNEIDER, 2002):

- **LIGA** (litografia, eletrodeposição, moldagem), **UV-LIGA**, **IB-LIGA**, **EB-LIGA**.
- Microusinagem tridimensional englobando microeletroerosão (**μ EDM**), micro fresamento e usinagem eletroquímica (**ECM**).
- Corrosão úmida em substrato de silício (**Silicon Wet Etching**).
- Usinagem de ultraprecisão

Os materiais comuns usados nos processos de microfabricação como o silício, resinas fotossensíveis e os materiais poliméricos não podem ser utilizados diretamente no molde como insertos, devido à sua fragilidade e baixa resistência térmica (LEE et al, 2004).

Neste contexto, técnicas viáveis industrialmente como LIGA, ablação laser ou usinagem de ultraprecisão com controle numérico, devem ser utilizadas apesar de demandarem grande tempo de fabricação (MADOU, 2002).

A usinagem de ultraprecisão com ferramenta de diamante é um processo amplamente utilizado para a fabricação de moldes para óptica. Com esse processo, superfícies ópticas podem ser fabricadas sem polimentos posteriores. A precisão na geometria da superfície de uma lente é fundamental para seu desempenho óptico. O desvio da superfície moldada em relação à superfície do projeto irá introduzir indesejáveis aberrações em um conjunto óptico.

Neste trabalho os insertos foram fabricados em cobre eletrolítico de alta condutividade cujas características estão listadas na Tabela 13.

O uso do cobre eletrolítico de alta condutividade como material para os inserts deve-se ao fato do mesmo ser compatível com o material da ferramenta de corte, permitindo fácil usinagem e geração de superfícies espelhadas, com bom acabamento para fins ópticos, sem a necessidade de processos posteriores de polimento.

Tabela 13 – Características do cobre eletrolítico

Coeficiente de expansão térmica	17 μ m/m °C
Calor específico	0,385 J/g °C
Condutividade térmica	383-391 W/m K
Dureza	75.0-90.0 HB
Resistência à tração	218 kg/mm ²
Limite de alongamento	20 %
Cu	99,99

Os inserts, Fig. 3.12, exceto as cavidades, foram usinados em torno convencional, marca Romi, modelo Tormax 30.

Figura 3.12 - Inserts. (a) Anesférica. (b) Fresnel

Os inserts foram alojados na placa inferior das cavidades conforme mostrado na Fig. 3.13. Para tanto a usinagem foi feita em etapas, a saber:

- usinagem do corpo dos inserts. O chanfro no corpo do inserto atua como apoio para a chaveta, com a finalidade de evitar deslocamento e/ou desalinhamento do mesmo na placa, como pode ser observado à montagem na parte inferior da placa de inserts na Fig. 3.13.
- usinagem das cavidades dos inserts na placa do molde.

c) montagem dos insertos e lentes na placa do molde.

Figura 3.13 – Detalhe da parte inferior da placa dos insertos.

Para usinagem das cavidades dos insertos no torno de ultraprecisão, foi necessário confeccionar um dispositivo para montagem destes, conforme Fig. 3.14, que atendessem ao mesmo tempo as condições de fixação a vácuo na placa do torno, bem como a centralização do inserto.

Figura 3.14 - Dispositivo para usinagem dos insertos na placa do torno de ultraprecisão.

A usinagem do perfil das lentes nos insertos foi realizada na máquina geradora de superfícies anesféricas marca RANK PNEUMO, modelo ASG 2500, equipada com comando numérico computadorizado, marca ALLEN-BRADLEY, modelo CNC 8200 (Laboratório de Usinagem de Ultraprecisão da Escola de Engenharia de São Carlos – EESC-USP) mostrada na Fig. 3.15.

Figura 3.15 – Gerador de superfícies anesféricas RANK PNEUMO, modelo ASG 2500 e controle numérico ALLEN-BRADLEY, modelo CNC 8200.

Na usinagem dos insertos, Fig. 3.16 foi utilizada uma ferramenta de diamante monocristalino, marca CONTOUR FINE TOOLING, modelo HCO 10 m LGC. O fluido de corte usado foi o ALKALISOL 900, um óleo sintético solúvel em água com função de lubrificar e refrigerar direcionado em forma de névoa sobre a peça/ferramenta. A temperatura da sala foi mantida constante em 21 ± 1 °C.

Figura 3.16 – Usinagem dos insertos.

Particularmente quando da fabricação de lentes Fresnel e/ou grades de difração, é importante prevenir as arestas para garantir a fidelidade da forma, que apresenta estrutura com perfil de dente de serra. Para tanto, foi usada uma ferramenta que não produzisse microfraturas na borda do perfil, devido ao contato do ápice da estrutura Fresnel com a aresta

da parte inferior da ferramenta. Por este motivo, a geometria de corte da ferramenta apresenta raio de ponta = 0 mm e ângulo de saída = 10° .

O perfil desta ferramenta que pode visto na Fig. 3.17 a e b, foi obtido através da técnica MEV (Microscopia Eletrônica de Varredura), no microscópio marca Carl Zeiss, modelo LEO 440, operando a 20 kW, pertencente ao Instituto de Química de São Carlos mostrado na Fig. 3.18.

Figura 3.17 – Fotomicrografia feita através de MEV. a) Ferramenta de diamante monocristalino CONTOUR, modelo HCO 10m LGC. Magnificação: 63X. b) Detalhe A mostra a ponta da ferramenta. Magnificação: 500X.

Figura 3.18 – Microscópio Eletrônico de Varredura marca Carl Zeiss, modelo LEO 440.

Na Tabela 14 estão listados os parâmetros de corte e a geometria da ferramenta utilizadas no torneamento dos insertos.

Tabela 14 – Parâmetros usados no torneamento dos insertos

FERRAMENTA	ÂNGULO DE SAÍDA γ^0	RAIO DE PONTA rp (mm)	ROTAÇÃO DO EIXO n (rpm)	TAXA DE AVANÇO f (μ m)	PROFUNDIDADE DE USINAGEM ap (μ m)
HCO 10m LGC	0	0	1000	1	1

3.4 - Injetora

Devido à indisponibilidade de equipamento adequado à microinjeção, houve necessidade da utilização de outra máquina capaz de operar nas mesmas condições. Um dos requisitos necessários a um equipamento alternativo de injeção prende-se essencialmente com a capacidade de injeção, que deve ser tão baixa quanto possível para esta aplicação.

A avaliação do volume e do peso feita à microlente permitiu concluir que para atingir o volume mínimo aceitável para a utilização de um equipamento de injeção alternativo, ter-se-ia que criar duas cavidades alimentadas respectivamente por dois canais de distribuição primários. O canal da bucha de injeção e o poço frio também tiveram que ser relativamente volumosos quando comparado com as cavidades que alimentam. A concepção da moldagem é mostrada na Fig. 3.19.

Figura 3.19 - Moldagem projetada para injeção das duas lentes na linha de abertura do molde.

O volume de injeção do equipamento, segundo o fabricante da injetora utilizada, está entre 20 e 64 cm³. A necessidade de atingir volume desta grandeza para o total da moldagem faz com que a eficiência do material seja reduzida, dado que o volume das duas lentes é de 0,0087266 cm³. O volume da moldagem completa é 7,58% em relação ao volume de injeção mínimo do equipamento.

O representante do fabricante do equipamento informa que não existe restrição quanto ao baixo volume a ser injetado, mas recomenda que seja feito controle rigoroso na dosagem.

Na Tabela 15, é apresentada análise teórica dos parâmetros obtidos no programa SolidWorks, relativos à eficiência de utilização do material, onde se constata que o volume das peças é menor que 2% do total da moldagem.

Tabela 15 – Avaliação da eficiência do material utilizado na moldagem, em termos de peso e de volume.

PEÇA	VOLUME (cm ³)	PESO (g)	VOLUME (%)	GEOMETRIA
Lente de Fresnel (1)	0,0038805	0.00466	0,26
Lente anesférica (1)	0,0048461	0.00580	0,32
Grade de difração (2)	0,018086	0,0210	1,17
Estrutura circular (2)	0,017020	0,0200	1,10
Canais (1)	1,5064934	1,80954	99,42
Canais (2)	—	—	97,73	
Moldagem completa (1)	1,515220	1,8200	100
Moldagem completa (2)	1,5415994	1,85054	100	

O equipamento utilizado, fabricado pela empresa Dr. Boy GmbH & Co. KG é uma injetora horizontal, série 22M, que corresponde às necessidades do processo de produção pretendido. Este equipamento pertence à empresa Ventura Biomédica e é mostrado na Fig. 3.20 cujas principais características estão apresentadas na Tabela 16. O equipamento opera em sala limpa, com temperatura média de 23 °C e umidade relativa do ar entre 40 e 50%.

O controle da injetora é feito através de microprocessadores, que asseguram fidelidade de informações em todas as fases do processo. O equipamento também gera gráfico e informações dos parâmetros essenciais, como temperaturas, velocidades e pressões nas unidades de injeção e fechamento.

Figura 3.20 - Injetora horizontal marca Dr. Boy, série 22M.

Tabela 16 – Características técnicas da injetora horizontal marca Dr. Boy, série 22M.

Fonte: Dr. Boy GmbH & Co. KG, 2009

CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS

Força de fechamento: 220 kN

Força de fechamento do molde: 17,6 kN

Diâmetro do parafuso de injeção: 18 mm

Força de injeção máxima: 65,82 kN

3.5 - Medição e Caracterização

Freqüentemente a caracterização por meio de medições técnicas da qualidade das superfícies funcionais ópticas de componentes plásticos em termos de, por exemplo, formato, ondulação e rugosidade constituem um problema, onde geralmente é necessário desenvolver processos de medição altamente sofisticados para atingir este objetivo. Uma vez que os componentes ópticos possuem estruturas complexas, os métodos de medição usados devem estar em condições de aferir de forma suficientemente precisa elementos moldados, como microlentes, estruturas ópticas finas ou superfícies não esféricas.

Uma particularidade na moldagem por injeção é que em muitos casos as dimensões dos produtos gerados são levemente diferentes das dimensões do molde. A razão deste problema é devida à contração do material usado.

O erro de forma da superfície é talvez a mais importante propriedade a ser caracterizada, e isto se faz através do perfilômetro ou interferômetro (PURCELL e DAVIES, 2007).

Foi investigada principalmente a relação entre o perfil e rugosidade dos elementos injetados. Para avaliação da forma e integridade superficial das cavidades dos moldes, bem como das lentes moldadas, foi utilizado o perfilômetro óptico marca Wyko®, modelo NT 11000, com sistema de metrologia óptica tridimensional manual sem contato, que utiliza interferometria de alta precisão, para medições da topografia de superfícies com alturas na faixa de 0,1 nm a 1 mm, mostrado na Fig. 3.21, pertencente ao Laboratório de Usinagem de Ultraprecisão da Escola de Engenharia de São Carlos – EESC-USP.

Figura 3.21 – Perfilômetro óptico marca Wyko®, modelo NT 1100.

Os parâmetros para avaliação da rugosidade disponível no instrumento e adotada neste trabalho foram S_a e S_q , que são definidos respectivamente como a rugosidade média e rugosidade média quadrática e estão representados nas equações 19 e 20.

$$S_a = \iint_a |Z(x, y)| dx dy \quad (19)$$

$$S_q = \sqrt{\iint_a (Z(x, y))^2 dx dy} \quad (20)$$

S_a e S_q representam a medida global da textura da superfície. S_a e S_q são insensíveis em diferenciar picos, vales e o espaçamento de textura de diferentes características. Assim, os valores de S_a ou S_q podem ser enganosos em superfícies com espaçamento grosseiro e diferentes características de altura, (por exemplo, serrilhado vs afilados), onde podem ter o mesmo valor S_a ou S_q , mas a função é completamente diferente. No entanto, uma vez que um tipo de superfície tenha sido estabelecido, S_q é normalmente usado para especificar desvios em superfícies ópticas e S_a é usado para superfícies usinadas (MICHIGAN METROLOGY, LLC., 2009).

A morfologia dos cavacos oriundos da usinagem dos insertos bem como a topografia da peça moldada foram analisados através da MEV, para estudo do mecanismo de remoção de material e geração da superfície, bem como imperfeições oriundas do processo de injeção como, linhas de solda, bolhas, defeitos de enchimento.

Para melhor visualização das superfícies analisadas dos insertos e lentes injetadas, as amostras foram posicionadas a 55° , no interior do microscópio eletrônico de varredura, em relação ao eixo do foco.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 - Usinagem dos insertos

Na usinagem dos insertos, os parâmetros como o avanço e profundidade de usinagem, adotados neste trabalho e mostrados na Tabela 14 do item 3.3, foram obtidos através de testes experimentais.

No torneamento de face foram adotadas taxas de avanço de 1, 2, 3, 5 e 10 $\mu\text{m}/\text{rev}$, com profundidade de usinagem de 1 μm , pois a variação deste valor não influencia os resultados da rugosidade. Os valores de rugosidade, S_a e S_q resultantes são mostrados na Tabela 17.

Tabela 17 – Valores das rugosidades S_a e S_q na usinagem dos insertos.

PROF. USINAGEM(μm)	AVANÇO ($\mu\text{m}/\text{rev}$)	RUGOSIDADE S_a (nm)	RUGOSIDADE S_q (nm)
1	1	17,83	24,42
1	2	18,85	25,22
1	3	20,17	26,11
1	5	29,05	38,65
1	10	148, 62	175,75

Os resultados mostram que os melhores valores da rugosidade $S_a = 17,83$ nm e $S_q = 24,42$ nm foram obtidos na usinagem com o avanço de 1 $\mu\text{m}/\text{rev}$, sendo consideradas aceitáveis para fins ópticos. O gráfico da Fig. 4.1 ilustra a variação da rugosidade em função do avanço.

Figura 4.1 – Variação da rugosidade em relação ao avanço.

Na Fig. 4.2 (a) é apresentada a perfilometria em 3D da topografia da superfície usinada com avanço $f = 1 \mu\text{m/rev}$ e profundidade de usinagem $a_p = 1 \mu\text{m}$ e, em (b) a rugosidade desta superfície.

Figura 4.2 – (a) Perfilometria da superfície usinada com ferramenta de diamante. (b) Valores da rugosidade S_a e S_q .

4.2 - Modelos de corte

No torneamento das lentes, devido ao pequeno diâmetro e particularmente em estruturas tipo dente de serra, é necessário usar ferramentas com geometrias especiais, onde raios pequenos não causem qualquer alteração à borda do perfil. Por este motivo, são

freqüentemente usadas ferramentas com raio ou semi raio com aresta de corte mínima, raio de ponta e ângulos de folga pequenos.

A Fig. 4.3 mostra esquematicamente um modelo genérico de usinagem para lente de Fresnel. A geometria da ferramenta utilizada com ângulo de saída igual a 0° e sem raio de ponta tem como objetivo garantir a fidelidade da forma, como também reduzir a rugosidade da superfície usinada. A operação de usinagem foi realizada em 3 etapas. No passo 1, a ferramenta se move ao longo do eixo Z, para gerar a superfície de incidência. Em seguida no passo 2 o movimento da ferramenta forma a face de saída da estrutura, e em 3 o recuo da ferramenta. A operação foi realizada do centro para a periferia da peça para que não causasse qualquer alteração no perfil devido ao efeito do contato do semi raio da ferramenta com o ápice da borda da estrutura.

Figura 4.3 - Modelo de corte com ferramenta sem raio de ponta.

Outro modelo para geração de estruturas de Fresnel e grade de difração pode ser mostrado na Fig. 4.4, utilizando ferramenta com raio de ponta $> 5 \mu\text{m}$. A geometria da ferramenta, no entanto, pode tornar impossível a obtenção de um perfil ideal, criando uma região indesejável denominada de região de sombra, que reduz a eficiência desejada devido ao raio R criado no canto do perfil das zonas de Fresnel.

O desenho esquemático está sem escala de modo a proporcionar melhor compreensão.

Figura 4.4 - Modelo esquemático de corte utilizando ferramenta com raio de ponta $> 5 \mu\text{m}$.

Na geração de microestruturas circular e anesférica, o modelo de corte mostrado na Fig. 4.5 também pode ser adotado, visto que devido à geometria da microestrutura, a ferramenta com semi raio $> 5 \mu\text{m}$ irá gerar o perfil sem que provoque danos ao mesmo.

Figura 4.5 - Modelo esquemático de corte utilizando ferramenta com semi raio de ponta mínimo.

4.3 - Mecanismo de formação dos cavacos

O mecanismo de formação do cavaco é de fundamental importância, pois mostra as propriedades do material com relação à integridade superficial, usinabilidade e características de usinagem.

A Fig. 4.6 (a) mostra o cavaco contínuo em forma de fita formado predominantemente no cisalhamento. Em (b) é possível identificar a superfície inferior na qual o cavaco faz contato com a ferramenta e onde ocorre intensa deformação plástica imposta devido à força de cisalhamento exceder a tensão de escoamento do material. Na Fig. 4.6 (c) é possível observar os segmentos em forma de lamelas justapostas formadas na parte superior do cavaco.

A zona de transição caracteriza a mudança de um grão para outro, ocasionando a variação da espessura das lamelas. Note-se o grau de adesão e uniformidade das lamelas causadas pela deformação plástica do material, indicando a grande precisão e reprodutibilidade na usinagem com ferramenta de diamante. A medida do espaçamento entre as lamelas varia com a orientação cristalográfica e indica a dependência do corte em relação à orientação cristalográfica. É sempre perpendicular à direção de corte, independente da orientação cristalográfica da peça. Em (d) pode ser visto esquematicamente o modelo de atuação do avanço (f) e da profundidade de usinagem (ap), em relação à tração e compressão do cavaco. A influência da compressão provoca o desprendimento da região mais fina do cavaco, conforme mostrado no detalhe em (a).

(a)

(b)

(c)

(d)

Figura 4.6 – Análise da morfologia do cavaco feita através de MEV, usinado com $f = 1 \mu\text{m}$; $a_p = 1 \mu\text{m}$; rotação = 1000 rpm; $\gamma^\circ = 0$. (a) Cavaco em forma de fita. Magnificação: 500X. (b) Superfície interna e externa do cavaco. Magnificação: 1500X. (c) Estrutura lamelar na superfície inferior do cavaco que faz contato com a superfície de saída da ferramenta. Magnificação: 4500X. (d) Modelo esquemático do comportamento do cavaco do detalhe A.

No processo de corte de estruturas de Fresnel ou grades de difração, o fator mais importante que afeta a precisão e fidelidade do canto da ranhura é a ponta da ferramenta de corte. Depois de utilizada em vários testes com diferentes parâmetros de usinagem, a ferramenta foi caracterizada através da microscopia eletrônica de varredura, Fig. 4.7 (b), onde é visível a presença de lascamentos ao longo da aresta. Esta condição pode ser decorrente do processo de desgaste da ferramenta onde os efeitos não são notados imediatamente, pois no

torneamento de ultraprecisão de materiais dúcteis é comum que as inclusões e/ou partículas duras sejam responsáveis por pequenos entalhes na aresta da ferramenta. Deve ser considerado que o desgaste prematuro também pode ser decorrente de imperfeições, principalmente inclusões, no interior da ferramenta.

Figura 4.7 – Fotomicrografia feita através de MEV da ferramenta de diamante monocristalino. (a) Antes da usinagem. Magnificação: 63X. (b) Após a usinagem. Magnificação: 3000X.

Na Fig. 4.8 (a), a imagem feita através da microscopia óptica da superfície do inserto da lente anesférica mostra a microestrutura com o contorno dos grãos do material. Em (b) pode ser visto as marcas da ferramenta várias vezes no mesmo grão, evidenciando que o passo $f = 1 \mu\text{m}$ usado no experimento é menor que o tamanho médio do grão, ocasionando que o corte seja realizado dentro deste. Os contornos dos grãos influenciam no acabamento da superfície usinada por conterem impurezas decorrentes do processo de fundição durante a solidificação do material.

(a) (b)

Figura 4.8 – Microscopia óptica de superfície. (a) Contornos dos grãos na cavidade anesférica. Magnificação: 200X. (b) Detalhe A ampliado mostra as marcas da ferramenta no mesmo grão.

4.4- Geração da estrutura de Fresnel

Neste trabalho o objetivo principal foi estudar a fidelidade da replicação de micro estruturas. Sabe-se que a lente de Fresnel é obtida a partir da planificação de uma lente côncava ou convexa. Entretanto, a composição da estrutura de Fresnel pode ser vista de uma forma simplificada como a união de uma estrutura *blaze grating* (grade de difração) com leve curvatura na sua porção inclinada. Sendo assim, decidiu-se estudar separadamente o comportamento do processo de preenchimento das estruturas que se assemelham à estrutura de Fresnel. Portanto, a sequência de apresentação dos resultados seguirá uma linha de composição de estrutura de Fresnel.

4.4.1- Grade de difração

Uma lente de Fresnel é formada por estruturas concêntricas em forma de dentes de serra que fornece funções tais como, condensação e dispersão de raios, chamadas grades de difração, que são elementos ópticos difrativos, amplamente utilizados devido a sua alta eficiência.

No entanto, é difícil produzir em grande escala estruturas cíclicas altamente delgadas. Nos últimos anos a fotolitografia e tecnologias de corte contribuíram para que o processamento destas estruturas fosse feito com precisão a custo razoavelmente aceitável. Ou seja, o desenvolvimento da nanotransformação de precisão expandiu as necessidades para uso da grade de difração como, por exemplo, em leitores de **DVD** e dispositivos de comunicação óptica.

Os recentes avanços em equipamentos de múltiplos eixos que utilizam ferramentas de diamante, combinados com novas técnicas e materiais, permitem grande flexibilidade na usinagem direta de grades de difração com ângulos e passos variáveis.

A microestrutura apresentada na Fig. 4.9 (a) caracteriza uma grade de difração usinada em um inserto de cobre eletrolítico com ferramenta de diamante, em um torno de ultraprecisão, tendo passo de 160 μm e altura de 20 μm , em (b) o perfil da estrutura apresenta boa reprodutibilidade sendo que no detalhe A pode ser visto que no fundo do molde as ranhuras são nítidas e bem formadas, resultantes do uso de ferramenta sem raio de ponta. Em

relação à altura de projeto, houve diferença de 2,0688 μm , em relação ao valor máximo de 17,9312 μm obtido na usinagem.

Em (c), é apresentada a microscopia eletrônica de varredura do inserto da grade de difração após o processo de injeção.

Os valores da rugosidade $S_a = 13,73 \text{ nm}$ e $S_q = 17,08 \text{ nm}$, mostrados em (d) são menores se comparados com os valores obtidos nos testes preliminares, quando da usinagem do material dos insertos, que podem ser decorrentes de alguns fatores oriundos do processo de usinagem e/ou orientação cristalográfica do material.

Figura 4.9 – Inserto da grade de difração. (a) Molde em 3D. (b) Perfil da estrutura. (c) Mev do inserto após a moldagem. Magnificação: 41X. (d) Parâmetros de rugosidade.

4.4.2- Estrutura circular

Uma estrutura composta por anéis concêntricos é também formadora de estruturas de Fresnel. Uma aplicação para este tipo de estrutura está no dispositivo sensor de frentes de onda com simetria cilíndrica para medir aberrações ópticas também conhecido como sensor de Castro, cuja patente tem o nº PI0201535 8 (SCHOR et al, 2002). A Fig. 4.10, mostra o exemplo de microestrutura circular.

Figura 4.10 - Desenho esquemático do perfil de uma microestrutura circular.

Na Fig. 4.11 (a) a perfilometria mostra a imagem em 3D do inserto de estrutura circular usinado com ferramenta de diamante monocristalino. Na Fig. 4.11 (b) os valores da rugosidade $S_a = 14,87 \text{ nm}$ e $S_q = 19,03 \text{ nm}$ indicam que o processo de usinagem foi bem executado em função das condições de usinagem pré-determinadas. Em (c) o perfil mostra a fidelidade dessa estrutura, obtida na operação de usinagem, tendo como exemplo o passo referente à dimensão S , cujo valor de projeto é 500 μm . A diferença em relação à superfície usinada foi de 5 μm .

Figura 4.11 – (a) Imagem 3D da microestrutura do sensor de frente de onda. (b) Valores da rugosidade S_a . (c) Perfil da estrutura mostrando o valor do passo do canal circular, (d) Imagem feita através de MEV da cavidade usinada. Magnificação: 41 X.

4.4.3 Estrutura de Fresnel

A Fig. 4.12 (a) apresenta a MEV da cavidade do inserto antes do processo de injeção. O resultado da microscopia em (b) mostra que a superfície usinada com ferramenta de diamante apresenta marcas características da ferramenta, além de alguns microsulcos. Esses defeitos podem resultar em desempenho óptico reduzido, tais como a dispersão e distorção, afetando a qualidade das imagens. Na Fig. 4.12 (c) está caracterizado o perfil da microestrutura usinada onde pode ser visto no detalhe A, exemplo de pequenas rebarbas

localizadas em algumas regiões na borda da estrutura, possivelmente devido à diferença de orientação cristalina dos grãos de cobre.

Em (d) é apresentada uma superfície usinada bem lisa onde as zonas de Fresnel podem ser claramente identificadas com os anéis concêntricos, indicando que os cortes das microranhuradas foram realizados no regime dúctil, que pode ser constatado na análise da morfologia do cavaco apresentada na Fig. 4.6 do item 4.3.

Figura 4.12 – Fotomicrografia feita através de MEV do inserto da lente de Fresnel antes do processo de injeção. (a) Cavidade do inserto inclinado a 55° Magnificação: 100X. (b) Marcas da ferramenta e microsulcos na lente. Magnificação: 650X. (c) Detalhe A. Magnificação: 500X. (d) Vista superior das zonas de Fresnel. Magnificação: 250X.

A perfilometria do inserto também foi realizada antes deste ter sido utilizado. A Fig. 4.13 (a) mostra a topografia tridimensional de parte do centro e dos anéis. Na Fig. 4.13 (c) no

perfil da estrutura observa-se diferença de alturas dos anéis que, segundo Purcel e Davies, (2007) é uma limitação comum com perfilômetros ópticos, pois existe assimetria no instrumento que faz com que estas quedas sejam mais acentuadas nas laterais, direita e esquerda, da lente do que nos lados de cima e de baixo, e também devido à limitação do ângulo de inclinação da lente em 30° (HANSEN et al, 2006). No perfilômetro óptico foi determinado o valor máximo, no lado de baixo do inserto, da altura do perfil (sag), de $28,0054 \mu\text{m}$, resultando diferença de $1,946 \mu\text{m}$ em relação à altura de projeto, equivalente $30 \mu\text{m}$.

O valor da rugosidade S_a medido no lado de inclinação do perfil da estrutura é de $28,42 \text{ nm}$.

(a)

(b)

(c)

Figura 4.13 – Perfilometria do inserto da lente Fresnel antes da moldagem. (a) Imagem tridimensional do inserto. (b) Parâmetros rugosidade do perfil. (c) Perfil da estrutura.

4.4.4 Estrutura anesférica

As cavidades dos insertos foram analisadas através de MEV e perfilometria óptica, antes e depois do processo de injeção.

A perfilometria óptica do inserto antes da injeção é apresentada na Fig. 4.14, sendo o centro da cavidade do inserto mostrado em (a). Em (b) são apresentados os parâmetros de rugosidade, cujo valor de S_a é 23,81 nm e S_q é igual a 29,96 nm. Estes valores são superiores aos obtidos nos testes preliminares de usinagem mostrados na Tabela 17 ($S_a = 17,83$ nm e $S_q = 24,42$ nm), acarretando diferença de $S_a = 5,98$ nm e $S_q = 5,54$ nm, consideradas desprezíveis. O aumento da rugosidade da cavidade do inserto pode ser decorrente de alguns fatores como: trajetória da ferramenta ou arranhões decorrente do contato do cavaco com a superfície. O perfil da cavidade apresenta contorno bem delineado como mostrado em (c) indicando a fidelidade da curva em relação à trajetória da ferramenta.

(c)

Figura 4.14 – Inserto antes do processo de injeção. (a) Centro da cavidade da lente anesférica. (b) Valores da rugosidade S_a e S_q do inserto antes da moldagem. (c) Perfil da cavidade do molde na direção do avanço.

O resultado da perfilometria do inserto após a moldagem é mostrado na Fig. 4.15. Em (a) é apresentada a cavidade após a injeção das lentes. Em (b) são mostrados os valores da rugosidade $S_a = 26,11$ nm e $S_q = 33,45$ nm. Comparando estes valores, com os medidos antes do processo de injeção, pode ser visto que em ambas as condições estes valores estão bem próximos, ou seja, a diferença S_a é de 2,3 nm e S_q igual a 3,49 nm. Os resultados apresentados no gráfico da Fig. 4.14 confirmam que não houve deterioração ou qualquer dano em relação à superfície do inserto durante o processo de injeção, o que confere boa reprodutibilidade ao produto final.

Figura 4.15 – Inseto após o processo de injeção. (a) Centro da cavidade da lente anesférica. (b) Valores da rugosidade S_a e S_q .

O gráfico da Fig. 4.16 mostra a comparação entre as rugosidades dos insertos antes e após a moldagem, sendo que o pequeno aumento dos valores verificado entre as duas condições é decorrente do acúmulo do material injetado na cavidade do inserto durante o processo.

Figura 4.16 – Gráfico de rugosidades do inserto anesférico antes e após a moldagem.

A microscopia eletrônica de varredura, Fig. 4.17 (a), mostra a cavidade usinada antes de ser injetada, onde a exemplo da Fig. 4.8, pode ser visto o contorno dos grãos. Em (b) a cavidade da lente anesférica após o processo de injeção.

Figura 4.17 – Fotomicrografia feita através de MEV da cavidade do inserto da lente anesférica. (a) Antes do processo de injeção. Magnificação: 60X. (b) Após o processo de injeção. Magnificação: 60X.

4.4 - Simulação do processo de injeção

Para realização da simulação do processo de moldagem por injeção das lentes, anesférica e de Fresnel, foi usado o programa Moldflow Plastic Insigth 5.0. Este programa utiliza o modelo de viscosidade de Cross-WLF.

Como o material utilizado nesta pesquisa, Plexiglas ® V825, não está incluído na base de dados do Moldflow, para a simulação foi selecionado o PMMA Altuglas V825T, ambos fabricados pela empresa Altuglas International com as mesmas características e propriedades, embora os nomes difiram por razões comerciais e regionais.

O modelo tridimensional da peça moldada inclui duas cavidades simetricamente dispostas, ponto de injeção, canal de alimentação e poço. Este modelo foi gerado pelo programa SolidWorks Office Premium 2008 como mostrado na Fig. 4.18.

Figura 4.18 – Malha de elementos finitos do modelo tridimensional incluindo cavidades, canais e poço.

A simulação foi discretizada com 53438 elementos triangulares e 26721 nós ao longo de todo conjunto, sendo que a razão de aspecto máxima é 9.6862. No Anexo D, é apresentado o resultado da simulação do processo de injeção.

A análise de enchimento no programa Moldflow foi feita com o intuito de verificar não apenas o enchimento, mas também as condições de pressão e temperatura do material fundido, e a existência e localização de prisões de ar.

No enchimento, foi obtido um tempo de 0,8212 segundo. Esta opção incrementou a velocidade de injeção, o que é desejável, pois reduz o tempo de contato entre o polímero e a parede da cavidade do molde evitando resfriamento antecipado e injeção incompleta. Na Fig. 4.19, o fluxo do material inicialmente preenche o poço frio, entra nos canais de alimentação uniformemente, como na área em vermelho, e enche as cavidades dos insertos ao mesmo tempo.

Figura 4.19 – Simulação do tempo de enchimento.

A pressão atingida no enchimento, Fig. 4.20, no tempo de 0,8212 segundo, está dentro dos valores esperados e experimentais obtidos por outros autores para estruturas com características parecidas com as simuladas neste trabalho. Na análise de enchimento, foi possível obter o valor máximo para a pressão de injeção de 33,11 MPa, onde o equipamento neste aspecto, cumpre os requisitos necessários.

Figura 4.20 – Simulação da pressão no enchimento.

A temperatura da massa representa a energia que é transportada através de um determinado local. A temperatura do polímero fundido muda não só com o tempo e o local,

mas também com a espessura durante todo o ciclo de moldagem por injeção. É difícil ilustrar todas estas mudanças em um único gráfico. Em função disso, a temperatura total é usada para indicar a temperatura média ponderada de toda a espessura da massa. A temperatura da massa tem o significado físico da temperatura média de como o polímero fundido flui.

Se a temperatura máxima da massa está próxima à temperatura de degradação térmica do polímero, deve-se reconsiderar a geometria da peça ou alterar as condições do processo. Diferenças muito próximas destas temperaturas também podem causar retração não uniforme e empenamento do produto. Na Fig. 4.21 a simulação mostra que a temperatura da massa no final do enchimento foi de 230,2 °C.

Figura 4.21 – Simulação da temperatura no final do enchimento

O equipamento utilizado neste trabalho fornece as temperaturas ao longo de quatro regiões, desde o início da rosca até o ponto de injeção, durante a plastificação, como pode ser visto no exemplo da Fig. 4.22. No processo de injeção das amostras foram adotados os seguintes valores para estas regiões: $Z_1 = 195$ °C; $Z_2 = 200$ °C; $Z_3 = 205$ °C; **Bico de injeção** = 210 °C.

Figura 4.22 – Exemplo da variação da temperatura durante o enchimento

A temperatura na frente de fluxo, Fig. 4.23, mostra a temperatura que o polímero alcançou um nó especificado. Isto pode ser no final ou em intervalos especificados durante a análise. Se a temperatura da frente de fluxo é baixa em uma área da peça, pode ocorrer insuficiência de material no enchimento. Em áreas onde a temperatura é muito alta, a degradação do material e defeitos superficiais pode acontecer. Na simulação numérica, a temperatura de 230,1 °C permanece constante durante o enchimento, o que prevê bom resultado durante o processo.

Figura 4.23 – Temperatura na frente do fluxo.

A Fig. 4.24 mostra a análise da pressão de injeção em vários momentos durante o enchimento e fechamento. O resultado da pressão no local da injeção é muito útil para verificar se existem pontos de pressão, que normalmente é um sinal de desequilíbrio. Isso pode ser resolvido alterando a localização do(s) ponto(s) de entrada do material nas cavidades. Na simulação do processo foi observado que o aumento da pressão é gradativo até aproximadamente 8 MPa, e atinge o valor máximo de 33,1 MPa no final enchimento.

Figura 4.24 - Variação da pressão durante o enchimento.

Na Fig. 4.25 é apresentada a variação da força de fechamento da máquina de 0,7261 t. O valor máximo da força de fechamento resultante da simulação é inferior ao valor máximo admissível pela máquina de 220 kN, equivalente a 22,4 t. A força de fechamento é função da pressão de injeção e da área projetada da peça.

Figura 4.25 – Força de fechamento necessária.

4.5 - Análise do processo de injeção

Neste item são analisadas além do conjunto das microestruturas anesférica e de Fresnel, objetos desta pesquisa, a grade de difração e a estrutura circular também formadoras de uma lente Fresnel.

Os resultados de medição foram determinados com o uso do método de perfilometria óptica e de microscopia eletrônica de varredura.

A avaliação feita através da utilização do software Moldflow, permitiu antever o enchimento total das cavidades. Todavia, foi observado que a pressão de injeção não necessitava ser tão elevada quanto prevista na simulação de enchimento (55,09 MPa). Com as pressões que foram utilizadas em todas as fases, as cavidades não deveriam apresentar insuficiência de material durante a injeção que pudessem comprometer o processo.

A literatura considera que para a injeção de microestruturas com razão de aspecto maior que 1, as pressões de injeção devem estar situadas acima de 100 MPa (ROSATO et al, 2000). A pressão máxima utilizada nesta primeira fase de testes foi de 36 bar (3,6 MPa), que corresponde a 6,5% da pressão máxima obtida na simulação. As razões de aspecto das lentes anesférica e de Fresnel, são 3 e 10, respectivamente.

O ajuste do equipamento teve como referência os parâmetros obtidos na simulação numérica, mostrados no item 3.4. Deste modo, foram escolhidas as condições de partida para conferir o procedimento mais adequado, ou seja, temperatura de injeção de 210 °C,

temperatura do molde de 90 °C e tempo de enchimento de 0,8 s. Exemplo do produto obtido no teste preliminar pode ser visto na Fig. 4.26 (a), o material injetado apresentou aparência leitosa, com bolhas de ar decorrentes da falta de estabilização da temperatura no início do ciclo. Este procedimento serviu para aproximação da dosagem adequada do material e também para limpeza de resíduos que poderiam estar incrustados na rosca de injeção. Em (b) é mostrado o detalhe dimensional comparativo das lentes injetadas.

Figura 4.26 – Lentes. (a) Resultantes do ajuste do processo de injeção. (b) Lentes injetadas com 3 mm de diâmetro.

4.5.1 - Lente anesférica

A Tabela 18 apresenta o resumo dos parâmetros utilizados nos primeiros ensaios realizados, com a lente anesférica. O tempo de resfriamento foi de 9 s antes que o material fosse ejetado. Isto contribuiu para que fosse eliminada a curvatura do material proveniente do canal da bucha de injeção, que possui grande massa, em relação às lentes e canais de injeção. O aumento da pressão de injeção também contribuiu para reduzir o excesso de material que se formava em torno e no canal da lente, devido à diferença de altura entre a superfície da placa e o inserto.

Tabela 18 – Resumo dos parâmetros de injeção.

TESTE	TEMPERATURA MOLDE (°C)	TEMPERATURA INJEÇÃO (°C)	PRESSÃO INJEÇÃO (bar)	VELOC. INJEÇÃO (mm/s)	TEMPO INJEÇÃO (s)
SIMULADO	90	230	331		0,81
1	80	210	25	115	1,0
2	80	230	12	115	0,6
3	80	210	30	115	1,0
4	80	210	20	115	1,0
5	80	210	25	115	1,0
6	80	210	36	115	1,0

A perfilometria tridimensional da superfície da lente, Fig. 4.27 (a) gerou o parâmetro S_q de 25,85 nm de rugosidade relacionado em (b). Este valor se comparado com a rugosidade $S_q = 29,96$ nm, obtida na perfilometria do inserto antes do processo de injeção, mostrada na Fig. 4.14 (b), resulta em uma diferença de 4,11 nm entre o molde e a réplica, que é consideravelmente pequena para o processo.

Embora a superfície do inserto seja usinada com ferramenta de diamante, esta pode apresentar marcas periódicas da ferramenta como mostrado na microscopia óptica da superfície do inserto, conforme Fig. 4.8 (b). Esses defeitos podem resultar em desempenho óptico reduzido, tais como a dispersão e distorção. O processo de moldagem por injeção pode reduzir estas marcas e consequentemente a rugosidade, pois vai havendo o preenchimento de massa nas microcavidades da superfície, sendo que este fato pode estar relacionado com os resultados obtidos.

O microfuro, cujo perfil é mostrado em (c), tem abertura de aproximadamente 60 μm e profundidade próxima de 17 μm , localiza-se no centro da lente e é resultante da protuberância na cavidade do inserto devido à descentralização da ferramenta em relação à peça no torneamento. Este microfuro também foi observado em lentes fabricadas comercialmente.

Comparação entre os valores de rugosidade S_a e S_q relacionados ao inserto e a lente é apresentada na Tabela 19. A redução dos valores de rugosidade da lente pode ser decorrente do preenchimento das microirregularidades superficiais originadas na usinagem, pelo polímero, conferindo a superfície melhor acabamento.

Tabela 19 - Comparação entre os valores de rugosidade S_a e S_q da estrutura anesférica.

RUGOSIDADE (nm)	INSERTO (nm)	LENTE (nm)	DIFERENÇA (nm)	VARIAÇÃO (%)
S_a	23,81	20,74	3,07	12,89
S_q	29,96	25,85	4,41	14,71

Amplitude	
Sa	20.74 nm
Sq	25.85 nm
Ssk	-0.06
Sku	2.79
Sz	161.88 nm
Sp	83.15 nm
Sv	-78.73 nm
Setup Parameters	
Size	79 X 19
Spacing	827.16 nm
Processed Options	
Terms	None
Filtering	None

(a)

(b)

(c)

(d)

Figura 4.27 – Lente anesférica injetada com variação da pressão de injeção. (a) Imagem tridimensional da lente. (b) Parâmetros de rugosidade. (c) Perfilometria da cavidade da lente anesférica. d) Fotomicrografia feita através de MEV da lente anesférica inclinada a 55°. Magnificação: 65X.

O gráfico da Fig. 4.28 mostra a relação entre a pressão de injeção e a rugosidade das lentes injetadas. A pressão de injeção foi variada e a temperatura do molde mantida constante em 80 °C conforme os parâmetros apresentados na Tabela 18, onde pode ser visto que os menores valores da rugosidade S_a e S_q foram obtidos com a pressão de injeção de 12 bar, considerando a temperatura do molde 20 °C abaixo da T_g .

Figura 4.28 - Variação rugosidade da lente anesférica em função da pressão de injeção.

4.5.2 - Lente de Fresnel

Numa segunda etapa de testes utilizando somente insertos com as lentes de Fresnel, para avaliar a relação entre a superfície moldada e as condições do processo de injeção, foram feitos ajustes na pressão de injeção e temperatura do molde. Os demais parâmetros permaneceram inalterados como mostrado na Tabela 20.

Tabela 20 – Parâmetros de injeção para lentes de Fresnel.

TESTE N°	TEMPERATURA DE INJEÇÃO (°C)	VELOCIDADE DE INJEÇÃO (mm/s)	TEMPO DE INJEÇÃO (s)	PRESSÃO DE INJEÇÃO (bar)	TEMPERATURA DO MOLDE (°C)
1	210	115,5	0,8	70	85
2	210	115,5	0,8	100	85
3	210	115,5	0,8	130	85
4	210	115,5	0,8	130	100
5	210	115,5	0,8	130	115
6	210	115,5	0,8	130	130

Na Fig. 4.29 podem ser vistas as imagens referentes aos corpos de prova moldados em que a temperatura do molde foi mantida em 85 °C, que é 5 °C mais baixa que a temperatura de 90 °C obtida na simulação numérica. As pressões de injeção adotadas nestes testes foram de 70, 100 e 130 bar. Os detalhes das superfícies com alturas de 30 µm, feitas por MEV mostram a fidelidade da replicação da estrutura do molde no produto.

$T_{\text{molde}} = 85 \text{ °C}$; $P_{\text{injeção}} = 70 \text{ bar}$.

$T_{\text{molde}} = 85 \text{ }^{\circ}\text{C}; P_{\text{injeção}} = 100 \text{ bar.}$

$T_{\text{molde}} = 85 \text{ }^{\circ}\text{C}; P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar.}$

(a)

(b)

Figura 4.29 – Fotomicrografia feita através de MEV da lente de Fresnel injetada com $T_{\text{molde}} = 85 \text{ }^{\circ}\text{C}$. (a) Lente com diâmetro de 3 mm. Magnificação: 90X. (b) Detalhe das estruturas com alturas de 30 μm . Magnificação: 650X.

A rugosidade da lente medida através do perfilômetro Wyko é mostrada na Fig. 4.30. Para a superfície das lentes relacionadas aos experimentos com variação da pressão de injeção, o menor valor da rugosidade S_q foi de 36,60 nm, referente à pressão de injeção de 70 bar, considerando a temperatura do molde abaixo da T_g .

Comparando a rugosidade S_q de 35,93 nm caracterizada na perfilometria da superfície do inserto, Fig. 4.13 (b), e a rugosidade da lente cujo valor de 36,60 nm S_q é mostrado na Fig. 4.30 (b), se observa que a fidelidade do processo no que tange a replicação é satisfatória, pois a diferença entre as rugosidades medidas foi de 0,67 nm, que representa 1,9 %, e pode ser considerada desprezível.

Também foi investigada a diferença de altura entre a altura de 27,8827 μm do perfil da lente mostrado em (c), que comparado com a perfilometria da Fig. 4.13 (c) relacionada ao inserto cujo valor de, foi de 0,1224 μm , que é um valor desprezível, equivalente à taxa de replicação de 99,6%.

(a)

(b)

(c)

Figura 4.30 – Perfilometria óptica da lente de Fresnel moldada com variação da temperatura de injeção. (a) Perfil da lente em 3D. (b) Valor das rugosidades. (c) Perfil da estrutura tomado na direção X.

O gráfico da Fig. 4.31 mostra a relação entre a rugosidade S_q e a pressão de injeção das lentes injetadas. A pressão de injeção foi variada e a temperatura do molde mantida constante em 85 °C conforme os parâmetros apresentados na Tabela 20, onde o menor valor da rugosidade foi obtido com a pressão de injeção de 70 bar.

Figura 4.31 – Variação rugosidade S_q em relação à pressão de injeção na lente de Fresnel.

Para avaliar a relação entre a temperatura do molde e a rugosidade das lentes injetadas, esta foi ajustada em três níveis, a saber, 100, 115 e 130 °C. A pressão de injeção foi mantida constante em 130 bar durante o processo. Na Fig. 4.32, a MEV mostra as microestruturas de altura 30 μm com superfícies bem definidas significando que o polímero fundido fluiu facilmente no molde e replicou com fidelidade a forma da cavidade.

$P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}$; $T_{\text{molde}} = 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

$P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}$; $T_{\text{molde}} = 115 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

$P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}; T_{\text{molde}} = 130 \text{ }^{\circ}\text{C}.$

(a)

(b)

Figura 4.32 – Foto micrografia feita através de MEV da lente de Fresnel injetada com $P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}$. (a) Lente com diâmetro de 3 mm. Magnificação: 90X. (b) Detalhe das estruturas com alturas de 30 μm . Magnificação: 650X.

No processo de moldagem por microinjeção, uma vez que o volume de peças é muito pequeno, a quantidade de calor transferida do polímero para o molde também é reduzida e, portanto, o molde geralmente necessita ser aquecido para melhor fluidez e preenchimento da cavidade pelo material. No entanto, a temperatura do molde excessivamente alta, resultará inevitavelmente no tempo de ciclo mais longo e maior consumo de energia, sendo que estas condições devem ser referenciadas a T_g do material. Para resinas com melhor fluidez, a temperatura do molde pode ser bem próxima à T_g e, portanto o tempo de ciclo é mais curto e menor consumo de energia pode ser esperado.

Neste estudo, a temperatura do molde foi definida como a temperatura da superfície deste, que é controlada pelo sistema de aquecimento hidráulico do equipamento, onde o óleo com temperatura determinada é forçado a circular através dos canais da placa da cavidade. A temperatura do molde recomendada pelo fabricante da resina deve estar entre 80 e 90 $^{\circ}\text{C}$, sendo esta faixa de temperatura abaixo da temperatura de transição vítrea (T_g) do PMMA.

O gráfico da Fig. 4.33 mostra as medidas da rugosidade das lentes sob diferentes temperaturas do molde, obtidas com a pressão de injeção de 130 bar, constante em toda esta fase de testes. A rugosidade aumenta gradativamente à medida que a temperatura do molde aumenta. O menor valor da rugosidade foi obtido com a temperatura do molde de 100 $^{\circ}\text{C}$, bem próxima da T_g do polímero que é de 109 $^{\circ}\text{C}$. Como pode ser observado, o aumento da temperatura do molde tende a elevar os valores da rugosidade.

Figura 4.33 – Variação rugosidade S_q em relação à temperatura do molde na lente de Fresnel.

A Fig. 4.34 (a) mostra o perfil tridimensional da estrutura replicada com boa fidelidade no processo, conforme apresentado anteriormente na MEV na Fig. 4.32.

A rugosidade é mostrada em (b) onde o menor valor S_q foi de 53,77 nm. Comparando com a rugosidade S_q de 35,93 nm caracterizada na perfilometria da superfície da estrutura do inserto, Fig. 4.13 (b), se observa que a diferença entre as rugosidades medidas foi de 17,84 nm, que representa aproximadamente 50 %, é considerada excessiva.

A diferença entre a altura do perfil da lente mostrado em (c) cujo valor é de 26,5997 μm , comparado com a altura de 28,0054 μm relativa ao perfil do inserto mostrado na perfilometria da Fig. 4.13 (c) acusou decréscimo de 1,4057 μm correspondendo a taxa de replicação de 95%.

Com a variação dos parâmetros do processo na moldagem das lentes de Fresnel pode ser visto que a rugosidade aumentou consideravelmente com o aumento da temperatura do molde e da pressão de injeção.

Figura 4.34 – Perfilometria óptica da lente de Fresnel injetada com variação da temperatura do molde. (a) Perfil da lente em 3D. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura na direção X.

4.5.3 - Grade de difração

Na moldagem das lentes com estrutura referente à grade de difração também foram utilizados os mesmos parâmetros da Tabela 20 e as imagens da Fig. 4.35 mostram a microscopia eletrônica de varredura, referentes aos testes realizados com a temperatura de 85 °C e pressões de injeção de 70, 100 e 130 bar.

$T_{\text{molde}} = 85\text{ }^{\circ}\text{C}$; $P_{\text{injeção}} = 70\text{ bar}$.

$T_{\text{molde}} = 85\text{ }^{\circ}\text{C}$; $P_{\text{injeção}} = 100\text{ bar}$.

$T_{\text{molde}} = 85\text{ }^{\circ}\text{C}$; $P_{\text{injeção}} = 130\text{ bar}$.

(a)

(b)

Figura 4.35 – Fotomicrografia feita através de MEV da grade de difração injetada com $T_{\text{molde}} = 85\text{ }^{\circ}\text{C}$. (a) Lente com diâmetro de 8 mm. Magnificação: 41X. (b) Detalhe das estruturas. Magnificação: 600X.

O gráfico da Fig. 4.36 mostra a relação entre a rugosidade e a pressão de injeção das lentes injetadas. Com a pressão de injeção variada e a temperatura do molde mantida constante em $85\text{ }^{\circ}\text{C}$, o menor valor da rugosidade foi obtido com a pressão de injeção de 70 bar.

Figura 4.36 – Variação rugosidade S_q em relação à pressão de injeção na grade de difração.

A Fig. 4.37 (a) mostra o perfil tridimensional da estrutura replicada com a pressão de 70 bar, sendo que a rugosidade da superfície é mostrada em (b) onde o menor valor S_q foi de 17,09 nm . Comparando com a rugosidade $S_q = 17,08$ nm do inserto, Fig. 4.9 (d), se observa que praticamente não houve variação entre os valores (0,01 nm), confirmando a ótima replicação com as condições de moldagem aplicadas.

O perfil da lente mostrado em (c) cujo valor de 16,7098 μm , foi comparado com a altura de 17,9312 μm relativa ao perfil do inserto mostrado na perfilometria da Fig. 4.9 (b) apresentando decréscimo de 1,2214 μm .

(a)

(b)

(c)

Figura 4.37 – Perfilometria óptica da grade de difração moldada com variação da pressão de injeção. (a) Perfil tridimensional da lente. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura na direção X.

Na moldagem destas estruturas, as temperaturas do molde foram 100, 115 e 130 °C, sendo a pressão de injeção mantida constante em 130 bar. Na Fig. 4.38 as imagens de MEV mostram as microestruturas replicadas. Os detalhes em (a) e (c), representam microfragmentos do polímero parcialmente fundidos depositados na estrutura.

$P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}; T_{\text{molde}} = 100 \text{ }^{\circ}\text{C}.$

$P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}; T_{\text{molde}} = 115 \text{ }^{\circ}\text{C}.$

$P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}; T_{\text{molde}} = 130 \text{ }^{\circ}\text{C}.$

(a)

(b)

Figura 4.38 – Fotomicrografia feita através de MEV da grade de difração injetada com $P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}$. (a) Lente com diâmetro de 8 mm. Magnificação: 41X. (b) Detalhe das estruturas. Magnificação: 600X.

No gráfico da Fig. 4.39 são mostradas as medidas da rugosidade das lentes sob diferentes temperaturas do molde, obtidas com a pressão de injeção de 130 bar. Como pode ser observado, o aumento da temperatura do molde tende a elevar os valores da rugosidade. A rugosidade aumentou gradativamente até 115 °C e permanecendo constante até 130 °C. O

menor valor da rugosidade foi obtido com a temperatura do molde de 100 °C, bem próxima da Tg do polímero que é de 109 °C.

Figura 4.39 – Variação rugosidade S_q em relação à temperatura do molde na grade de difração.

É apresentada na Fig. 4.40 (a) perfilometria óptica da lente. Em (b) temos os parâmetros de rugosidade, cujo S_q é de 42,92 nm. Em comparação com a rugosidade do inserto igual a 17,08 nm, mostrada na Fig. 4.9 (d), se observa aumento excessivo da rugosidade da lente.

O perfil da lente mostrado em (c) apresenta altura de 17,5129 μm . Se comparado com a altura de 17,9312 μm relativa ao perfil do inserto mostrado na perfilometria da Fig.4.9 (b), apresentou decréscimo de 0,4181 μm .

(c)

Figura 4.40 – Perfilometria óptica da grade de difração injetada com variação da temperatura do molde. (a) Perfil tridimensional da lente. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura.

4.5.4 - Sensor de Frente de Onda

Na moldagem das lentes com estrutura circular, foram utilizados os mesmos parâmetros da Tabela 20. As imagens de MEV, da Fig. 4.41, mostram os testes realizados com a temperatura de 85 °C e pressões de injeção de 70, 100 e 130 bar. As manchas escuras em (c), representam micros fragmentos do polímero parcialmente fundido depositados na estrutura.

$P_{\text{injeção}} = 70 \text{ bar}$

(a)

$P_{\text{injeção}} = 100 \text{ bar}$

(b)

$P_{\text{injeção}} = 130 \text{ bar}$

(c)

Figura 4.41 – Fotomicrografia feita através de MEV do sensor de frente de onda injetado com $T_{\text{molde}} = 85 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Lente com diâmetro de 8 mm. Magnificação: 41X.

O gráfico da Fig. 4.42 mostra que os menores valores da rugosidade foram obtidos com a pressão de injeção de 70 bar.

Figura 4.42 – Variação rugosidade S_q em relação à pressão de injeção no sensor de frente de onda.

A perfilometria tridimensional da superfície da lente, Fig.4.43, (a) gerou o parâmetro S_q é de 19,47 nm de rugosidade relacionada em (b). Este valor se comparado com a rugosidade $S_q = 19,03\text{nm}$, obtida na perfilometria do inserto antes do processo de injeção, mostrada na Fig. 4.11 (b), resulta em diferença de 0,40 nm, o que reflete a excelente replicação do processo.

Em (c) o perfil mostra o valor do passo de $0,5010 \text{ }\mu\text{m}$ da estrutura replicada. O valor deste parâmetro referente ao inserto conforme mostrado na Fig. 4.11 (c) é $0,5054 \text{ }\mu\text{m}$, o que acarreta uma diferença de $0,0034 \text{ }\mu\text{m}$, considerada desprezível.

Figura 4.43 – Perfilometria óptica do sensor de frente de onda injetado com variação da pressão de injeção. (a) Perfil tridimensional da lente. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura.

Com a pressão de injeção constante em 130 bar, a temperatura do molde foi variada em 100, 115 e 130 °C. Imagens de MEV das lentes obtidas nesta condição podem ser vistas na Fig. 4.44.

Os pontos escuros e as manchas brancas que aparecem na superfície das lentes na Fig.4.44 são contaminações que podem ser decorrentes da degradação ou contaminação do material, como também limpeza do molde.

Figura 4.44 – Fotomicrografia feita através de MEV do sensor de frente de onda injetado com $P_{\text{injeção}} = 130$ bar. Lente com diâmetro de 8 mm. Magnificação: 41X.

Como apresentado no gráfico da Fig. 4.45, os menores valores da rugosidade S_q foram obtidos considerando a temperatura do molde de $100\text{ }^{\circ}\text{C}$, temperatura que está a 9°C abaixo da T_g .

Figura 4.45 – Variação rugosidade em relação à temperatura do molde.

Através da superfície tridimensional da lente da Fig. 4.46 (a) foi obtido o parâmetro S_q de 23,90 nm de rugosidade, conforme mostrado em (b). O valor da rugosidade $S_q = 19,03$ nm, obtida na perfilometria do inserto antes do processo de injeção, Fig. 4.11 (b), resultou no aumento de 4,87 nm entre o molde e a réplica, que não é significativo para o processo.

O valor do passo da estrutura replicada de $0,5044 \mu\text{m}$ é mostrado em (c). O valor do passo referente ao inserto conforme mostrado na Fig. 4.11 (c) é $0,5054 \mu\text{m}$, gerando desvio no espaçamento de $0,0010 \mu\text{m}$, considerado desprezível.

(a)

(b)

(c)

Figura 4.46 – Perfilometria óptica do sensor de frente de onda injetado com variação da temperatura do molde. (a) Perfil tridimensional da lente. (b) Valor das rugosidades (c) Perfil da estrutura.

Análises relacionadas ao grau de replicação das microestruturas, apresentadas podem ser vistas nos gráficos a seguir onde a taxa de replicação foi calculada a partir da eq. 19, sugerida por Yamada et al, (2008). Para as lentes de Fresnel e grade de difração foi considerada a altura e para a estrutura do sensor de frente de onda o passo foi o parâmetro de estudo.

$$\frac{H_r}{H_i} \times 100(\%) \quad (21)$$

onde,

H_i = altura do inserto (considerado o passo referente ao sensor de frente de onda)

H_r = altura da estrutura replicada (considerado o passo referente ao sensor de frente de onda)

A taxa de replicação é dependente das variáveis do processo, sendo que a temperatura do molde e a pressão de injeção foram estudadas. Na Fig. 4.47 o gráfico (a) mostra a taxa de replicação da lente de Fresnel onde se observa que o valor decresce com o aumento da pressão de injeção. Esta condição pode ser decorrente da dificuldade do deslocamento do fluxo nos canais e na cavidade do molde, em baixa viscosidade, devido à temperatura do molde, de 85 °C, estar abaixo da T_g . Em (b), com a pressão de injeção mantida constante e variando as temperaturas do molde acima da T_g , as taxas de replicação permaneceram praticamente constantes. Nas duas condições estudadas as taxas de replicação ficaram

situadas entre 94 e 99 %, significando que os parâmetros envolvidos no processo de moldagem estão proporcionaram um ótimo grau de replicação.

(a)

(b)

Figura 4.47 – Taxa de replicação da altura da lente de Fresnel em relação a: (a) Pressão de injeção. (b) Temperatura do molde.

Na Fig. 4.48 o grau de replicação relacionado à altura da estrutura da grade de difração também apresentou resultados satisfatórios. O gráfico mostrado em (a) onde houve variação da pressão de injeção, a taxa de replicação ficou entre 93% e 94%, e, em (b), considerando que as temperaturas do molde também foram ajustadas, os valores foram bem significativos ficando na faixa de 97% a 98%.

(b)

Figura 4.48 – Taxa de replicação da altura da grade de difração em relação a: (a) Pressão de injeção. (b) Temperatura do molde.

No sensor de frente de onda replicado, foi verificado a reprodutibilidade da dimensão do passo. O gráfico da Fig. 4.49 (a) onde no processo foi variada a pressão de injeção pode ser visto que a reta é constante, devido ao grau de replicação obtido de 99%.

(a)

Do mesmo modo em (b), a taxa de replicação permaneceu praticamente constante em 99%, assumindo agora a condição onde a temperatura do molde foi variada, e a pressão de injeção mantida em 130 bar.

(b)

Figura 4.49 – Taxa de replicação do passo do sensor de frente de onda em relação a: (a) Pressão de injeção. (b) Temperatura do molde.

Na Tabela 21 são apresentados os valores referentes ao grau de replicação das estruturas da lente de Fresnel, grade de difração e sensor de frente de onda, relativo às condições dos experimentos realizadas no processo.

Tabela 21 – Grau de replicação das estruturas da lente de Fresnel, grade de difração e sensor de frente de onda.

PARÂMETROS DO PROCESSO		TAXA DE REPLICAÇÃO (%)					
		LENTE DE FRESNEL		GRADE DE DIFRAÇÃO		SENSOR DE FRENTE DE ONDA	
		PRESSÃO DE INJEÇÃO (130 bar)	TEMP. DO MOLDE (85 °C)	PRESSÃO DE INJEÇÃO (130 bar)	TEMP. DO MOLDE (85 °C)	PRESSÃO DE INJEÇÃO (130 bar)	TEMP. DO MOLDE (85 °C)
TEMP. DO MOLDE (°C)	100	97,53		97,06		99,12	
	115	96,05		98,24		99,78	
	130	97,00		98,92		99,76	
PRESSÃO DE INJEÇÃO (bar)	70		99,06		93,18		99,12
	100		95,23		94,29		99,12
	130		94,28		93,97		99,12

CAPÍTULO 5

CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1 Conclusões

O principal objetivo desta pesquisa foi analisar o processo de moldagem por injeção para a replicação de microelementos ópticos poliméricos. Esta investigação inclui a aprendizagem sobre o processo de micromoldagem por injeção, sua capacidade de reproduzir características de pequenas lentes e suas limitações. Fatores como temperatura do molde e pressão de injeção foram estudados.

Este entendimento foi desenvolvido através de testes experimentais e simulação numérica. Por se tratar de conceitos diferentes daqueles aplicados na moldagem por injeção convencional, com pouca informação no âmbito nacional, tanto na indústria quanto no meio acadêmico, os resultados dos experimentos podem ser considerados satisfatórios e mostram que:

- É possível obter microelementos poliméricos moldados por injeção, com qualidade e precisão óptica, utilizando moldes usinados com ferramenta de diamante monocristalino, onde a redução do custo de produção para a fabricação de moldes e moldagem da lente é fator de suma importância.
- O processo é capaz de replicar microelementos ópticos em grandes volumes de produção com baixos tempos do ciclo de injeção. As lentes desta pesquisa foram moldadas com tempo de injeção de 0,8 segundo e velocidade de injeção constante de 115 mm/s.
- Os testes preliminares avaliaram os parâmetros de corte e geometria da ferramenta para usinagem dos insertos de cobre eletrolítico, sendo que a melhor combinação com o avanço de 1 $\mu\text{m}/\text{rev}$ e profundidade de usinagem de 1 μm resultou na rugosidade $S_a = 17,83 \text{ nm}$.
- A usinagem das cavidades dos insertos proporcionou alto grau de acabamento decorrente do mecanismo de formação do cavaco, observado nas imagens da microscopia eletrônica de varredura, bem como na avaliação da rugosidade S_a onde em relação aos quatro tipos de microestruturas analisadas os índices variaram entre 17,08 nm e 35,93 nm.

- Embora os valores da rugosidade do inserto e das lentes replicadas tenham ficado acima do esperado para superfícies ópticas, onde é recomendado estar na faixa de 5 a 10 nm, os experimentos apresentaram boa fidelidade de replicação.
- A avaliação realizada previamente através do software **Moldflow** permitiu utilização dos resultados obtidos com satisfatória margem de precisão. Os parâmetros utilizados nos experimentos tiveram pouca variação em relação aos resultados da simulação numérica, apresentando bom desempenho. Todavia, foi constatado que a pressão de injeção não necessitava ser tão elevada, como prevista na simulação de enchimento, sem que houvesse comprometimento do processo.
- Os resultados mostram que a diferença da rugosidade, S_q , das lentes injetadas em relação à rugosidade dos insertos ficou entre 0,01 nm e 4,41 nm, confirmando a alta fidelidade de replicação da superfície, quando a pressão de injeção foi de 130 bar e a temperatura do molde mantida constante, abaixo da T_g do material. Os maiores índices de rugosidade, S_q , medidos foram decorrentes do aumento da temperatura do molde acima da T_g .
- Embora nos testes realizados tenha sido constatado que a temperatura do molde em conjunto com a pressão de injeção influenciaram a qualidade da superfície moldada, não se pode considerar esta condição isoladamente, visto que outros parâmetros tais como, pressão de fechamento, tempo de injeção e velocidade de injeção também podem afetar os resultados.
- O grau de replicação das lentes injetadas indica que as condições do processo foram adequadas. Os índices obtidos relacionados à altura da estrutura de Fresnel e da grade de difração variaram de 93% a 99%. Estes valores foram obtidos com a temperatura do molde abaixo da T_g e podem estar relacionados com a dificuldade de preenchimento das estruturas devido à restrição ao deslocamento da massa polimérica, ocasionada pela alta viscosidade.
- Devido à característica da estrutura do sensor de frente de onda em facilitar a movimentação do polímero fundido na cavidade, mesmo com a temperatura abaixo da T_g , foi observado que o grau de replicação foi constante em 99% com a variação da pressão de injeção.
- Foi verificado que as medidas do diâmetro e do comprimento do canal de injeção poderiam ser 50% menores, pois evitaria o empeno do canal de injeção, como mostrado na Fig. 4.26 (a), além do desperdício de material.

- O equipamento utilizado atendeu as necessidades relacionadas ao processo de injeção, em função de sua reduzida capacidade de injeção e pelo pequeno diâmetro da rosca de plastificação, eliminando as perdas e evitando a degradação do material.

5.2 Trabalhos futuros

Neste trabalho o objetivo foi pesquisar a fabricação de microlentes poliméricas pelo processo de moldagem por injeção, a partir de moldes fabricados por torneamento de ultraprecisão. Como resultado, há considerável potencial para o desenvolvimento de novos métodos e a melhora dos processos existentes através de maior conhecimento técnico e da inovação. Existem várias questões fundamentais que devem ser consideradas na análise da micromoldagem por injeção.

O trabalho desenvolvido abre igualmente oportunidades de novas pesquisas e estudos que deverão ser objeto de investigações futuras, onde convém destacar:

- Fabricação de insertos em materiais que possuam maior resistência ao desgaste, utilizados para grandes volumes de produção e que proporcionem elevado acabamento óptico. Para tanto, é recomendado o uso de ligas como Be-Cu (cobre-berílio) ou Ni-Cu (níquel-cobre).
- Desenvolvimento de técnica e/ou dispositivo para usinagem dos insertos fora de centro a fim de eliminar os pontos de centro, oriundos da descentralização da ferramenta, que posteriormente são replicados na lente.
- Projeto e caracterização óptica da microlente, pois o presente trabalho reportou-se somente ao desenvolvimento do processo de injeção, não sendo objeto de estudo a caracterização óptica.
- Devido à grande variedade de polímeros ópticos existentes, é sugerida a realização de pesquisas para avaliar o comportamento destes, tanto no processo de moldagem como também na avaliação óptica principalmente com o PC (policarbonato).
- Estudar a influência de outros parâmetros do processo, tais como, velocidade de injeção, pressão de fechamento tempo de fechamento, com relação à qualidade da replicação e desempenho óptico.
- Desenvolvimento de lentes com estruturas e diâmetros com menores dimensões.
- Projeto e desenvolvimento de microinjetora a nível laboratorial, para desenvolvimento de técnicas e processos de microinjeção temperatura do molde

REFERÊNCIAS

AGASSANT, J.F.; AVENAS, P.; SERGENT, J. P.; VERGNES, B.; VINCENT, M. La Mise en Forme des Matières Plastiques, 3rd. Paris: Lavosier Tec et Doc.,1996. 605 p.

ALTUGLAS INTERNATIONAL. (2007). Technical Manual – Injection Moulding Resins. Disponível em < <http://www.altuglas.com/literature/pdf/203.pdf> >. Acesso em 16 de nov. de 2009.

ASAMI, M.; YOSHIKAWA, K.; OHI, Y.; OHMORI, H.; YAMAGATA, Y.; UEHARA, Y.; LIN, W.; SASAKI, T.; PAN, Y. (2003). Development of a Desktop Micro Injection Molding Machine. Key Engineering Materials, v. 238-239, p. 389-394.

AUTODESK MOLDFLOW. Disponível em: < <http://usa.autodesk.com> >.

BALLMAN, R.; SHUSMAN, T. (1959). Easy way to calculate injection molding set-up time. Modern Plastic, v. 126.

BAUER, T.; MÜLLER, W.; PETZOLD, S. (2000). Optik aus Kunststoff – Möglichkeiten und Grenzen. In: Jahrbuch für Optik und Feinmechanik. Berlin: Verlag Scheile & Schön, p.40-44.

BÄUMER, S. Handbook of Plastic Optics. , Weinheim: WILEY-VCH GmbH & Co. KGaA, 2005, cap.4, p.65-104.

BLÄSI, B.; BOERNER, V.; DÖLL, W.; DREIBOLZ, J. (1999). Periodic surface-relief structures on large areas for optical applications. 1st Gen. Meet. EUSPEN, Bremen, Alemanha, p.522-525.

BLOUGH, C.G.; ROSSI, M.; MACK, S.K.; MICHAELS, R.L. (1997). Single point diamond turning and replication of visible and near-infrared diffractive optical elements elements. Applied. Optics., vol. 36, n.30, p.4648-4654.

BOURDON, R.; SCHNEIDER, W. (2002). A Systematic approach to microinjection Molding. Medical Device Manufacturing & Technology, p. 1-3.

BRINKSMEIR, E.; PREUß, W.; GESSENHARTER, A. (2001). Manufacturing of calibration standards by diamond machining. Proc. of 2nd EUSPEN Int.l Conf., Turin, Italy, p. 680-683.

BRINKSMEIR, E.; PREUß, W. (1999). Fabrication of Precision Molds. 1st Gen. Meet. - Eur. Soc. for Prec. Eng. and Nanotechnol, Bremen, Alemanha, p.420-423.

BRINKSMEIR, E.; SCHMÜTZ, J. (1999). Na ultraprecisão, a chave para produtos avançados. Revista Máquinas e Metais, nov., p. 18-30.

BRINKSMEIR, E.; SCHMÜTZ, J. (1997). Generation and texture of surfaces in ultra precision cutting of cooper. Machining, Science and Technology, v.1, n.2, p.185 -193.

BRYDSON, J.A. Plastics Materials, 7th ed. Boston, MA: Butterworth-Heinemann, 1999. 920p.

CARPENTER, B.; SACHIN PATIL, R. H.; LILLY, B.; CASTRO, J. (2006). Effect of machine compliance on mold deflection during injection and packing of thermoplastic parts. Polymer, Engineering and Science, v. 46, n. 7, p. 844-852.

CHANG, P-C.; HWANG, S-J. (2006). Simulation on infrared rapid surface heating for injection molding. International Journal of Heat and Mass Transfer, v. 49, p. 3846-3854.

CHEN, S. C.; TSAI, R.I.; CHIEN, R. D. LIN, T. K. (2005). Preliminary study of polymer melt rheological behavior flowing through micro-channels. International Communications in Heat and Mass Transfer, v. 32, n. 3-4, p. 501-510.

CHEN, S. P.; PENG, H. S.; CHANG, J.A.; JONG, W. R. (2004). Simulations and verifications of induction heating on a mold plate. International Communications in Heat and Mass Transfer, v.31, n.7, p. 971-980.

CHEN, M.; YAO, D.; KIM, B. (2001). Eliminating flow induced birefringence and

minimizing thermally induced residual stress in injection molded parts. *Polymer –Plastics Technology and Engineering*, v. 40, p. 491-503.

CHEUNG, C. F.; LEE, W. B. *Surface generation in ultraprecision diamond turning: modeling and practices*. UK: Professional Engineering Publishing, 2003. 267 p.

CHIANG, H.H.; HIEBER, C.A.; WANG, K.K. (1991a). A unified simulation of the filling and postfilling stages in injection molding. Part I: Formulation. *Polymer Engineering and Science*, v.31, n. 2, p. 61-116.

CHIANG, H.H.; HIEBER, C.A.; WANG, K.K. (1991b). A unified simulation of the filling and post filling stages in injection molding. Part II: Experimental verification. *Polymer Engineering and Science*, v.31, n. 2, p. 125-139.

CONTOUR FINE TOOLING. (2010). *Catálogo técnico sobre ferramentas de diamante para usinagem de ultraprecisão*.

D'AMORE, A.; GABRIEL, M.; HAESE, W.; SCHIFT, H.; KAISER, W. (2004). Nano-replication: concentration of information. *Kunststoffe International*, n.2, p. 54-58.

DAVIS, A. (2009). Raytrace assisted analytical formulation of Fresnel lens transmission efficiency. *Proceedings of SPIE*, v. 7429, p. D1 – D12.

DAVIS, A.; KÜHNLENZ, F. (2007). Optical design using Fresnel lenses. Basic principles and some practical examples. *Optik & Photonik*, n. 4, p. 52 -55.

DAVIS, A.; BUSH, R. C.; HARVEY, J. C.; FOLEY, M. F. (2001). Fresnel lenses in rear projection displays. *Fresnel Optics*, Rochester, NY, USA, P-95, p. 1-4.

DESPA, M. S.; KELLY, K.W.; COLLIER, J. R. (1999). Injection molding of polymeric LIGA ARMs. *Microsystem Technologies*, v. 6, p. 60-66.

DIAZ, E. (2006). Optical systems benefit from aspherical lenses. *Optics & Laser Europe*, december, p. 25.27.

Dr. BOY GmbH & Co. KG. (2009). Instruction Manual Automatic Injection Moulding Machine BOY 22M.

EDMUND OPTICS INC. (2009). Aspheric lens designs. Disponível em <www.edmundoptics.com/technical-support/optics/aspheric-lens-designs/>. Acesso em 09 de out. de 2009.

EVANS, C. (1991). Cryogenic diamond turning of stainless steel. *Annals of the CIRP*, v.40, n.30, p.571-575.

EVANS, B.; MEHALSO, R. (2001). How small is small?: A guide to New microfabrication design and process techniques. *medical device & diagnostics industry*, v.11, p. 50-57.

FAN, B. F.; KAZMER, R.; THERIAULT, R.; POSLINSKI, A. J. (2003). Simulation of injection-compression molding for optical media. *Polymer, Engineering and Science*, v. 43, p.596-606.

FISHER, R. E.; TADIC-GALEB, B. (2000). *Optical System Design*. New Jersey: MacGraw-Hill. Cap. 7, p. 115-128.

FLEISCHER, J.; KOTSCHENREUTHER, J. (2007). The manufacturing of micro molds by conventional and energy-assisted process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 33, p. 75-85.

FLUCKE, C.; GLÄBE, R.; BRINKSMEIR, E. (2007). Manufacturing of moulds for the replication of prismatic microstructures by a novel diamond cutting process. *Industrial Diamond Review*, n. 1, p. 25-30.

FRAUNHOFER INSTITUTE FOR PRODUCTION TECHNOLOGY. (2005). Project title: Multi-material micro manufacture: Technologies and Applications. D 9.1 Classification of micro-optical components and their associated manufacturing technologies. 27 p.

FRESNEL TECHNOLOGIES, Inc. (2003). Fresnel lenses. Disponível em <www.fresneltech.com>. Acesso em 28. set. 2009.

FRIEDRICH, C. R.; KANG, S. D. (1994). Micro Heat Exchangers Fabricated by Diamond Machining. Precision Engineering, v.16, n.1, p.56-59.

GARCIA, M. C. R. (2007). Moldes para injeção de termoplásticos. Centro Federal de Educação Tecnológica de Pelotas. Unidade de Sapucaia do Sul. RS.

GIBOZ, J.; COPPONNEX, T.; MÉLE, P. (2007). Micro injection molding of thermoplastic polymers: a review. Journal of Micromechanics and Microengineering, v.17, p. R96 – R109.

GILL, D. D. (2002). Precision Replication of co-molded meso and micro optics through injection molding. Ph.D. Thesis. Dept°. of Mechanical and Aerospace Engineering. Graduate Faculty of North Carolina State University. Raleigh. 2002.

GORNIK, C. (2004). Injection molding of parts with microstructured surfaces for medical applications. Macromolecular Symposia, v. 217, n. 1, p. 365-374.

GOVIER, J. (2005). Technological advances ease use of aspherics. Laser Focus World, september, p. 68-70.

HALL, H. (2009). Polymer micro optics: because size matters. Optics & Laser Europe, may, p. 25-28.

HANSEN, H.N.; CARNEIRO, K.; HAITJEMA, H.; DE CHIFRE, L. (2006). Dimensional micro and nano metrology. Annals of CIRP, v.55, n° 2, p.721 -743.

HECKELE, M.; SCHOMBURG, W. K. (2004). Review on micro molding of thermoplastic polymers. Journal of Micromechanics and Microengineering, v.14, p.R1 – R14.

HIBER, C. A.; CHIANG, H. H. (1989). Some correlations involving the shear viscosity of polystyrene melt. Rheologica Acta, v. 28, p. 321- 332.

HIEBER, C. A.; SHEN, S. F. (1980). A finite-element/finite-difference simulation of the injection molding filling process. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, v.7, p.1-32.

HOFFMEISTER, H. W.; WENDA, A. (1999). 3D micromachining of single crystal silicon. 1st Gen. Meet. EUSPEN, Bremen, Alemanha, p.396-399.

HULST, F. V.; GEELEN, A.; GEBHARDT, A.; STEINKOPF, R. (2005). Diamond tools for producing micro-optic elements. *Industrial Diamond Review*, v.3, p. 58-62.

HUNG, W. N. P.; NGOTHAU, Y.; YUAN, S.; LEE, C.W.; ALI, M. Y. (2001). Micromolding of three-dimensional components. *Initiatives of precision engineering at the beginning of a millenium*. Academic Publishers, p. 142-146.

INDUSTRIAS ROMI S.A. (2010). *Literatura técnica sobre torno universal TORMAX 30*.

JASINEVICIUS, R. G.; DUDUCH, J. G.; PORTO, A. J. V. (2000). Atomic Force Microscopy Used For Surface Finish Inspection of Diamond Turned Monocrystalline Silicon. *Proc. of the 2nd Gen.Meet. EUSPEN, Copenhagen, Dinamarca*, v.2, p.390-397.

JÜTTNER, G.; NGUYEN-CHUNG, T.; GEHDE, M.; MENNING, G. (2006). Simulation of the filling process in micro-injection molding. *Institute of Mechanical and Plastics Engineering, Chemnitz University of Technology. Chemnitz. Germany*.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. (2006). *Manufacturing Engineering and Technology*, 5th Edition. New Jersey: Prentice Hall. Cap 28, p. 868-907.

KAMAL, M. R.; LAI-FOOK, R. A.; HERNANDEZ-AGUILAR, J. R. (2002). Residual thermal stresses in injection moldings of thermoplastics: A theoretical and experimental study. *Polymer, Engineering and Science*, v. 42, n. 5, p. 1098-1114.

KANG, S. (2004). Replication technology for micro/nano optical applications. *Japanese Journal of Applied Physics*, v.43, n. 8B, p. 5706- 5716.

KELLY, A. L.; WOODHEAD, M.; COATES, P. D. (2003). Comparison of injection molding machine performance. *Polymer, Engineering and Science*, v.45, p. 857-865.

KIMERLING, T. H.; LIU, W.; KIM, B. H.; YAO, D. (2006). Rapid hot embossing of polymer microfeatures. *Microsystem Technologies*, v.12, p.730-731.

KOGLER, K. (1999). Selection of plastics for optical applications. *Amptiac*, p.15-25.

KUMON, T.; TAKEUCHI, Y.; YOSHINARI, M.; KAWAI, T.; SAWADA, K. (2002). Ultraprecision compound V-Shaped microgrooving and application to dental implants. *Proc. of the 3rd Int. Conf. EUSPEN*, Eindhoven, Holanda, p.313-316.

LANGEN, H.; FASCIO, V.; WÜTHRICH, R.; VIQUERAT, D. (2002). Three-dimensional microstructuring of Pyrex glass devices – trajectory control. *Proc. of the 3rd Int. Conf. EUSPEN*, Eindhoven, Holanda, p.435-438.

LEE, B. K.; KIM, D. S.; KWON, T. H. (2004). Replication of microlens arrays by injection molding. *Microsystem Technologies*, v.10, p. 531-535.

LEO ELECTRON MICROSCOPY LTD. (1996). Catálogo técnico sobre equipamento para microscopia eletrônica de varredura.

LI, W.; JIN, Y. F.; LV, X.; KUA, C. H. (2004). A study on computer simulation of plastics lens molding process. *Materials Science Forum*, v. 471-472, p. 490-493.

LIGHTPATH® TECHNOLOGIES™. (2005). Using aspheric lenses. Disponível em < www.lightpath.com >. Acessado em 16 de dez. de 2007.

LIU, A.C.; CHEN, R.H. (2006). Injection molding of polymer micro-and-sub-micron structures with high aspect ratios. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 28, p. 1097-1103.

LU, X.; KHIM, L. S. (2001). A statistical experimental study of the injection molding of optical lenses. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 113, n. 1-3, p. 189-195.

MADOU, M.J. (2002). Fundamentals of Microfabrication - The Science of Miniaturization, 2nd Edition. New York: CRC Press. Cap.2, p.77-121.

MALZ, R.; BRINKSMEIER, E.; PREUß, W.; KOHLSCHEEN, J.; STOCK, H-R; MAYR, P. (2000). Investigation of the diamond machinability of newly developed hard coatings. Precision Engineering, v. 24, n.2, p.146–152.

MARSHALL, D.B.; EVANS, A.G.; YAKUBL, K.B.T.; TIEN, J. W.; KINO, G. S. (1983). The nature of machining damage in brittle materials. Proc. Royal Soc. London A 385, p. 461-475.

MARTYN, M.T.; WHITESIDE, B.; COATES, P.D.; ALLAN, P.S.; HORASBY, P. (2002). Studies of the process-property interaction of the micromoulding process. SPE ANTEC Proc.

MAYER, R. (2007). Precision Injection Molding. Optick & Photonick, n. 4, p. 46-51.

McFARLAND, A. W. (2004). Production and Analysis of the Polymer Microcantilever Parts. 329p. PhD Thesis. George W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, Georgia, US. 2004.

McFARLAND, A. W.; COLTON, J. S. (2004). Production and analysis of injection molded micro-optic components. Polymer, Engineering and Science, v. 44, n. 3, p. 560.

McKINNEY, M.R.; MITCHELL, S.; REID, J. (2001). The many facets of diamond turning. Laser Focus World, v. 37. n. 10, p. 9-11.

MICHAELI, W; KAMPS, T. (2007). Design of a micro injection moulding machine for thermosetting moulding materials. Proceedings of the Third International Conference on Multi-Material Micro Manufacture, Borovets, Bulgaria, p.1-3.

MICHAELI, W.; GÄRTNER, R. (2006). New demolding concepts for micro injection molding of microstructures. Journal of Polymer Engineering, v.26, n. 2-4, p. 161-177.

MICHAELI, W.; SPENNEMANN, A.; GÄRTNER, R. (2002a). New plastification concepts for micro injection moulding. *Microsystem Technologies*, v.8, p.55-57.

MICHAELI, W.; BÖLINGER, S.; FORSTER, J. (2002b). High precision optical plastics parts through innovative manufacturing technologies. *Proc. of the 3rd Int. Conf. EUSPEN*, Eindhoven, Holanda, p.317-320.

MICHAELI, W.; ROGALLA, A.; ZIEGMANN, C. (2000). Processing technologies for the injection moulding of hybrid microstructures. *Macromolecular Materials and Engineering*, v. 279, n. 1, p. 42-45.

MICHIGAN METROLOGY, LLC. (2009). *Glossary of Surface Texture Parameters*. p.46.

MIDOUX, M. (1988). *Mécanique et Rhéologie des Fluides en Genie Chimique*, 2nd ed.. Paris: Lavosier Tec et Doc.513 p.

MILS, B. ; REFORD, A. H. (1983). *Machinability of Engineering Materials*. New York : Applied Sciences. Cap. 5, p. 120.

MINAMI, K. Optical Plastics. In: BÄUMER, S. *Handbook of Plastic Optics*. Weinheim: WILEY-VCH, 2005, cap.5, p. 109-148.

MOLDFLOW PLASTIC INSIGHT 5.0. (2004). Autodesk, Inc.

MÖNKKÖNNEN, K.; HIETALA, J.; PÄÄKKÖNEN, P.; PÄÄKKÖNEN, E.J.; PAKKANEN, T.T.; JÄÄSKELÄINEN. (2002). Replication of sub-micron features using amorphous thermoplastics. *Polymer Engineering & Science*, v.42, p. 1600-1608.

MOON, S.; AHN, S.; KANG, S.; CHOI, D.; JE, T. (2001). Fabrication of refractive and diffractive plastic micro-optical components using microcompression molding. *Proceedings of SPIE*, v.4592, p.140-147.

MOREHEAD, M.; HUANG, Y.; HARTWIG, K. T. (2007). Machinability of ultrafine-grained cooper using tungsten carbide and polycrystalline diamond tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.47, n.2, p. 286-293.

NING, A. (1998). Plastic vs. Glass Optics: Factors to consider. Part of SPIE. "Precision Plastic Optics". Disponível em <<http://www.optics-online.com/doc/files/whitepap.pdf>. >. Acesso em 10. mar. 2005.

NISHIMOTO, R. A. (2001). Simulação numérica da injeção de termoplásticos em moldes – estudo comparativo de alguns modelos computacionais. 103p. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianopolis, 2001.

OLIVEIRA, R. A.; JASINEVICIUS, R. G.; DUDUCH, J. G. (2007). Hot embossing moulding evaluation of micro features generated by single point diamond turning. *Proceedings of the 7th Eeuspen International Conference*. Bremen.

OLIVEIRA, R. A. (2006). Avaliação da replicagem de moldes torneados com ferramenta de diamante usando prensagem a quente em polimetilmetacrilato (PMMA). 133p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

OPTICAL COATING LABORATORY, INC. (2002). A introduction to the design, manufacture and application of the plastic optics. Disponível em < <http://www.ocl.com/search/index.html>.>. Acesso em 22. mai. 2004.

ORFEUIL, M. (1981). *Electrothermie Industrielle; Fours et Equipements Thermiques Electriques Industriels*. Paris: Dunod. 803 p.

OSSWALD, T. A.; MENGES, G. (2003). *Materials science of polymers for engineers*, 2nd. München: Hanser Gardner Publications. 662 p.

SCHOR, P.; SIQUEIRA, W. C.A.; CARVALHO, L.A.V.; NETO, J.C.C. (2002). Dispositivo sensor de frentes de onda com simetria cilíndrica para medir aberrações ópticas. PI0201535 8

PIOTTER, V.; HOLSTEIN, N.; MERZ, L.; RUPRECHT, R.; HAUSSELT, J. (2002a). Methods for large scale manufacturing of high performance micro parts. Proc. of the 3rd Int. Conf. Eur. Soc. of Prec. Eng., Eindhoven, Holanda, p.337-340.

PIOTTER, V.; MULLER, K.; PLEWA, K.; RUPRECHT, R.; HAUSSELT, J. (2002b). Performance and simulation of thermoplastic micro injection molding. Microsystem Technologies, v.8, p.387-390.

PIOTTER, V.; BENZLER, T.; BAUER, W.; EMDE, A. (2000). Micro injection molding of components for microsystems. Proc. of the 2nd Gen. Meet. EUSPEN, Copenhagen, Dinamarca, v. 1, p. 182-189.

POLIMOLD Industrial S/A. Catálogo e Biblioteca de Moldes. Disponível em < <http://www.polimold.com/> >. Acesso em 20 de ago. de 2009.

PURCELL, D.; DAVIES, A. (2007). Advancing metrology for micro-optics manufacturing through an international collaboration with the Vrije Universiteit Brussel (VUB). University of North Carolina at Charlotte, Department of Physics and Optical Science, Charlotte, USA, p. 1-6.

RIEDL, M.J. (2001). Stretching the optical envelope - Single-point diamond turning cost-effectively increases optical designers options. Photon Spectra, v.35, n.6, p. 130-132.

RIEMER, O. (2008). A Review on Machining of Micro-Structured Optical Molds. Key Engineering Materials, v. 364-366, p. 13-18.

ROGERS, P.; RIMMER, D. (1999). Precision engineering of diffractive surfaces for advanced optics. 1st Gen. Meet. EUSPEN, Bremen, Alemanha, p.326-329.

ROSATO, D V; ROSATO, D.V.; ROSATO, M. G. (2000). Injection Molding Handbook, 3rd. Massachusetts: Kluwer Academic Publishers. 1488 p.

RÖTTING, O.; RÖPKE, W.; BECKER, H.; GÄRTNER, C. (2002). Polymer microfabrication technologies. Microsystem Technologies, v.8, p. 32-36.

RUDMANN, H.; ROSSI, M. (2004). Design and fabrication technologies for ultraviolet replicated micro-optics. *Optical Engineering*, v.43, n.11, p. 2575-2582.

RUPRECHT, R.; GIETZELT, T.; MÜLLER, K.; PLOTTER, V.; HAUSSELT, J. (2002). Injection molding of microstructured components from plastics, metals and ceramics *Microsystem Technology*, v.8, n.4-5, p. 351-358.

SAARINEN, J.; ROSSI, M.; GALE, M. T. (2005). Micro-Optics: Micro optics technology fulfills its promise. *Laser Focus World*, v. 41, n.10.

SAITO, T.; SATOH, I.; KUROSAKI, Y. (2002). A new concept of active temperature control for injection molding process using infrared radiation heating. *Polymer, Engineering and Science*, v.42, n. 12, p. 2418-2419.

SALT, M.; ROSSI, M. (2006). Replicated Micro-Optics for Multimedia Products. Disponível em < [http://www. heptagon.fi](http://www.heptagon.fi)>. Acesso em 12. jan. 2008.

SCHNEIDER, L.; KUNZMANN, H.; SCHULZ, M.; THIELE, K.; WEINGÄRTNER, I.; HASCHE, K.; HANNEMANN, J. (1999). Investigation of the topography and optical behaviour of microstructured Frenel lenses molds for injection. 1st Gen. Meet. EUSPEN, Bremen, Alemanha, p.462-465.

SCHOR, P.; SIQUEIRA, W. C.A.; CARVALHO, L.A.V.; NETO, J. C. C. (2002). Dispositivo sensor de frentes de onda com simetria cilíndrica para medir aberrações ópticas. PI0201535 8.

SHEN, Y.K.; WU, W. Y.; YANG, S.Y.; JIAN, H.M.; CHEN, C-C. A. (2004). Study on numerical simulation and experiment of lightguide plate in injection molding. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, v.23, n. 11, 1187-1206.

SINZINGER, S.; JAHNS, J. (2003). *Microoptics*. 2nd, Weinheim: WILEY-VCH GmbH & Co. KGaA. Cap.4, p.77-92.

SORNSUWIT, N.; TAKEUCHI, Y.; SAWADA, K.; SATA, T. (2000). Metal mold manufacturing of Fresnel lens by use of micro grooving technology. JSME International J. Series C, v. 43, n.1, p. 164-169.

SPATH, D.; ELSNER, J. (2002). Quality assurance of micro-mechanical components. Proc. of the 3rd Int. Conf. EUSPEN, Eindhoven, Holanda, p.403-406.

SU, Y-C.; SHAH, J. LIN, L. (2004). Implementation and analysis of polymeric microstructure replication by micro injection molding. Journal of Micromechanics and Microengineering. v.14, p. 415-422.

SUNNYVALE COMÉRCIO E REPRESENTAÇÕES LTDA. Representante Dr. Boy. www.sunnyvale.com.br.

TAKEUCHI, Y.; SAWADA, K.; SATA, T. (1996). Ultraprecision 3D micromachining of glass. Annals of the CIRP, v. 45, n.1, p. 401-404.

TEYSSIER, C.; DEVEREESE, C. (1995). What's Next for Plastic Optics?. Lasers & Optronics, v.14, n.13. p. 23-24.

TORRES, S. J. (2007). Simulação computacional do processo de injeção em ambiente virtual. Escola de Educação Profissional Nilo Bettanin. SENAI/RS.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. (2000). Metal Cutting, 4th ed. London: Butterworths-Heinemann. Cap. 8, p. 239.

VARELA, A. E.; KAMAL, M. R.; PATTERSON, W. I. (1996). A method for estimating bulk melt temperature and part weight in injection molding of amorphous thermoplastics. Advances in Polymer Technology, v.15, n.1, p.17-28.

VASCO, J. O. C. (2006). A micro fabricação aplicada ao processo de micro injeção. 204p. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia. Universidade do Minho. Minho.

VEECO INSTRUMENTS Inc. (2009). Catálogo técnico.

WEBER, L.; EHRFELD, W.; FREIMUTH, H. LACHER, M.; LEHR, H.; PECH, B. (1996). Micromolding - A powerful tool for the large scale production of precise microstructures. SPIE Proceedings, v. 2879, p. 156-166.

WECK, M.; FISCHER, S. (1999). Manufacturing of microstructured surfaces using ultraprecision turning, milling and shaping. 1st Gen. Meet. EUSPEN, Bremen, Alemanha, p.420-423.

WECK, M.; WENZEL, C., WINTERSCLADEN, M. (2002). Process chains for replication technologies of complex optic components. Proc. of the 3rd Int. Conf. Eur. Soc. of Prec. Eng., Eindhoven, Holanda, p.349-352.

WEINZERL, M. (2008). Ultraprecision Machining in Optics Manufacturing. 4M Workshop / CAS Conference, Sinaia, Romênia.

WENG, C.; LEE, W. B.; TO, S.; JIANG, B-Y. (2009). Numerical simulation of residual stress and birefringence in the precision injection molding of plastic microlens arrays. International Communications in Heat and Mass Transfer. v.36, p. 213-219.

WEULE, H.; STENGEL, G.; BUCHHOLZ. (2002). Variation of geometry and size for optimized demoulding, separation and handling of moulded microparts within automated PIM-process. Proc. of the 3rd Int. Conf. EUSPEN, Eindhoven, Holanda, p.419-422.

WHITESIDE, B. R.; MARTYN, M. T.; COATES, P. D. (2005a). In process monitoring of micromoulding—assessment of process. International Polymer Process, v.20, p.162-169.

WHITESIDE, B. R.; BROWN, E. C.; ONO, Y.; JEN, C. K. COATES, P. D. (2005b). Real-time ultrasonic diagnostics of polymer degradation and filling incompleteness in micromolding. Plastics, Rubber and Composites, v.34, p.387-392.

WHITESIDE, B. R.; MARTYN, M. T.; COATES, P. D.; GREENWAY, G.; ALLEN, P.; HORNSBY, P. (2004). Micromolding: process measurements, product morphology and properties. Plastics, Rubber and Composites, v.37, p.1-7.

WHITESIDE, B. R.; MARTYN, M. T.; COATES, P. D.; ALLAN, P. S.; HORNSBY, P. R.; GREENWAY, G. (2003). Micromoulding: process, characteristics and product proprieties. *Plastics, Rubber and Composites*, v.32, p.231-239.

YAMADA, K.; KOTARI, M.; MURAKAMI, O. (2008). Replicação define as propriedades ópticas de peças com ranhuras microscópicas. *Plástico Industrial*, n. 124, p. 38 – 47.

YAMAGATA, Y.; MORITA, S.; MORIYASU, S.; OHMORI, H.; HIGUCHI, T. (1999). Fabrication of microlens array by offset lathing method using 4-axis ultra high precision machine tool. 1st Gen. Meet. EUSPEN, Bremen, Alemanha, p.342-344.

YAN, J.; MAEKAWA, K.; TAMAKI, J.; KURIYAGAWA, T. (2005). Micro grooving on single-crystal germanium for infrared Fresnel lenses. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, v.15, p. 1925-1931.

YAO, D.; KIM, B. (2002). Simulation of the filling process in micro channels for polymeric materials. *Journal of Micromechanics and Microengineering*. v.12, p. 604-610.

YONG, R. J.; LOVELL, P. A. (1997). *Introduction to Polymers*, 2nd ed. London: Chapman & Hall. Cap.5, p. 372.

YU, M-C.; YOUNG, W-B.; HSUB, P-M. (2007). Micro-injection molding with the infrared assisted mold heating system. *Materials Science and Engineering A*, v. 460–461, p.288–295.

YU, L.; KOH, C. G.; LEE, L. J.; KOELLING, K. W.; MADOU, M. (2002). Experimental investigation and numerical simulation of injection molding with micro-features. *Polymer Engineering and Science*, v. 42, n.5, p. 871-888.

YUAN, S.; HUNG, N.P.; CHEN, L. K.; CHEN, G.; ZHAO, W.; SAMPER, V. (2003). Development of microreplication process micromolding, *Materials and Manufacturing Processes*, v. 18, n. 5, p. 731-751.

ZHANG, H.; ZHANG, X. (1994). Factors affecting surface quality in diamond turning of oxygen-free high-conductance copper. *Applied Optics*, v.33,n. 10, p. 2039-2042.

ZHAO, J.; XUEHONG, L.; CHEN, Y.; CHOW, L. K.; CHEN, G.; ZHAO, W.; SAMPER, V. (2005). A new liquid crystalline polymer based processing aid and its effects on micro-molding process. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 168, p. 308-315.

ZHAO, J.; MAYES, R. H.; CHEN, G.; XIE, H.; CHAN, S. P. (2003a). Effects of process parameters on the micro molding process. *Polymer, Engineering and Science*, v.43, n.9, p.1542-1544.

ZHAO, J.; MAYES, R. H.; CHEN, G.; CHAN, S. P.; XIONG, Z. J. (2003b). Polymer micromould design and micromoulding process. *Plastics, Rubber and Composites*, v.32, p.240-247.

ZHAO, J.; MAYES, M.R.; CHEN, G.; CHAN, P. S.; XIE, H.; JUAY, K. Y.; RAVI, N. (2002). Micro injection molding process technology development. SIMTech Technical Report. Singapore Institute of Manufacturing Technology.

ZHOU, M.; NGOI, B. K. A.; ZHONG, Z. W.; WANG, X. J. (2001). The effect of material microstructure on microcutting processes. *Materials and Manufacturing Process*, v. 16, n. 6, p. 815-828.

ANEXOS

Anexo A. Desenhos do produto, molde e dispositivos.

Figura A.1 – Projeto da lente anesférica.

Anexo A. Desenhos do produto, molde e dispositivos.

Figura A.2 – Projeto da lente Fresnel.

Anexo A. Desenhos do produto, molde e dispositivos.

Figura A.3 – Projeto da grade de difração.

Anexo A. Desenhos do produto, molde e dispositivos.

Figura A.4 – Projeto do sensor de frente de onda.

Anexo A. Desenhos do produto, molde e dispositivos.

Figura A.5 – Projeto do inserto

Anexo B. Especificação do material usado na moldagem.

RESIN					
ALTUGLAS® V 825T					
1 - GENERAL PROPERTIES		CONDITIONS	TEST METHOD	UNITS	
Density			ISO 1183	g/cm³	1.19
Water Absorption		23°C/50%HR	ISO 62	%	0.3
Mold Shrinkage			ASTM D-955	%	0.2-0.6
2 - RHEOLOGICAL PROPERTIES					
Rheology					
Melt Flow Index		230°C/3.8 kg	ISO 1133	g/10 min	2.8
Process					
Melt Temperature	mini			°C	230
	maxi				250
Mold Temperature	mini			°C	80
	maxi				90
Drying Conditions	time			h	2-4
	temperature			°C	85-90
3 - MECHANICAL PROPERTIES					
Rockwell Hardness			ASTM D-785		M-97
Tensile Strength		23°C	ISO 527-2	MPa	70
Elongation at break		23°C	ISO 527-2	%	6
Flexural Modulus		23°C	ISO 178	MPa	3300
Flexural Strength		23°C	ISO 178	MPa	103
Compressive Strength		23°C	ISO 604	MPa	117
Impact Resistance (Charpy, Notched)		23°C	ISO 179-2C	kJ/m²	2
Impact Resistance (Charpy, Unnotched)		23°C	ISO 179-2D	kJ/m²	11
Impact Resistance (Izod, Notched)		23°C	ISO 180/1a	kJ/m²	1.8
4 - OPTICAL PROPERTIES					
Refractive Index B			ISO R-489		1.49
Light Transmittance			ASTM D-1003	%	92
Haze			ASTM D-1003	%	0.5
5 - ELECTRICAL PROPERTIES					
Dielectric Strength			ASTM D-149	MV/m	19.7
Dielectric Constant		60 Hz	ASTM D-150		3.7
Dissipation Factor		1 MHz	ASTM D-150		0.04
Surface Resistivity			ASTM D-257	Ohm.cm	>10¹⁴
Volume Resistivity			ASTM D-257	Ohm.cm	>10¹⁸
6 - THERMAL PROPERTIES					
Vicat Softening Temperature		50 N	ISO 306	°C	108
HDT		1.82 MPa	ISO 75-2	°C	100
		0.45 MPa			103
Coefficient of linear expansion		[-30°C/23°C]	ASTM D-696	10⁻⁴/K	65
Specific Heat				J/(kg.°C)	2093
7 - FLAMMABILITY					
Fire Resistance			ASTM UL94	Class	HB

N.B.: The values quoted are the average of results obtained under laboratory conditions and are given only as an indication to enable customers to make best use of our products. Values reported are typical and should not be used for specification purposes.

Version June 2005

Altuglas® is a registered trademark and Altuglas International is a trademark belonging to Arkema.

Altuglas International
8, cours Michelet
F 92084 Paris La Défense 10 - Cedex 52
Tél. : +33 (0)1 46 00 89 89
Fax : +33 (0)1 46 00 89 58
www.altuglasint.com

ALTUGLAS
INTERNATIONAL
ARKEMA GROUP

Figura B.1 – Especificações da resina PLEXIGLAS® V825.

Anexo B. Especificação do material usado na moldagem.

Arkema Inc. CERTIFICATE OF ANALYSIS

Ship From:
LOUISVILLE, KY

Ship-To:
ARKEMA QUIMICA LTDA
AVENIDA IBIRAPUERA, 2.033, CJ. 44
MOEMA, CEP
04029-901 SAO PAULO, SP - BR
BRAZIL

Customer Number: 55965
Customer PO: 919392
Ship Date: 27.08.2009
Delivery Number: 81420527
Order Number: 1097510

Additional Copy/Fax to:
PLEXIGLAS ACRYLIC RESIN
PMMA POLIMETIL METACRILATO
NCM: 39061000

"CONTAINER DESTINADO AO TRA RODRIMAR-SANTOS"

Material: 12844 V-GRADE ACRYLIC RESIN
V825-100 CLRLS
1925# 35-25KG BAGS

Characteristic	Arkema Specification Limits	Batch Analysis
Container Number: NYKU539129-5/SEAL#16		
Batch: 0029G805 Quantity: 3.850,0 LB		
Foreign Particles	<=2	0
Melt Flow Rate,g/10mn	2,8-4,4	4,0
Residual Monomer,%	<=0,55	0,44
Batch: 0029H801 Quantity: 11.550,0 LB		
Foreign Particles	<=2	0
Melt Flow Rate,g/10mn	2,8-4,4	3,7
Residual Monomer,%	<=0,55	0,43
Batch: 0029H812 Quantity: 9.625,0 LB		
Foreign Particles	<=2	1
Melt Flow Rate,g/10mn	2,8-4,4	3,5
Residual Monomer,%	<=0,55	0,32

TECHNICAL INFORMATION AND DATA REGARDING THE COMPOSITION, PROPERTIES OR USE OF THE PRODUCTS DESCRIBED HEREIN IS BELIEVED RELIABLE. HOWEVER NO REPRESENTATION OR WARRANTY IS MADE WITH RESPECT THERETO EXCEPT AS MADE BY ARKEMA INC. IN WRITING AT TIME OF SALE. ARKEMA INC. CANNOT ASSUME RESPONSIBILITY FOR ANY PATENT LIABILITY WHICH MAY ARISE FROM THE USE OF ANY PRODUCT IN A PROCESS, MANNER OR FORMULA NOT DESIGNED BY ARKEMA INC..

CONTROLLED COMPUTER PRINTOUT - VALID WITHOUT A SIGNATURE

Figura B.2 – Certificado de análise da resina PLEXIGLAS® V825.

Anexo C. Resultados da simulação numérica do fluxo de enchimento na injeção.

Copyright Moldflow Corporation and Moldflow Pty. Ltd. All Rights Reserved.
Flow Analysis

Version: mpi500 (Build 04305)

Analysis running on host: Note-PC

Operating System: Windows

Processor type: GenuineIntel x86 Family 6 Model 23 Stepping 10 ~2199 MHz

Number of Processors: 2

Total Physical Memory: 2048 MBytes

Date : MAR08-11

Time : 16:08:52

** WARNING 98988 ** There may be a problem with the Fusion mesh. The mesh match ratio is 70.7 %, and the reciprocal mesh match ratio is 72.0 %. You may need to remesh the model or fix the unmatched elements using the Mesh Tools - Match Node option.

File name : produto_study_1_1_study_(copy)_(copy)~1

** WARNING 98780 ** No cooling channel is specified

No mesh for the cores was found.

Core shift analysis switched OFF

Summary of analysis inputs :

Solver parameters :

No. of laminae across thickness = 12

Intermediate output options for filling phase

No. of results at constant intervals = 20

No. of profiled results at constant intervals = 0

Intermediate output options for packing phase

No. of results at constant intervals = 20

No. of profiled results at constant intervals = 0

Melt temperature convergence tolerance = 0.2000 C

Mold-melt heat transfer coefficient = 2.5000E+04 W/m^2-C

Maximum no. of melt temperature iterations = 100

Material data :

Polymer : Atuglas V825T : Atoglas

PVT Model : 2-domain modified Tait

coefficients: b5 = 378.6000 K

b6 = 1.7000E-07 K/Pa

Liquid phase Solid phase

b1m = 0.0009 b1s = 0.0009 m^3/kg

b2m = 5.0450E-07 b2s = 6.2970E-08 m^3/kg-K

b3m = 1.8050E+08 b3s = 2.3180E+08 Pa

b4m = 0.0040 b4s = 8.3110E-05 1/K

b7 = 0.0000 m³/kg

b8 = 0.0000 1/K

b9 = 0.0000 1/Pa

Specific heat: Tabulated data:

Temperature Specific Heat

T (K) Cp (J/kg-K)

293.1500 1316.0000

313.1500 1386.0000

333.1500 1461.0000

353.1500 1543.0000

363.1500 1590.0000

373.1500 1680.0000

383.1500 1746.0000

393.1500 1818.0000

403.1500 2033.0000

413.1500 2066.0000

443.1500 2166.0000

513.1500 2300.0000

Thermal conductivity: Tabulated data:

Temperature Thermal Conductivity

T (K) K (W/m-K)

303.1500 0.2190

333.1500 0.1840

363.1500 0.1900

394.1500 0.2050

424.1500 0.2050

455.1500 0.2180

486.1500 0.2190

526.1500 0.2170

Viscosity model: Cross-WLF

coefficients: n = 0.2000

TAUS = 1.4450E+05 Pa

D1 = 1.5400E+16 Pa-s

D2 = 378.6000 K

D3 = 0.0000 K/Pa

A1 = 40.9700

A2T = 51.6000 K

Transition temperature = 95.0000 C

Mechanical properties data: E1 = 2800.0000 MPa

E2 = 2800.0000 MPa

v12 = 0.3800

v23 = 0.3800

G12 = 1010.0000 MPa

Transversely isotropic coefficient of

thermal expansion (CTE) data: Alpha1 = 5.6700E-05 1/C

Alpha2 = 5.6700E-05 1/C

Residual stress model without CRIMS

Process settings :

Machine parameters :

Maximum machine clamp force = 2.2000E+01 tonne

Maximum injection pressure = 2.5800E+02 MPa

Maximum machine injection rate = 5.0000E+03 cm³/s

Machine hydraulic response time = 1.0000E-02 s

Process parameters :

Fill time = 0.8000 s

Stroke volume determination = Automatic

Cooling time = 20.0000 s

Packing/holding time = 5.0000 s

Ram speed profile (rel):

% shot volume % ram speed

100.0000 100.0000

0.0000 100.0000

Pack/hold pressure profile (abs):

duration pressure

0.0000 s 150.0000 MPa

5.0000 s 0.0000 MPa

20.0000 s 0.0000 MPa

Ambient temperature = 25.0000 C

Melt temperature = 230.0000 C

Ideal cavity-side mold temperature = 90.0000 C

Ideal core-side mold temperature = 90.0000 C

NOTE: Mold wall temperature data from cooling analysis not available

Model details :

Mesh Type = Fusion

Match ratio = 70.7 %

Total number of nodes = 26721

Total number of injection location nodes = 1

The injection location node labels are: 71833

Total number of elements = 53438

Number of part elements = 53438

Number of sprue/runner/gate elements = 0

Number of channel elements = 0

Number of connector elements = 0

Average aspect ratio of triangle elements = 1.6565

Maximum aspect ratio of triangle elements = 9.6862

Minimum aspect ratio of triangle elements = 1.1552

Total volume = 1.4874 cm³
 Volume filled initially = 0.0000 cm³
 Volume to be filled = 1.4874 cm³
 Sprue/runner/gate volume to be filled = 0.0000 cm³
 Total projected area = 2.8298 cm²
 Filling phase results summary :
 Maximum injection pressure (at 0.821 s) = 33.1100 MPa
 End of filling phase results summary :
 Time at the end of filling = 0.8211 s
 Total weight = 1.5596 g
 Maximum Clamp force - during filling = 0.7261 tonne
 Recommended ram speed profile (rel):
 % stroke % speed

 0.0000 48.8718
 10.0000 61.0458
 20.0000 66.2879
 30.0000 71.0351
 40.0000 75.1648
 50.0000 79.4844
 60.0000 83.2706
 70.0000 88.3870
 80.0000 100.0000
 90.0000 93.3054
 100.0000 30.2560
 Melt front is entirely in the cavity at % fill = 0.0000 %
 Filling phase results summary for the part :
 Bulk temperature - maximum (at 0.800 s) = 230.3560 C
 Bulk temperature - 95th percentile (at 0.800 s) = 230.2120 C
 Bulk temperature - 5th percentile (at 0.821 s) = 228.8300 C
 Bulk temperature - minimum (at 0.821 s) = 194.3930 C
 Wall shear stress - maximum (at 0.821 s) = 2.0350 MPa
 Wall shear stress - 95th percentile (at 0.821 s) = 0.5233 MPa
 Shear rate - maximum (at 0.821 s) = 1.4239E+05 1/s
 Shear rate - 95th percentile (at 0.821 s) = 985.8460 1/s
 End of filling phase results summary for the part :
 Total part weight = 1.5596 g
 Bulk temperature - maximum = 230.2440 C
 Bulk temperature - 95th percentile = 230.1410 C
 Bulk temperature - 5th percentile = 228.8300 C
 Bulk temperature - minimum = 194.3930 C
 Bulk temperature - average = 229.2690 C
 Bulk temperature - RMS deviation = 0.7739 C
 Wall shear stress - maximum = 2.0350 MPa
 Wall shear stress - 95th percentile = 0.5233 MPa
 Wall shear stress - average = 0.3896 MPa
 Wall shear stress - RMS deviation = 0.1409 MPa

Frozen layer fraction - maximum = 0.0056
Frozen layer fraction - 95th percentile = 0.0054
Frozen layer fraction - 5th percentile = 0.0000
Frozen layer fraction - minimum = 0.0000
Frozen layer fraction - average = 0.0031
Frozen layer fraction - RMS deviation = 0.0019
Shear rate - maximum = 1.4239E+05 1/s
Shear rate - 95th percentile = 985.8460 1/s
Shear rate - average = 522.3690 1/s
Shear rate - RMS deviation = 1180.3700 1/s
Execution time
Analysis commenced at Tue Mar 08 16:08:50 2011
Analysis completed at Tue Mar 08 18:05:18 2011
CPU time used 6898.28 s

Figura C.1 – Análise do fluxo de enchimento.