

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**PROPOSTA DE UTILIZAÇÃO DE FERRAMENTAS CAE NO PLANEJAMENTO DO
PROCESSO DE MOLDAGEM POR INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS EM
MOLDES DE ESTEREOLITOGRAFIA**

TESE SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE
DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

ARMANDO SÁ RIBEIRO JÚNIOR

FLORIANÓPOLIS, MAIO DE 2003

PROPOSTA DE UTILIZAÇÃO DE FERRAMENTAS CAE NO PLANEJAMENTO DO
PROCESSO DE MOLDAGEM POR INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS EM MOLDES DE
ESTEREOLITOGRAFIA

ARMANDO SÁ RIBEIRO JÚNIOR

ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

DOCTOR EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA E APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

CARLOS HENRIQUE AHRENS, DR.ENG. - ORIENTADOR

MARCELO KRAJNC ALVES, Ph.D. – CO-ORIENTADOR

JOSÉ A. BELLINI DA CUNHA NETO, Dr. - COORDENADOR DO CURSO

BANCA EXAMINADORA

CARLOS HENRIQUE AHRENS, DR.ENG. - PRESIDENTE

ANTÓNIO SÉRGIO DUARTE POUZADA, Ph.D.

JONAS DE CARVALHO, Dr.

ANDRÉ OGLIARI, DR.ENG.

GEAN SALMORIA, DR.ING.

BIOGRAFIA DO AUTOR

Armando Sá Ribeiro Júnior, 34, é engenheiro mecânico formado em 1991 pela Universidade Federal da Bahia onde é professor do Departamento de Construção e Estruturas, desde 1996. Em 1995 defendeu sua dissertação de mestrado na Universidade Federal de Santa Catarina na área Projeto e Análise de Componentes Mecânicos.

À Carol com todo o meu amor.
Aos meus pais pelo amor e carinho constantes.
Ao Deus todo poderoso que nos dá o dom da vida a cada dia.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Carlos Henrique **Ahrens** pela orientação deste trabalho e por compartilhar planos, anseios e dificuldades da vida docente.

Ao Prof. **Marcelo** Krajnc pelo incentivo e apoio nas tomadas de decisões.

To my foreign supervisor Dr. Neil **Hopkinson** who made possible the development of the experiments at Loughborough University.

To **Rod** Springthorpe and **Naguib** Saleh for help me during the experimental works.

À CAPES pelo suporte financeiro através do programa PICDT.

Aos amigos do **Cimject**, **Valter**, **Diovani**, **Foggiatto**, **Lelo**, **Gean**, **Lafrata**, **Malone**, **Fraga**, **Fred**, pelo ambiente agradável e discussões saudáveis que permitiram um aprendizado constante.

To the Rapid Manufacture Group at Loughborough University, **Rinat**, **John**, **Mark**, **Richard**, **Russ**, **Andy**, **Candice**, **Farid**, **Choon**, **Dennis**, **Ruper**, **Saeed** and Prof. Phill **Dickens**, thanks very much.

AO Prof. André **Ogliari** pela amizade e incentivo constantes durante a jornada.

Aos baianos do Cimject **Alan** e **Wesley** pela gratidão, reconhecimento e amizade.

Ao **Rodrigo** e **Pereira** pelo auxílio nas análises com o Ansys.

Aos brasileiros em Loughborough, em especial **Renato** e **Roberto** que me acolheram e facilitaram a minha adaptação em um país distante.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

SIMBOLOGIA

RESUMO

ABSTRACT

1 - INTRODUÇÃO.....	1
1.1 - Evolução do processo de fabricação de protótipos.....	1
1.2 - Objetivo do trabalho.....	7
1.3 - Descrição dos capítulos.....	7
2 - COMPORTAMENTO E PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS RESINAS	9
2.1 - Introdução.....	9
2.2 - Processo de fotopolimerização.....	9
2.3 - Comportamento mecânico das resinas SL.....	15
2.3.1 - Efeito da pós-cura nas propriedades mecânicas das resinas SL.....	15
2.3.2 - Efeito da temperatura nas propriedades mecânicas das resinas SL....	20
2.3.3 - Efeito das temperaturas inerentes ao processo de injeção nas propriedades mecânicas das resinas SL.....	22
2.3.4 - Efeito das forças inerentes ao processo de injeção na resistência mecânica das resinas SL.....	23
2.4 - Considerações finais.....	24
3 - CARACTERÍSTICAS DE PROJETO E CAUSAS DE FALHAS DOS INSERTOS SL.....	26
3.1 - Introdução.....	26
3.2 - Sistemas de resfriamento utilizados nos insertos SL.....	26
3.3 - Análise de falhas em insertos SL.....	32
3.3.1 - Esforços atuantes nos insertos SL.....	33
3.3.2 - Tipos de falhas observadas no uso de insertos SL.....	40
3.3.2.1 - Ruptura generalizada do inserto.....	40
3.3.2.2 - Ruptura de <i>features</i>	41
3.3.2.3 - Ruptura localizada da camada superficial do inserto.....	42
3.3.2.4 - Falhas devido a deformações excessivas.....	43
3.4 - Avaliação da vida útil dos insertos SL.....	44
3.4.1 - Influência dos parâmetros de construção na vida útil dos insertos	

SL.....	45
3.4.1.1 - Espessura das camadas (Rugosidade).....	45
3.4.1.2 - Distância entre filetes.....	47
3.4.2 - Influência dos parâmetros de projetos na vida útil dos insertos SL.....	48
3.4.2.1 - Ângulo de saída.....	48
3.4.2.2 - Dimensões das <i>features</i>	50
3.4.2.3 - Linha de partição.....	50
3.4.3 - Influência dos parâmetros de injeção na vida útil dos insertos SL.....	51
3.4.3.1 - Efeitos da temperatura de injeção.....	51
3.4.3.2 - Efeitos da força de fechamento.....	52
3.4.3.3 - Efeitos das pressões de injeção e recalque.....	52
3.4.3.4 - Efeitos do tempo de resfriamento da peça.....	52
3.5 - Considerações finais.....	54
4 - AVALIAÇÃO DO EFEITO DOS CICLOS TÉRMICOS CARACTERÍSTICOS DO PROCESSO DE INJEÇÃO NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA RESINA VANTICO SL 7560®.....	56
4.1 - Introdução.....	56
4.2 - Desenvolvimento do experimento.....	55
4.2.1 - Justificativa e objetivos gerais.....	58
4.2.2 - Materiais e métodos.....	59
4.2.3 - Materiais e equipamentos utilizados.....	60
4.2.4 - Etapa 1 – Descrição e resultados.....	61
4.2.5 - Etapa 2 – Descrição e resultados.....	67
4.2.6 - Etapa 3 – Descrição e resultados.....	70
4.2.7 - Etapa 4 – Descrição e resultados.....	74
4.3 - Considerações finais.....	79
5 - SISTEMÁTICA PARA O PLANEJAMENTO DO PROCESSO DE INJEÇÃO EM INSERTOS SL EMPREGANDO SISTEMAS CAE.....	81
5.1 - Introdução.....	81
5.2 - Descrição da Sistemática.....	82
5.2.1 - Descrição das simulações do processo de injeção utilizando sistemas CAE...	85
5.2.2 - Descrição das análises térmicas transientes utilizando sistemas CAE.....	89
5.3 - Considerações Finais.....	91
6 - ESTUDO DE CASOS.....	93
6.1 - Introdução.....	93
6.2 - Estudo de casos.....	93

6.2.1 - Justificativas e objetivos gerais.....	93
6.2.2 - Materiais e métodos.....	94
6.2.2.1 - Projeto do Molde.....	94
6.2.2.2 - Definição das temperaturas de referência a serem adotadas.....	94
6.2.2.3 - Processo de moldagem por Injeção.....	95
6.2.2.4 - Análises numéricas.....	95
6.2.3 - Estudo de caso 1 - Descrição e resultados.....	96
6.2.4 - Estudo de caso 2 - Descrição e resultados.....	108
6.2.5 - Estudo de caso 3 - Descrição e resultados.....	115
7 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	123
7.1 - Conclusões.....	123
7.1.1 - Planejamento do processo de injeção em insertos SL.....	123
7.1.2 - Processo de injeção em insertos SL.....	124
7.1.3 - Projeto do inserto SL.....	125
7.1.4 - Comportamento das resinas SL.....	125
7.2 - Sugestões para trabalhos futuros.....	126
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	128
APÊNDICE A - RESULTADOS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO	
APÊNDICE B - INSERTOS UTILIZADOS NOS EXPERIMENTOS	
APÊNDICE C - DESCRIÇÃO DA MACRO	

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Classificação dos polímeros (Portsh & Michaeli, 1995).....	10
Figura 2.2 - Processo de estereolitografia.....	11
Figura 2.3 - Processo de fotopolimerização (Jacob, 1997).....	13
Figura 2.4 - Estilo de construção em camadas com as regiões não curadas.....	14
Figura 2.5 - Superposição dos filetes de cura no processo de estereolitografia.....	14
Figura 2.6 - Influência da pós-cura térmica e da temperatura nas propriedades mecânicas da resina Ciba SL 5170 (Mclaughlin Jr, 1996).....	16
Figura 2.7 - Comportamento dimensional de corpos de prova a verde e pós-curado 30 h em UV em função da temperatura (adaptado de Fernandes, 2001)....	19
Figura 2.8 - Variação da tensão de ruptura da resina SL 5170 em função da temperatura (adaptado de Hague, 1997).....	21
Figura 2.9 - Variação da tensão de ruptura da resina Vantico SL 7560 em função da temperatura (adaptado de Saleh, 2003).....	21
Figura 2.10 - Variação do módulo de elasticidade da resina Vantico SL 7560 em função da temperatura (adaptado de Saleh, 2002).....	22
Figura 3.1 - Propriedades mecânicas de uma peça fabricada com material semi-cristalino injetado em insertos SL e metálico (adaptado de Dusel et al., 1998).....	27
Figura 3.2 - Insertos fabricados em casca (Gomide, 2000).....	28
Figura 3.3 - Tipos de sistemas de arrefecimento utilizados em insertos SL (Ahrens et al., 2001).....	29
Figura 3.4 - Procedimento para a fabricação de insertos providos de canais de fluxo de calor (Ahrens et al., 2001).....	30
Figura 3.5 - Inseto provido de canais de fluxo de calor.....	31
Figura 3.6 - Sistema de resfriamento avaliado por Lafrata (2003).....	32
Figura 3.7 - Forças atuantes em insertos SL durante a extração da peça.....	33
Figura 3.8 - Efeito degrau (adaptadado de Giang & Colton, 2002).....	35
Figura 3.9 - Efeito da cura na força de extração da peça, atuantes em um inserto SL (adaptado de Cedorge et al., 1999).....	37
Figura 3.10 - Variação da força de extração com o número de peças injetadas (adaptado de Cedorge et al., 1999)	38
Figura 3.11 - Tensões térmicas atuantes em um inserto SL.....	38
Figura 3.12 - Efeito do fluxo polimérico nas paredes do inserto.....	40
Figura 3.13 - Ruptura generalizada em um inserto SL.....	40
Figura 3.14 - Rompimento de uma feature em um inserto SL.....	41
Figura 3.15 - Inseto com ruptura localizada da camada superficial.....	42

Figura 3.16 - Deformações plásticas em um inserto SL.....	44
Figura 3.17 - Modelagem da rugosidade superficial dos insertos SL (Giang & Colton, 2002).....	45
Figura 3.18 - Resultados do ensaio de dilatométrica em peça fabricadas com diferentes valores de espaçamento entre filetes (Salmoria et al., 2003).....	48
Figura 3.19 - Influência da espessura de camada e do ângulo de saída na força de extração (adaptado de Cedorge et al., 1999).....	49
Figura 3.20 - Linha de partição de um inserto de estereolitografia.....	50
Figura 3.21 - Inseto metálico com rompimento na linha de abertura (em destaque).....	51
Figura 3.22 - Influência do tempo de resfriamento da peça nas forças de extração (adaptado de Hopkinson, 1999).....	53
Figura 4.1 - Principais parâmetros envolvidos no projeto e uso de insertos SL.....	56
Figura 4.2 - Insetos utilizados no experimento da Etapa 1.....	61
Figura 4.3 - Dimensões dos corpos de prova e das cavidades dos corpos de prova.....	62
Figura 4.4 - Posicionamento dos termopares 1 e 2.....	63
Figura 4.5 - Peças injetadas durante a determinação dos parâmetros de injeção...	64
Figura 4.6 - Ciclos térmicos para temperaturas de referência de 40 °C (a) e 55 °C (b) lidos pelo termopar 2.....	65
Figura 4.7 - Novo leiaute do inserto móvel.....	66
Figura 4.8 - Ciclos térmicos para temperaturas de referências de 40 °C e 55 °C.....	67
Figura 4.9 - Ciclo térmico para uma temperatura de referência de 30 °C.....	68
Figura 4.10 - Folha de dados para acompanhamento do experimento.....	71
Figura 4.11 - Tabela de um conjunto de corpos de prova.....	71
Figura 4.12 - Tempos de resfriamento do inserto para temperaturas de referência adotadas.....	72
Figura 4.13 - Ciclos térmicos para as temperaturas de referência adotadas.....	73
Figura 4.14 - Programa computacional utilizado durante os ensaios a tração.....	74
Figura 4.15 - Ensaio de tração dos corpos de prova.....	75
Figura 4.16 - Resultados de tensão máxima para as temperaturas de referência adotadas.....	76
Figura 4.17 - Valores médios da tensão máxima em função da temperatura de referência adotada.....	77
Figura 4.18 - Resultados módulo de elasticidade para as temperaturas de referência adotadas.....	78
Figura 4.19 - Valores médios do módulo de elasticidade em função da temperatura de referência adotada.....	79

Figura 5.1 - Planejamento do processo de injeção em insertos SL.....	81
Figura 5.2 - Sistematização do planejamento do processo de injeção em insertos SL.....	83
Figura 5.3 - Simulação do processo de injeção em insertos SL utilizando ferramentas CAE.....	86
Figura 5.4 - Etapas da análise térmica dos insertos SL utilizando Sistemas CAE...	90
Figura 6.1 - Inseto utilizado no Estudo de Caso 1.....	96
Figura 6.2 - Porta-insertos utilizado no Estudo de Caso 1.....	96
Figura 6.3 - Montagem do termopar no inserto móvel.....	97
Figura 6.4 - Ciclos térmicos para temperaturas de referência de 40 °C, 50 °C e 60 °C para o inserto do experimento realizado no Estudo de Caso 1.....	98
Figura 6.5 - Temperaturas máximas lidas pelo termopar para as temperaturas de referência adotadas no Estudo de Caso 1.....	99
Figura 6.6 - Malha de elementos finitos para o inserto utilizado no Estudo de Caso 1.....	100
Figura 6.7 - Condição de contorno aplicada nas superfícies de contato.....	101
Figura 6.8 - Resultados numéricos e experimentais da variação de temperatura do inserto para o Estudo de Caso 1.....	104
Figura 6.9 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 40 °C (Estudo de Caso 1).....	105
Figura 6.10 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 50 °C (Estudo de Caso 1).....	106
Figura 6.11 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 60 °C (Estudo de Caso1).....	106
Figura 6.12 - Ciclos térmicos para temperaturas de referência de 50 °C e tempo de resfriamento de 20 e 40 segundos para o inserto do Estudo de Caso 2.....	109
Figura 6.13 - Tempo de resfriamento do inserto para os ciclos de injeção utilizando tempo de resfriamento da peça de 20 segundos e 40 segundos (Estudo de Caso 2).....	109
Figura 6.14 - Perfil de temperatura no início do ciclo de injeção para uma temperatura de referência de 50 °C.....	110
Figura 6.15 - Resultados numéricos de tempo de resfriamento da peça (Estudo de Caso 2).....	112
Figura 6.16 - Resultados numéricos e experimental da variação de temperatura do inserto para o Estudo de Caso 2.....	113
Figura 6.17 - Insetos utilizados no Estudo de Caso 3.....	115
Figura 6.18 - Ciclos térmicos para temperaturas de referência de 40 °C, 50 °C e 60 °C para o inserto do experimento 2.2.....	117

Figura 6.19 - Malhas de elementos finitos utilizadas no Estudo de Caso 3.....	118
Figura 6.20 - Resultados numéricos e experimentais da variação de temperatura do inserto para o Estudo de Caso 3.....	119
Figura 6.21 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 40 °C (Estudo de Caso 3).....	120
Figura 6.22 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 50 °C (Estudo de Caso 3).....	120
Figura 6.23 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 50 °C (Estudo de Caso 3).....	121

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Propriedades de algumas resinas utilizadas no processo de estereolitografia.....	12
Tabela 2.2 - Influência dos tratamentos de pós cura nas propriedades mecânicas da resina Somos 7110 (Salmoria et al., 2002).....	18
Tabela 2.3 - Efeitos da pós-cura térmica nas propriedades mecânicas da resina Vantico SL 7560 (adaptado de Saleh, 2002).....	20
Tabela 3.1 - Valores medidos de rugosidade de insertos construídos com diferentes espessuras de camadas (adaptado de Hopkinson et al., 1999).....	46
Tabela 4.1 - Parâmetros de processo utilizados no experimento 1.1.....	64
Tabela 4.2 - Resultados dos ensaios à tração.....	69
Tabela 6.1 - Parâmetros de injeção utilizados no experimento 2.1.....	97
Tabela 6.2 - Condições de contorno aplicadas nas análises do Estudo de Caso 1...	102
Tabela 6.3 - Propriedades materiais utilizadas nas análises numéricas.....	102
Tabela 6.4 - Erros percentuais entre os valores experimentais e numéricos para o Estudo de Caso 1.....	107
Tabela 6.5 - Parâmetros adotados nas análises reológicas do Estudo de Caso 2.....	111
Tabela 6.6 - Condições de contorno utilizadas nas análises transientes do Estudo de Caso 2.....	113
Tabela 6.7 - Parâmetros de injeção utilizados no experimento 2.2.....	116
Tabela 6.8 - Condições de contorno utilizadas nas análises transientes do Estudo de Caso 3.....	118

SÍMBOLOGIA

Lista de símbolos

3D: Tridimensional;

CAD: *Computer Aided Design*, Projeto Auxiliado por Computador;

CAE: *Computer Aided Engineering*, Engenharia Auxiliada por Computador;

CAM: *Computer Aided Manufacturing*, Manufatura/Fabricação Auxiliada por Computador;

DSC: *Differential Scanning Calorimetry*, Calorimetria Diferencial de Varredura

RP: *Rapid Prototyping*, Prototipagem Rápida;

RT: *Rapid Tooling*, Processo de Fabricação Rápida de Ferramentas;

SLA: *Stereolithography Apparatus*, Máquina de Estereolitografia;

SL: *Stereolithography*, Estereolitografia;

STL: *Structured Triangular Language*, Linguagem por Estrutura de Triângulos;

Tg: Temperatura de transição vítrea;

UV: Ultra-Violeta.

Alfabeto grego

$\sigma_{\text{máx}}$ tensão máxima do material medida através de ensaio de tração.

RESUMO

Os processos de fabricação rápida de ferramentas (*Rapid Tooling*) têm auxiliado as equipes multidisciplinares a desenvolver o projeto de peças de plástico injetadas, considerando além das características do produto, os aspectos relacionados com o seu processo de moldagem. Uma das técnicas que tem recebido destaque é a que utiliza a estereolitografia para a fabricação de moldes para injeção, em função de apresentar resultados satisfatórios com custos relativamente baixos.

Os moldes de estereolitografia (SL) caracterizam-se por apresentarem uma vida útil limitada. Pesquisas anteriores revelaram que as falhas observadas durante o uso deste tipo de ferramenta, ocorrem principalmente devido às mudanças que ocorrem nas propriedades mecânicas do material dos moldes, quando a sua temperatura é aumentada. Além disso, estes materiais apresentam baixos valores de coeficiente de condutividade térmica, o que torna o processo de injeção em moldes SL diferente daquele que utiliza moldes metálicos. Assim, o planejamento do processo de injeção é essencial para evitar que o molde apresente ruptura após os primeiros ciclos de injeção.

Apesar das várias investigações que estão sendo desenvolvidas com o intuito de identificar as causas das falhas dos moldes SL, não há um consenso entre os pesquisadores quanto à melhor estratégia a ser adotada durante o processo de injeção. Técnicas como os métodos numérico-computacionais, têm sido aplicadas de maneira discreta, sem apresentarem resultados significativos. Neste sentido, o presente trabalho teve como objetivo propor uma sistemática baseada no emprego de sistemas CAE e utilizada para auxiliar o planejamento do processo de injeção em moldes de estereolitografia, que diminua o risco de falha da ferramenta. Dois moldes foram construídos e utilizados para obter uma pré-série de peças plásticas injetadas e a temperatura dos moldes foram monitoradas durante todo o processo. O procedimento proposto foi avaliado, comparando os resultados determinados numericamente com valores obtidos experimentalmente.

PLANNING THERMOPLASTIC INJECTION MOULDING IN SL MOULDS USING CAE SYSTEMS

ABSTRACT

The use of Rapid Tooling processes during the product development has aided the multidisciplinary teams to design injected plastic parts, considering the product characteristics and the manufacture process that will be used. Stereolithography injection moulds, for example, have been widely used to obtain short runs of plastic injected parts. This process presents satisfactory results, with relatively low costs.

The usage of stereolithography moulds has been limited mainly due to the premature mould failure and a consequent lack of confidence in the process. Previous researches have shown that catastrophic mould failure occurs during injection moulding process due to the reduction of the resin ultimate tensile stress, when the tool temperature is increased. The stereolithography resins present a low thermal conductivity as well. These characteristics make the injection moulding process in stereolithography moulds different than in metallic moulds. Therefore, it is necessary to plan the injection moulding process carefully in order to avoid a premature mould failure.

Some researches have been developed to identify the causes of the stereolithography mould failure. However, the best strategy to be adopted during the injection moulding process is not yet completely defined. Techniques as numerical methods have been applied but significant results have not been obtained. In this work a procedure to aid the planning of the injection moulding process using stereolithography moulds, based on the use of CAE systems, has been developed. The main objective of this procedure is to reduce the risk of mould failure. Two moulds were built in stereolithography apparatus and used to obtain a pre series of injected parts. During the injection moulding process the mould temperature was monitored and the proposed procedure was assessed by comparing the experimental and numerical results.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 - Evolução do processo de fabricação de protótipos

Os produtos desenvolvidos atualmente exigem um aprimoramento cada vez maior dos processos de fabricação existentes e o advento de novas tecnologias que viabilizem a sua produção. A complexidade geométrica dos componentes, por exemplo, é um parâmetro que limita a utilização de vários processos e muitas vezes impossibilita a fabricação do componente desejado. Conscientes deste problema, os projetistas buscam desenvolver sistemáticas que permitam projetar o produto considerando as características do processo pelo qual este será fabricado, envolvendo equipes multidisciplinares durante o processo de desenvolvimento do produto.

Um recurso que está sendo bastante explorado por parte das equipes de projeto no desenvolvimento de novos produtos é o emprego de protótipos. Com a fabricação de um modelo preliminar, pode-se avaliar parâmetros relacionados com o ciclo de vida do produto, como aspectos estéticos e funcionais, problemas de montagem, ergonômicos, etc. Apesar de serem utilizados há séculos, os protótipos apresentaram evoluções significativas nas últimas duas décadas devido às exigências cada vez maiores da sua qualidade.

Existem divergências sobre as definições de protótipos e modelos. Alguns autores consideram um protótipo uma réplica de um produto que ainda não foi produzido industrialmente e que serve como uma primeira apresentação do mesmo ao mercado consumidor. Neste caso, aqueles objetos construídos durante o processo de desenvolvimento do produto para testes e validações são denominados modelos. Estes por sua vez devem apresentar características especiais conforme descrito por Baxter (1988). Neste trabalho não serão feitas distinções entre protótipos e modelos, sendo neste caso adotada ambas as nomenclaturas para definir os objetos ou aproximações matemáticas utilizados para avaliar uma concepção.

Segundo Chee & Fai (1997), pode-se considerar três fases no processo evolutivo de desenvolvimento dos protótipos: protótipos de fabricação manual, protótipos virtuais e protótipos rápidos. Na primeira fase os modelos eram geralmente construídos de forma artesanal e utilizados principalmente como protótipos de visualização. A sua construção era lenta e restrita a geometrias mais simples, dependendo muito da experiência e habilidade do artesão. No início da década de oitenta, a utilização de sistemas CAE/CAD/CAM começou a ser difundida, provocando alterações significativas na utilização de protótipos. Nesta nova fase modelos computacionais, que permitem não apenas visualizar graficamente o produto como também avaliá-lo mecanicamente através de métodos numérico-computacionais, passaram a ser utilizados. Os sistemas CAD possibilitaram fazer alterações significativas no projeto da peça rapidamente, agilizando o projeto preliminar do produto.

Os sistemas CAE/CAD/CAM causaram uma grande evolução no processo de desenvolvimento de produtos. Os modelos matemáticos simplificados, outrora aplicados, limitavam-se a formas geométricas simples e impossibilitavam um ajuste preciso das dimensões do produto. Técnicas como o método dos elementos finitos admitem as mais variadas geometrias e representam de maneira satisfatória o comportamento dos materiais que podem ser utilizados na fabricação do componente. Os sistemas CAM, por sua vez, permitem planejar a fabricação do componente de maneira mais rápida e eficiente.

A terceira fase do desenvolvimento dos protótipos iniciou-se em 1988 com o advento da primeira máquina de prototipagem rápida, desenvolvida pela 3D Systems Inc. (Califórnia, EUA), que utiliza um processo denominado estereolitografia para fabricar um objeto a partir do seu modelo gráfico tridimensional. Esta técnica possibilita a obtenção de protótipos rapidamente, independente da sua complexidade geométrica. Isto auxilia uma rápida tomada de decisão por parte da equipe de projeto a respeito de vários aspectos do produto, além de facilitar a obtenção de soluções para problemas identificados.

O uso de técnicas de prototipagem rápida (RP - *Rapid Prototyping*) no processo de desenvolvimento do produto, possibilitou a fabricação do protótipo ainda na fase preliminar do projeto do produto. Os benefícios do uso destas tecnologias são expressivos, uma vez que, após a fase de obtenção da concepção, a etapa mais demorada do ciclo de desenvolvimento do produto é aquela onde

ocorre a fabricação do protótipo, portanto, uma rapidez maior desta tarefa contribui significativamente para a diminuição do tempo total do ciclo. Em peças complexas como aquelas fabricadas através do processo de moldagem por injeção, o ganho obtido no uso de técnicas de prototipagem rápida é ainda mais relevante.

Enquanto os processos de fabricação convencionais têm como princípio básico a conformação ou subtração de material, as técnicas de prototipagem rápida fundamentam-se na adição de material. Nesta nova tecnologia, o modelo gráfico tridimensional do objeto é seccionado em várias camadas de pequenas espessuras que são adicionadas sucessivamente até que o modelo seja totalmente construído. Devido a esta característica, estes processos são denominados por alguns autores como processos de fabricação por adição de camadas (Wholers, 2001; Karapatis *et al.*, 1998; Radstok, 1999). Os vários processos disponíveis diferenciam-se pelo tipo de material e método de adesão das camadas que são utilizados e estas características influenciam decisivamente nas propriedades do modelo produzido, bem como na definição dos parâmetros de cada processo.

Os processos RP são sem dúvida técnicas poderosas no auxílio ao projetista desde a fase preliminar do projeto do produto. A possibilidade de obter um modelo em poucas horas permite avaliar a sua concepção sob o ponto de vista funcional e estético, facilitando a identificação prematura de problemas e proporcionando uma maior integração de uma equipe multidisciplinar à medida que auxilia a comunicação entre os seus componentes. No entanto, há situações nas quais existe a necessidade de obter protótipos fabricados com o mesmo material que será utilizado na fabricação do produto em desenvolvimento ou aquelas onde se deseja avaliar o processo de fabricação que será utilizado. Nestes casos são utilizados protótipos técnicos que fornecem os subsídios necessários para avaliar os aspectos correspondentes.

A primeira vista, os processos RP não permitem a fabricação de protótipos com o material final do produto. Estas técnicas caracterizam-se por utilizarem materiais específicos que possuem, na maioria das vezes, propriedades diferentes daqueles que serão empregados para a fabricação do produto. Além disso, o uso destas técnicas eleva o custo de fabricação quando é necessária uma quantidade maior de protótipos. Outras aplicações onde a utilização de processos RP fica comprometida, são aquelas onde é necessário avaliar o processo de fabricação do

produto, pois geralmente não há similaridades entre os processos RP utilizados na confecção do protótipo e aquele utilizado na fabricação do produto.

O elevado custo é também um aspecto limitante dos processos de prototipagem rápida. Segundo Karapatis *et al.* (1998), a aplicação destas técnicas para a fabricação direta de produtos limita-se a pequenos lotes de peças na indústria aeronáutica e militar, onde os custos envolvidos são relativamente altos. Até mesmo na fabricação de protótipos, quando a avaliação exige um maior número de objetos, a sua aplicação fica comprometida. Em vista destas restrições, foram desenvolvidas pesquisas no intuito de viabilizar a fabricação de ferramentas através das técnicas de prototipagem rápida, a partir das quais poderiam ser fabricados vários protótipos ou até mesmo pequenos lotes de peças. Esta nova tecnologia, denominada fabricação rápida de ferramentas (RT - *Rapid Tooling*), possibilitou o estudo do processo de fabricação do produto ainda na fase preliminar do seu desenvolvimento, proporcionando maior economia e qualidade ao mesmo.

Alguns autores como Radstok (1999), consideram os processos de Fabricação rápida de ferramentas como um avanço natural dos processos de prototipagem rápida. A utilização destas técnicas no desenvolvimento de ferramentas, no entanto, requer um maior controle do processo devido às características peculiares das ferramentas como tolerâncias dimensionais inferiores àquelas requeridas na fabricação de protótipos.

As técnicas de fabricação rápida de ferramentas proporcionaram um avanço considerável nos trabalhos das equipes de projeto, principalmente no desenvolvimento de produtos fabricados através do processo de moldagem por injeção. Neste caso, além dos recursos que os modelos funcionais e de visualização oferecem, a fabricação rápida do molde e posteriormente a injeção da peça, permitem avaliar o produto da maneira como este será apresentado ao cliente. Além disso, estes processos fornecem informações essenciais para o projeto final da ferramenta de injeção, etapa fundamental no desenvolvimento de componentes de plástico injetado.

A utilização mais apropriada dos processos RT é no auxílio ao desenvolvimento do produto, no planejamento da sua produção e no projeto da ferramenta necessária para a sua fabricação. Contudo, estas técnicas podem ser utilizadas para a fabricação direta de peças, nos casos onde o desenvolvimento de um molde pelo processo convencional aumentaria excessivamente o custo final do

produto. Segundo Karapatis *et al.* (1998), há uma tendência do mercado mundial em desenvolver produtos voltados para pequenos grupos de consumidores, haja vista as exigências cada vez mais específicas dos clientes. Este novo conceito de produção só será economicamente viável se forem utilizados processos de baixo custo e recursos que acelerem a tarefa dos projetistas. A solução para estes problemas pode estar no desenvolvimento das técnicas de fabricação rápida de ferramentas.

Os processos de fabricação rápida de ferramentas são geralmente caracterizados pelo tipo de processo de prototipagem rápida utilizado para a fabricação da ferramenta. Isto é natural tendo em vista que várias destas técnicas foram desenvolvidas pelos fabricantes dos equipamentos de prototipagem rápida ou por institutos de pesquisas associados a estes. Uma descrição detalhada de várias destas técnicas pode ser encontrada em Wohlers (2002) e Radstok (1999).

Os processos de fabricação rápida de moldes de injeção utilizam basicamente duas técnicas de prototipagem rápida: a estereolitografia e a sinterização seletiva a laser, como é o caso dos processos Direct AIM™, Rapid Tool™ e Metal Tooling™. O processo RapidTool™, desenvolvido pela empresa norte-americana DTM-Corporation, consiste em fabricar o molde de metal, a partir do seu modelo em CAD, pela sinterização a laser de um material em pó, composto de aço inoxidável recoberto por um aglutinante a base de polímeros (Radstok,1999). Após a construção do molde, é necessário retirar o aglutinante e completar o processo de sinterização, o que é realizado em um forno apropriado. Uma última etapa do processo é a infiltração metálica que melhora significativamente as propriedades mecânicas da ferramenta.

O inconveniente do processo RapidTool™ é que as etapas posteriores da sinterização seletiva a laser comprometem o controle dimensional da ferramenta. Durante a retirada do aglutinante, a peça apresenta uma contração de até quarenta por cento do seu volume original, sendo de 0,1 mm a máxima tolerância que se pode obter, a depender da geometria e dos parâmetros de processo (Radstok,1999). Uma alternativa que obteve ótimos resultados foi o processo de Metal Tooling™, apresentado pela EOS-GmbH (Alemanha), que utiliza um composto de bronze e níquel, que dispensa o processo de retirada de aglutinante. Através deste processo, pode-se obter moldes com tolerâncias inferiores a 0,05 mm, porém o custo é

elevado pois exige do equipamento utilizado um laser de potência muito superior ao requerido no processo de RapidTool™. Em ambos os processos, podem ser obtidos moldes que produzem milhares de peças injetadas.

A fabricação de insertos¹ para moldagem por injeção de termoplásticos através do processo de estereolitografia apresentou boa aceitação pela indústria. Este tipo de ferramenta, conhecida como insertos SL, alia uma boa precisão dimensional com um custo relativamente baixo se comparado a outros tipos de técnicas como, por exemplo, aquelas que utilizam pós-metálicos como material base. Estas características tornam este processo adequado para ser utilizado em várias aplicações, principalmente para a fabricação de pequenos lotes de peças de plástico injetadas.

Muitos autores têm desenvolvido pesquisas envolvendo uso de insertos SL para as mais variadas aplicações. Ferreira & Vandresen (2000), por exemplo, avaliaram o uso da técnica do núcleo perdido para a fabricação de peças complexas injetadas em insertos de estereolitografia. Segundo estes autores é possível obter pequenos lotes de peças injetadas desde que o material do núcleo seja selecionado adequadamente, em função do material injetado.

Beal (2002) avaliou o uso de insertos SL na fabricação de peças em pó metálico injetado. Segundo este autor, é possível obter peças desta natureza, utilizando este tipo de ferramenta, que podem inclusive ser submetidas ao pós-tratamento de sinterização sem maiores problemas. Contudo os trabalhos experimentais revelaram que as dimensões finais das peças apresentaram erros superiores àqueles observados quando são injetadas em moldes metálicos.

Mais recentemente, autores como Connelly & Parunak (2002) demonstraram interesse no uso de insertos SL para a fabricação de peças de espessuras inferiores a 0.5 mm. Segundo estes autores, a baixa condutividade térmica das resinas SL pode tornar possível a injeção de peças desta natureza aplicando pressões de injeção baixas, uma vez que a região da cavidade do inserto permanece a uma temperatura elevada ao longo do processo de injeção.

No quadro atual de desenvolvimento, os insertos SL apresentam-se como uma ferramenta pouco eficiente em decorrência da sua vida útil ser muito limitada,

¹ Inserto – parte do molde de injeção que compreende a região moldante (cavidade) e que é fabricada separadamente e posteriormente montada nas placas do molde, como um postigo.

principalmente devido à maneira pouco criteriosa pela qual os insertos são projetados e utilizados. Na maioria das vezes o projeto do inserto é desenvolvido tendo como base dados obtidos em experiências anteriores, sem avaliações criteriosas dos seus aspectos térmicos ou dimensionais. Em outras palavras, projeta-se a ferramenta de acordo com as recomendações apresentadas por alguns pesquisadores, sem adequá-las às condições particulares de cada aplicação.

Apesar das várias investigações que estão sendo desenvolvidas com o intuito de identificar as causas das falhas observadas durante o uso dos insertos SL, não há um consenso entre os pesquisadores sobre este tópico em especial, tampouco quanto à melhor estratégia a ser adotada durante o processo de injeção. Técnicas de análise como os métodos numérico-computacionais, têm sido aplicadas de maneira discreta, sem apresentarem resultados significativos. É necessário, portanto, desenvolver um procedimento que auxilie o planejamento do processo de injeção em insertos SL que diminua o risco de falha da ferramenta.

1.2 - Objetivo do trabalho

Conforme descrito anteriormente, a complexidade do processo de injeção em insertos SL motivou o desenvolvimento de várias pesquisas para identificar as causas das suas falhas, bem como do melhor procedimento a ser adotado durante o processo de moldagem por injeção. Entretanto, tais estudos não apresentaram resultados conclusivos, haja vista que alguns aspectos sobre o processo ainda não foram explorados.

Com base no exposto, este trabalho tem por objetivos avaliar os principais fatores envolvidos na falha dos insertos SL e propor uma sistemática, baseada no uso de ferramentas CAE, para auxiliar o planejamento do processo de moldagem por injeção em moldes de estereolitografia, que proporcione uma diminuição do risco de falha da ferramenta.

1.3 - Descrição dos capítulos

Inicialmente é apresentada no Capítulo 2 uma descrição dos principais aspectos relativos às resinas SL, bem como uma descrição dos experimentos desenvolvidos por vários autores a respeito dos efeitos da temperatura nas suas

propriedades mecânicas. No Capítulo 3, são apresentadas as concepções dos insertos SL e avaliados os efeitos dos parâmetros de projeto e de processo na vida útil dos mesmos.

No Capítulo 4 é descrito um experimento que foi desenvolvido para complementar as informações, levantadas durante a pesquisa bibliográfica, a respeito dos efeitos das temperaturas de injeção nas propriedades mecânicas das resinas SL. Os resultados obtidos foram utilizados para fundamentar a proposta de sistematização do planejamento do processo de injeção em insertos SL, através do emprego de ferramentas CAE, baseado no procedimento de resfriar os insertos entre ciclos de injeção consecutivos, conforme descrita no Capítulo 5. Um modelo numérico utilizado para determinar a variação da temperatura dos insertos durante o processo de injeção foi desenvolvido e avaliado através de estudo de casos que envolveram análises experimental e numérica de dois insertos, conforme descrito no Capítulo 6. Finalmente, as conclusões e sugestões para trabalhos futuros são apresentadas no Capítulo 7.

Capítulo 2

COMPORTAMENTO E PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS RESINAS SL

2.1 - Introdução

Para desenvolver o projeto estrutural e térmico de um molde de injeção é necessário conhecer as propriedades e o comportamento do material com o qual este será fabricado. O aço, que é o material tradicionalmente utilizado para a fabricação deste tipo de ferramenta, possui características bem conhecidas pelos projetistas e a sua utilização em outras aplicações fornece informações adicionais sobre o seu comportamento que garantem uma maior confiabilidade no seu uso. Além disso, uma combinação de boas propriedades mecânicas e térmicas torna este material adequado para este tipo de aplicação.

Neste capítulo serão abordados o comportamento e as propriedades dos materiais utilizados no processo de estereolitografia, cujo conhecimento é relevante para o projeto e utilização de insertos para moldagem por injeção, fabricados através deste processo. Serão apresentados os resultados obtidos por alguns pesquisadores que realizaram estudos a respeito do comportamento destes materiais, bem como uma discussão sobre a influência dos tratamentos de pós-cura nas propriedades mecânicas de algumas resinas SL.

2.2 - Processo de fotopolimerização

Os materiais poliméricos possuem características distintas daquelas apresentadas pelos metais. Este tipo de material é formado pela ligação de pequenas moléculas denominadas monômeros cuja natureza influencia decisivamente nas suas propriedades mecânicas. Estas moléculas são normalmente formadas por carbono e hidrogênio com ligações duplas entre os átomos de carbono. O monômero reage quimicamente formando as cadeias de monômeros. Este processo de formação das cadeias de monômeros é denominado polimerização.

O processo de polimerização, necessita de um catalisador para ser iniciado. Os catalisadores mais comumente utilizados são os radicais livres que são moléculas que reagem quimicamente com o monômero, quebrando as ligações duplas entre átomos de carbono e formando novas ligações. Estas moléculas podem ser geradas termicamente ou através da fotopolimerização (Jacobs, 1992).

A quantidade de ligações que cada monômero pode formar é denominada grau de funcionalidade do monômero. Dessa forma, a estrutura molecular de um polímero depende do grau de funcionalidade do monômero a partir do qual este é formado (Bryant & Chartoff, 2000). Quanto maior for o grau de funcionalidade do seu monômero, maior será a estabilidade dimensional, a resistência mecânica e a temperatura de transição vítrea² do polímero.

Um monômero de funcionalidade dois pode unir-se a dois outros monômeros. Neste caso, o crescimento da cadeia ocorre em uma única direção e, portanto, o polímero é formado por uma cadeia linear de monômeros, como visto na Figura 2.1. No caso de monômeros com funcionalidade igual ou superior a três, podem ocorrer ligações cruzadas entre os átomos de carbonos da cadeia alterando significativamente as características do material polimérico formado.

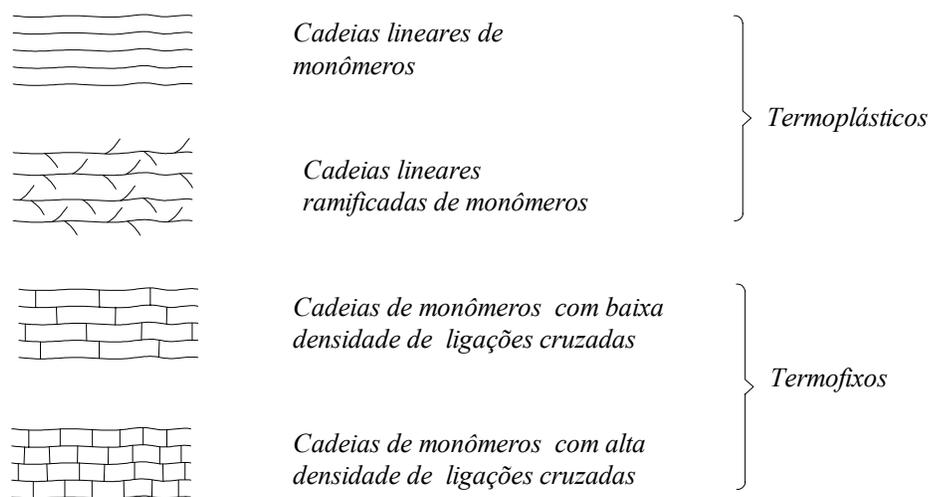


Figura 2.1– Classificação dos polímeros (Portsh & Michaeli, 1995).

² Denomina-se temperatura de transição vítrea aquela temperatura acima da qual alguns materiais, como os termofixos no estado sólido, apresentam alterações químicas e físicas

A presença de ligações químicas cruzadas entre as macromoléculas é tão importante para as características dos materiais poliméricos, que estes são divididos em duas classes de acordo com a existência ou não deste tipo de união (Portsh & Michaeli, 1995): termoplásticos e termofixos. Os termoplásticos, por não apresentarem tais ligações, são fundidos quando aquecidos a uma temperatura superior à da transição vítrea, podendo ser moldados várias vezes. É o caso dos materiais utilizados para a fabricação de peças injetadas como o polipropileno (PP), polietileno (PE), poliamida (PA) entre outros. No caso dos termofixos, existem ligações cruzadas entre as suas macromoléculas e o material, além de não fundir após a polimerização, geralmente torna-se duro e frágil com o aumento da temperatura.

Algumas técnicas de prototipagem rápida processam polímeros com características de termofixos. É o caso do processo de estereolitografia onde o objeto é construído utilizando um equipamento desenvolvido pela empresa 3D Systems Inc. (EUA). Este aparelho é provido de um laser ultravioleta e um conjunto de espelhos galvanométricos, cuja função é guiar o feixe de laser de tal forma que a sua incidência ocorra apenas nas regiões delimitadas pelo contorno da camada (Jacobs, 1992). Uma resina fotocurável é armazenada em um tanque onde há uma plataforma perfurada sobre a qual o objeto é fabricado (Figura 2.2).

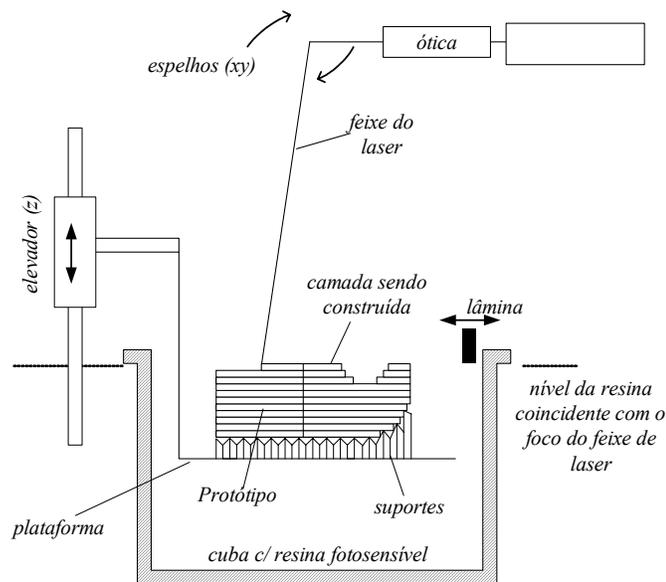


Figura 2.2 - Processo de estereolitografia.

Inicialmente a plataforma é posicionada acima do nível da resina e desloca-se verticalmente para baixo até ser coberta por uma camada de resina equivalente à espessura da camada que será fabricada. Em seguida, o feixe de laser incide sobre a região limitada pela geometria da camada, polimerizando a resina. Após a construção da camada, a plataforma de construção desloca-se novamente para baixo o suficiente para permitir a fabricação da camada subsequente. O procedimento é repetido até que o objeto seja completamente construído.

O material utilizado no processo de estereolitografia é um composto formado por uma resina epóxi-acrilato como material base, acrescida de aditivos que proporcionam algumas propriedades desejadas e fotos-iniciadores, necessários para ativar o processo de fotopolimerização. O monômero da resina SL é estabilizado para não reagir à temperatura ambiente, mantendo-se líquido antes do processo de fotopolimerização. Na Tabela 2.1 são apresentadas algumas resinas utilizadas no processo de estereolitografia.

Tabela 2.1 – Propriedades de algumas resinas utilizadas no processo de estereolitografia.

Resina	Fabricante	Tg (°C)	Viscosidade(cps)*	E (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)
SL 5170	3D Systems	65-90	165-195	3,737 - 4,158	59-60
SL 6110	Somos	50-60	300-400	2,800	69
SL 7110	Somos	59-72	800	2,117	56
SL 7560	Vantico	60	200	2,400 - 2,600	42-62

* Propriedade da resina líquida a 30°C

Fonte: folha de dados dos fabricantes

A fotopolimerização da resina SL que ocorre durante o processo de estereolitografia está ilustrada na Figura 2.3. Os fotos-iniciadores (F) presentes no material, absorvem fótons a uma determinada frequência, provenientes da incidência do laser da máquina de estereolitografia, gerando assim os radicais livres (F*). Estas moléculas por sua vez reagem com os monômeros (M) iniciando o processo de formação das cadeias poliméricas. À medida que as reações ocorrem, a resina torna-se sólida, aumentando a sua resistência mecânica e densidade. A distância média entre as suas moléculas diminui significativamente, causando uma redução do seu volume (Jacobs, 1997).

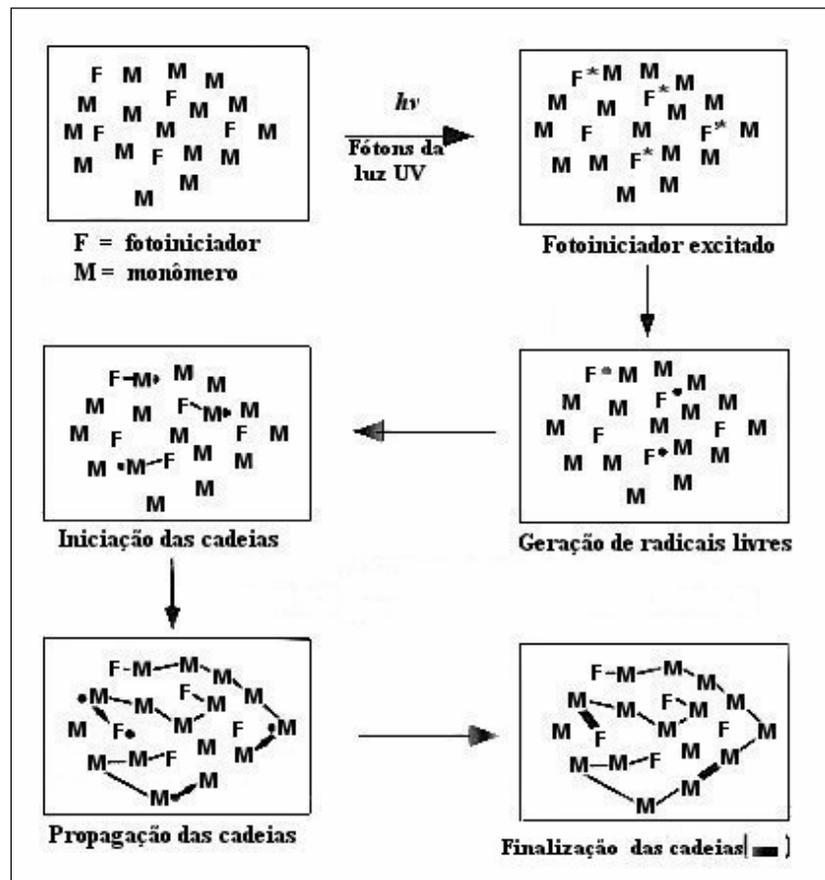


Figura 2.3 – Processo de fotopolimerização (Jacob, 1997).

De acordo com Jacobs (1992), o processo de fotopolimerização destaca-se pela sua eficiência se comparado à cura térmica. Segundo este autor, a energia necessária para curar termicamente monômeros de acrilato, por exemplo, é cerca de 100 vezes maior do que aquela requerida pelo processo de fotopolimerização. Isto reduz significativamente os custos de fabricação das peças.

A máquina de estereolitografia possui um dispositivo que ajusta a potência do laser para compensar o gasto provocado pelo seu uso. Assim pode-se considerar que o material sob a incidência do laser esteja praticamente curado ao final do processo. Contudo, o feixe de laser não incide sobre todo o material devido ao seu formato parabólico. Como pode ser visto na Figura 2.4, existem pequenas quantidades de material não curado localizadas na região entre os caminhos percorridos pelo feixe de laser.

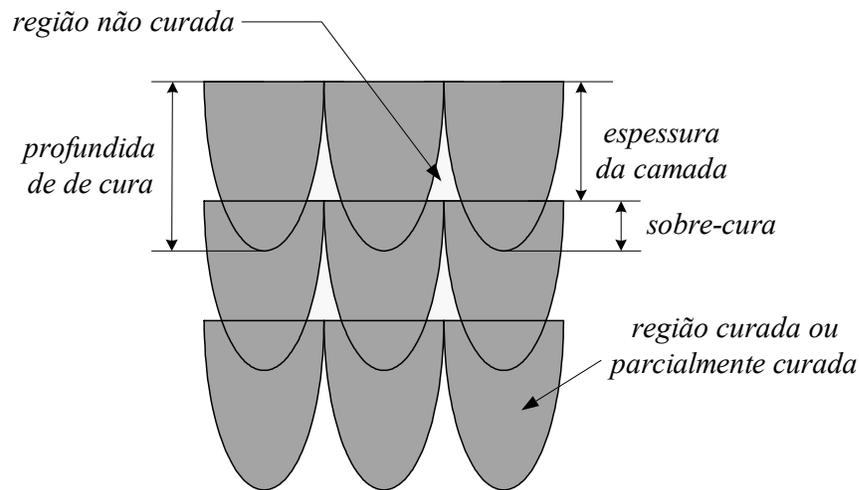


Figura 2.4 - Estilo de construção em camadas com as regiões não curadas.

A Figura 2.4 sugere que a peça à verde, aquela recém fabricada pelo processo de estereolitografia, ainda estará passível à cura adicional. Uma maneira de aumentar a eficiência de cura do laser durante a fabricação da peça pelo processo de estereolitografia é alterar os parâmetros de processo como a espessura de camada ou a superposição dos filetes de resina curada (ver Figura 2.5). Equipamentos mais modernos como a 3D Systems SLA 7000 permitem a fabricação de peças com espessuras de camadas de até 0,01 mm, o que também minimiza os efeitos supracitados.

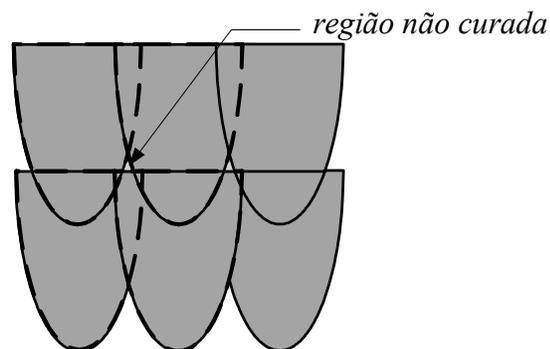


Figura 2.5 – Superposição dos filetes de cura no processo de estereolitografia.

Para obter uma peça mais curada, geralmente a peça à verde é submetida a tratamento de pós-cura em forno ultravioleta, durante o qual o excesso de resina localizado na superfície da peça é curado. Outro processo de pós-cura comumente utilizado é a pós-cura térmica onde a peça à verde é mantida aquecida por um determinado período de tempo (geralmente entre trinta minutos e duas horas).

É importante ressaltar que no processo de pós-cura térmica, a cura adicional ocorre devido ao aumento da mobilidade de radicais livres na peça à verde. Estes radicais, que não formaram ligações cruzadas durante o processo de fotopolimerização, alteram a sua posição aumentando assim a possibilidade de reagir com outras moléculas. O processo de irradiação por UV por sua vez, pode promover a formação de ligações cruzadas, segundo um mecanismo similar aquele observado no processo de cura a laser (Jacobs, 1992).

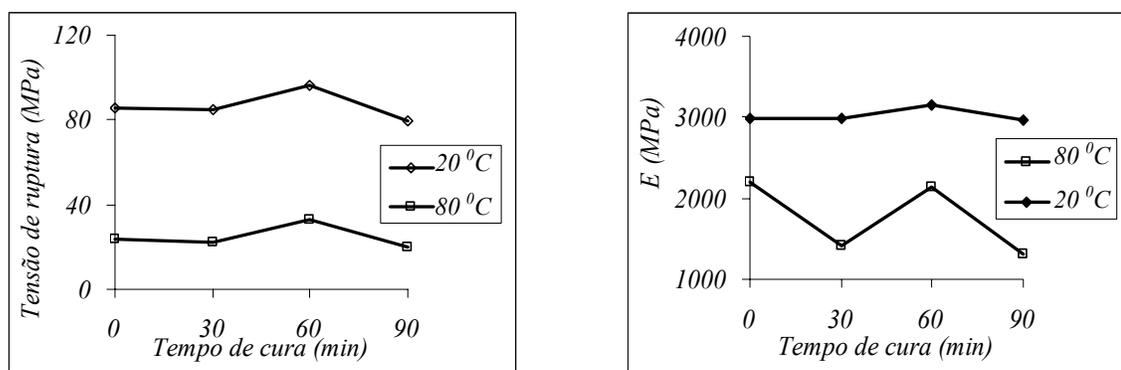
2.3 - Comportamento mecânico das resinas SL

Conforme descrito anteriormente, as propriedades mecânicas de uma peça fabricada pelo processo de estereolitografia dependem do material e dos parâmetros de processo utilizados nas etapas de cura e pós-cura. A fim de obter um maior discernimento a respeito do comportamento das resinas SL, muitos autores têm desenvolvido pesquisas onde são avaliados os efeitos da temperatura e dos tratamentos de pós-cura nas suas propriedades mecânicas. Este conhecimento é fundamental para entender as causas das falhas dos insertos SL durante o processo de injeção.

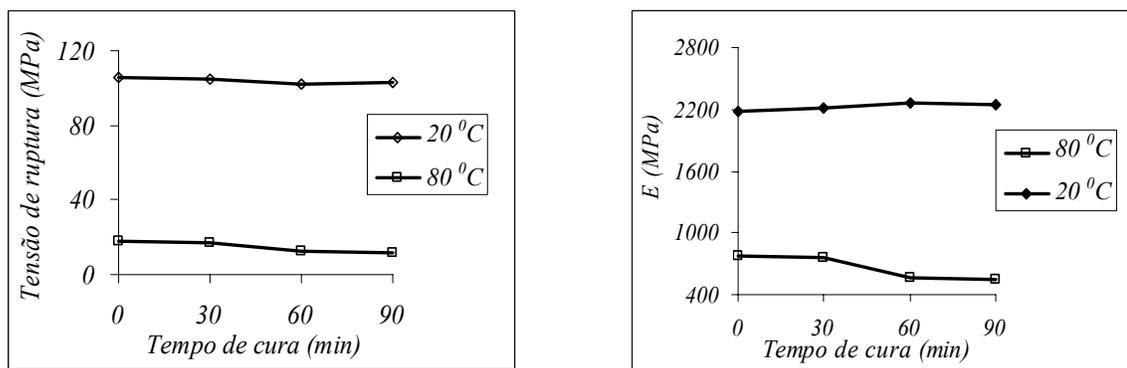
2.3.1 - Efeito da pós-cura nas propriedades mecânicas das resinas SL.

Gomide *et al.* (1999) realizaram testes com peças fabricadas com a resina CibaTool SL 5170[®] fornecida pela empresa Ciba Geigy Corporation (EUA), que mostraram que ocorre um amolecimento do material quando a sua temperatura ultrapassa a temperatura de transição vítrea. Contudo, com o acréscimo de temperatura, o material apresenta um comportamento similar ao de um termofixo, tornando-se cada vez mais rígido e frágil até que este atinja a sua temperatura de degradação.

McLaughlin Jr (1996) desenvolveu uma série de ensaios experimentais nos quais foi avaliada a influência da temperatura na tensão de ruptura e no módulo de elasticidade, além de outras características da resina CibaTool SL 5170[®]. Neste trabalho, o autor fabricou vários modelos pelo processo de estereolitografia e realizou ensaios de tração e compressão com estes corpos de prova a temperatura ambiente e a temperatura de 80 °C, um pouco acima da temperatura de transição vítrea (60 °C). Os resultados obtidos, conforme ilustrados na Figura 2.6, mostraram que houve uma diminuição significativa dos valores destas propriedades com o aumento de temperatura. No ensaio de tração, por exemplo, foi observado que a resistência do material a 80 °C é cerca de 60% menor se comparado ao valor obtido à temperatura ambiente (Figuras 2.6-a). No mesmo experimento foi verificado um decréscimo de 25% no seu módulo de elasticidade, enquanto que no ensaio de compressão, estes percentuais aumentaram para 80% e 65% de decréscimo para a tensão de ruptura e o módulo de elasticidade, respectivamente (Figuras 2.6-b).



(a) Tração



(b) Compressão

Figura 2.6 – Influência da pós-cura térmica e da temperatura nas propriedades mecânicas da resina CibaTool SL 5170[®] (adaptado de McLaughlin Jr, 1996).

Para avaliar a influência do tempo de pós-cura nas propriedades mecânicas da resina CibaTool SL 5170[®] foto-curada, McLaughlin Jr (1996) avaliou os efeitos destes processos na tensão de ruptura e no módulo de elasticidade deste material. Tal avaliação foi efetuada através de ensaios de tração de três modelos curados durante trinta, sessenta e noventa minutos, respectivamente. Os resultados revelaram que não houve uma tendência nas mudanças dos valores das propriedades medidas. Todavia, o autor verificou que para velocidades de carregamento maiores, o tempo de cura exerce uma certa influência nas propriedades da resina.

Os estudos desenvolvidos por McLaughlin Jr (1996) e Gomide (1999) não envolveram avaliações dos parâmetros do processo nas propriedades da peça fabricada. Além disso, outras resinas que são utilizadas no processo de estereolitografia apresentam comportamentos similares, porém com algumas particularidades e valores sensivelmente diferentes daquelas propriedades apresentadas na Figura 2.6.

Uma avaliação do comportamento das resinas DuPont DSM Somos 6110[®] e 7110[®] foi apresentada por Colton & Blair (1999). Neste trabalho, peças prismáticas foram fabricadas e submetidas a tratamentos de pós-cura térmica e em forno ultravioleta, variando o tempo de exposição a estes efeitos. Posteriormente foram realizados ensaios de dureza Shore D e Calorimetria Diferencial de Varredura (DSC) para avaliar os efeitos dos pós-tratamentos na dureza e no grau de cura das resinas respectivamente.

Os tratamentos utilizados por Colton & Blair (1999) não promoveram uma pós-cura homogênea da peça. Por isso, estes autores optaram por avaliar através do DSC, partes retiradas da superfície e do interior da peça. Os resultados mostraram que ambos os tratamentos de pós-cura, térmica e ultravioleta, afetam o grau de cura das peças fabricadas pelo processo de estereolitografia. Além disso, o grau de cura depende do tempo de cura e da localização do material na peça. Adicionalmente, os experimentos indicaram que o tratamento térmico é mais eficiente do que aquele que utiliza luz ultravioleta.

Ao avaliar os resultados obtidos em seus experimentos, Colton & Blair (1999) afirmam que as peças não estão completamente curadas após a sua fabricação pelo processo de estereolitografia. Assim, ocorre uma pós-cura da peça por efeito dos

pós-tratamentos que afeta as propriedades da resina, aumentando a sua dureza. Estes autores sugerem que a peça à verde pode ser completamente curada submetendo-a a 150 °C durante trinta minutos.

Um comentário pode ser feito a respeito dos resultados obtidos por Colton & Blair (1999). Estes autores não descrevem os parâmetros de construção utilizados para a fabricação das peças utilizadas nos seus experimentos. Portanto, a quantidade de resina não curada existente, conforme ilustrado na Figura 2.4, provavelmente foi significativa. Isto poderia explicar a cura adicional observada após os tratamentos de pós-cura.

Salmoria *et al.* (2002) apresentaram resultados similares àqueles obtidos por Colton & Blair (1999). Neste trabalho os autores avaliaram as propriedades mecânicas bem como os modos de falha de peças fabricadas com a resina DuPont Somos 7110® e submetidas à uma hora de pós-cura em forno UV, à irradiação de microondas (4 minutos a 600 W) e ao aquecimento em forno convencional (30 minutos a 125 °C). Os resultados, ilustrados na Tabela 2.1, mostraram que os tratamentos utilizados alteram as propriedades da resina incrementando o módulo de elasticidade e a tensão máxima. Adicionalmente, foi comprovado que a cura térmica em forno convencional é o processo que promove uma pós-cura mais eficiente em peças fabricadas por estereolitografia.

Tabela 2.2 - Influência dos tratamentos de pós cura nas propriedades mecânicas da resina

Somos 7110® (Salmoria et al., 2002)

Propriedade mecânica do material	Tipo de tratamento de pós-cura		
	Forno UV	Microondas	Térmica
Módulo de elasticidade (MPa)	1210	1265	1320
Tensão máxima (MPa)	51	54	61
Tensão de ruptura (MPa)	38	44	52
Alongamento máximo (%)	9,6	8,8	8,6

A respeito da fratura de peças fabricadas em estereolitografia, Salmoria *et al.* (2002) realizaram análises de fractografia nas peças que foram rompidas durante os ensaios de tração. Os resultados revelaram que o processo de pós-cura,

particularmente a pós-cura em forno convencional, dificulta o fenômeno da fratura uma vez que este aumenta o tamanho crítico das trincas. Além disso, estes procedimentos diminuem a sensibilidade das peças a defeitos superficiais e promovem um alívio de tensões nas mesmas.

Um aspecto interessante a respeito do efeito dos tratamentos de pós-cura nas propriedades das resinas SL foi reportado por Fernandes (2001). Este autor avaliou o comportamento termomecânico da resina SL 7110[®] utilizando corpos de prova à verde e pós-curados em UV e termicamente. Os resultados, ilustrados na Figura 2.7, revelaram o efeito dos tratamentos de pós-cura no coeficiente de expansão térmica do material. Pode-se verificar que o material à verde apresentou uma contração quando aquecido, até atingir a temperatura de transição vítrea (62 °C). Os corpos de prova submetidos a tratamentos de pós-cura não apresentaram tal comportamento.

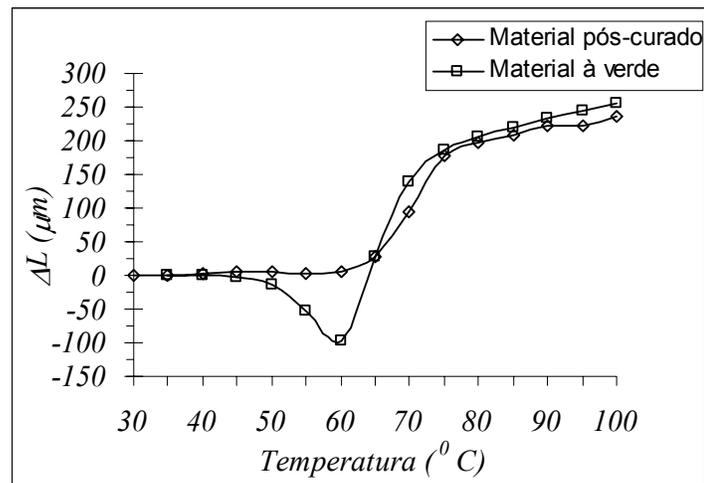


Figura 2.7 - Comportamento dimensional de corpos de prova a verde e pós-curado 30 h em UV em função da temperatura (adaptado de Fernandes, 2001).

Saleh (2002) avaliou o efeito da pós-cura nas propriedades mecânicas da resina Vantico SL 7560[®]. Os resultados, ilustrados na Tabela 2.2 mostraram que houve uma redução de aproximadamente 33% da resistência ao impacto deste material quando este foi submetido a 2 horas adicionais de pós-cura térmica a 80 °C. A tensão máxima por sua vez, apresentou um aumento de 14%.

Tabela 2.3 – Efeitos da pós-cura térmica nas propriedades mecânicas da resina Vantico SL 7560 (adaptado de Saleh, 2002).

Tipo de Ensaio	Propriedade Mecânica	PCUV*	PCT**	Diferença percentual
Tração	Tensão máxima (MPa)	55	62.84	+ 14%
	Alongamento máximo (%)	8.27	9.6	+14%
	Módulo de elasticidade (MPa)	2707.7	2937.8	+8.5%
Flexão	Resistência à flexão (MPa)	94.75	104.87	+10%
	Módulo de flexão (MPa)	2179.95	2230.68	+2.3%
Impacto	Resistência ao impacto (kJ/m ²)	2.4	1.595	-32.5%

* PCUV – Material pós-curado 30 minutos em forno UV

** PCT – Material pós-curado 30 minutos em forno UV + 2 horas a 80 °C

Os valores de tensão de ruptura apresentados na Tabela 2.2, mostraram pouca variação provavelmente devido ao tempo e à temperatura de cura, utilizados pelo autor. Para obter resultados significativos é necessário um tempo maior de cura, além do uso de temperaturas mais elevadas. Contudo, a considerável diminuição da resistência ao impacto é um indicativo de uma possível causa de falhas dos insertos fabricados com este material, quando esta ocorre durante o fechamento do molde.

2.3.2 - Efeito da temperatura nas propriedades mecânicas das resinas SL.

Outro aspecto importante a ser considerado em relação às resinas utilizadas no processo de estereolitografia é o efeito da temperatura na tensão máxima deste tipo de material. Normalmente os materiais utilizados na engenharia apresentam uma redução nos valores desta grandeza quando têm sua temperatura elevada. Porém, pesquisas revelaram que este efeito é ainda mais significativo quando se tratam das resinas SL.

A Figura 2.8 mostra o decréscimo que ocorre na tensão de ruptura da resina CibaTool 5170[®] quando a sua temperatura é aumentada (Hague, 1997). Pode-se

verificar que o valor desta grandeza diminui cerca de 90% quando a sua temperatura atinge 100 °C. Estes valores dependem do grau de cura da peça à verde que, por sua vez, varia com os parâmetros de processo, bem como com o tempo de exposição às elevadas temperaturas, conforme descrito anteriormente.

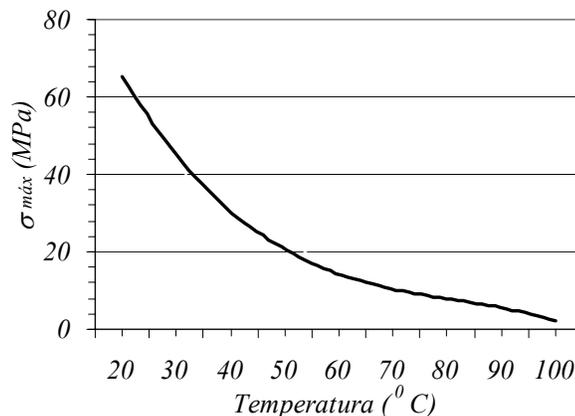


Figura 2.8 – Variação da tensão máxima da resina CibaTool SL 5170[®] em função da temperatura (adaptado de Hague, 1997).

A influência da temperatura na tensão de ruptura da resina Vantico SL 7560[®] foi avaliada por Saleh (2002), conforme ilustrado no gráfico da Figura 2.9. Os valores medidos para esta grandeza a 20 °C e 80 °C são 70.74 MPa e 17.84 MPa, respectivamente, o que equivale a uma redução de aproximadamente 75% para uma variação de 60 °C.

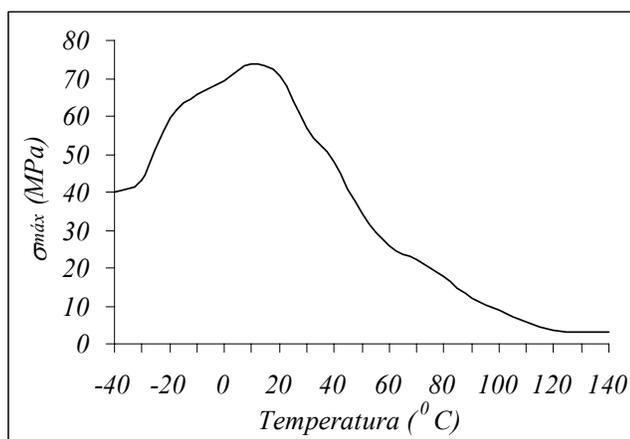


Figura 2.9 – Variação da tensão máxima da resina Vantico SL 7560[®] em função da temperatura (adaptado de Saleh, 2002).

O módulo de elasticidade das resinas SL apresenta um comportamento similar àquele observado para a tensão máxima, porém com variações mais significativas. De acordo com os resultados apresentados por Saleh (2002) e ilustrados na Figura 2.10, ocorre uma redução de 94 % do valor desta grandeza quando a temperatura do material é aumentada de 20 °C (2882 MPa) para 80 °C (168 MPa). Cabe salientar que os resultados obtidos por Saleh (2002) foram através de ensaio à tração de peças submetidas a apenas uma hora e meia de pós-cura em forno UV. Portanto, o material poderia estar ainda suscetível a pós-cura adicional por efeito do aquecimento durante os ensaios.

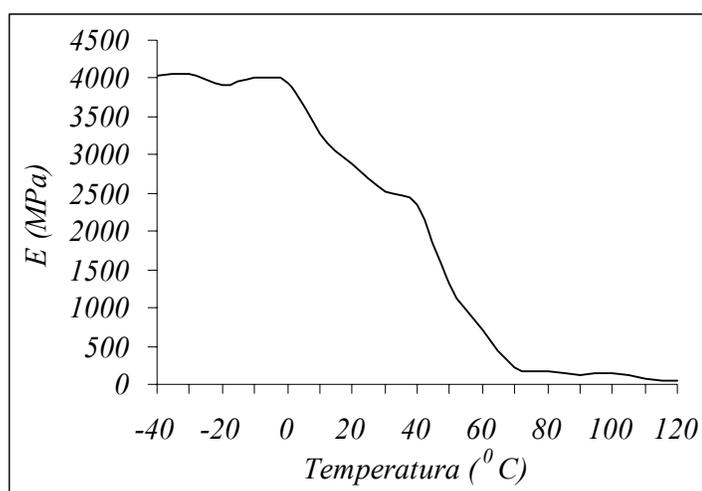


Figura 2.10 – Variação do módulo de elasticidade da resina Vantico SL 7560[®] em função da temperatura (adaptado de Saleh, 2002).

2.3.3 - Efeito das temperaturas inerentes ao processo de injeção nas propriedades mecânicas das resinas SL.

Durante o processo de injeção utilizando insertos SL, o material do inserto é submetido a esforços mecânicos como forças de extração e fechamento, pressões de injeção e recalque, além das temperaturas características deste processo. Estes carregamentos podem provocar alterações nas propriedades mecânicas da resina.

Embora os experimentos de Colton & Blair (1999) e Salmoria *et al.* (2002) tenham mostrado que a temperatura promove uma pós-cura na peça à verde, os resultados não podem ser generalizados para a situação de utilização dos insertos

durante o processo de moldagem por injeção. Neste caso específico, a temperatura e principalmente o tempo de exposição do material são significativamente inferiores. Assim, não é possível afirmar que existe uma alteração expressiva nas propriedades mecânicas dos insertos SL durante a sua utilização, mesmo usando os parâmetros de fabricação adotados por estes autores.

Um indicativo de que os efeitos da temperatura durante o processo de injeção afetam menos as propriedades do material dos insertos, se comparados aos tratamentos de pós-cura térmica, foram os resultados obtidos por Colton *et al.* (2001). Neste trabalho os autores avaliaram as alterações nas propriedades mecânicas de peças fabricadas com as resinas CibaTool 7510[®] e DuPont Somos 7110[®], quando submetidas a pós-cura térmica. As peças foram submetidas à temperatura de 80 °C e, portanto, similar àquelas observadas durante o processo de injeção. Os resultados mostraram que as alterações foram insignificantes mesmo quando tempos maiores (6 horas) foram utilizados.

Outro aspecto importante a respeito dos efeitos das temperaturas inerentes ao processo de injeção nas propriedades mecânicas da resina SL é que, neste caso, o carregamento térmico é aplicado ciclicamente. Desta forma, os experimentos descritos anteriormente não consideraram um eventual envelhecimento do material decorrentes deste tipo de carregamento.

2.3.4 - Efeito das forças inerentes ao processo de injeção na resistência mecânica das resinas SL.

As peças fabricadas através do processo de estereolitografia podem apresentar micro-trincas e pontos de concentração de tensões, devido ao estilo de construção por camadas. Assim os esforços aos quais os insertos SL são submetidos durante o processo de injeção, podem provocar fadiga mecânica nos mesmos. Esta poderia ser a causa da ruptura dos insertos que não suportariam um número maior de ciclos de injeção.

Outro fator que propicia o efeito de fadiga nos insertos SL é o decréscimo de tensão máxima com o aumento da temperatura da resina, representado pela Figura 2.9. Assim, a propagação de micro-trincas é facilitada uma vez que a resistência do

material diminui significativamente, apesar do número de ciclos de carga atuantes nos insertos SL durante o seu uso ser relativamente baixo.

Colton *et al.* (2001) avaliaram os efeitos da pós-cura térmica e do envelhecimento mecânico na resistência à fadiga das resinas CibaTool 7510[®] e DuPont Somos 7110[®]. Neste trabalho foram analisados dois conjuntos de corpos de prova, submetidos a uma e seis horas de pós-cura térmica a 80 °C, respectivamente. Um terceiro conjunto de corpos de prova foi submetido a um envelhecimento mecânico, durante o qual foram aplicados mil ciclos de flexão com um milímetro de amplitude a 30 °C. Todos os corpos de prova foram submetidos ao ensaio de fadiga e os resultados mostraram que o aumento da temperatura reduz significativamente o número de ciclos necessário para romper a peça.

Segundo Colton *et al.* (2001) as peças submetidas a seis horas de pós-cura térmica suportaram um maior número de ciclos do que as peças pós-curadas em uma hora. Este efeito, ainda segundo estes autores, foi decorrência do aumento da tensão máxima e do módulo de elasticidade do material, uma vez que o fator de intensidade de tensão K_{Ic} não foi afetado pela pós-cura e portanto, este tratamento não influenciou a resistência do material à propagação da trinca.

2.4 - Considerações finais

As propriedades mecânicas das resinas SL curadas dependem de vários fatores como a natureza da resina e os parâmetros de construção utilizados. Peças fabricadas utilizando pequenas espessuras de camadas e com a superposição dos filetes de cura, provavelmente apresentaram grau de cura mais elevado. Portanto estes objetos serão menos susceptíveis a alterações nas suas propriedades mecânicas quando submetidos ao processo de pós-cura ou expostas a elevadas temperaturas (Salmoria *et al.*, 2003).

Os experimentos desenvolvidos por McLaughlin Jr (1996) utilizando a resina CibaTool SL 5170[®] mostraram que propriedades mecânicas desta resina não se alteram quando esta é submetida à pós-cura em forno UV. Colton & Blair (1999) e Salmoria *et al.* (2002) por sua vez, mostraram que as resinas DuPont Somos 6110[®] e 7110[®] podem apresentar alterações nestas grandezas quando submetidas a tratamentos subseqüentes ao processo de estereolitografia. Contudo, estes autores

mostraram que a tensão máxima e o módulo de elasticidade destas resinas aumentam quando o seu grau de cura é incrementado. Desta forma é improvável que esta alteração esteja provocando a ruptura dos insertos SL durante o seu uso. Além disso, a falha deste tipo de ferramenta ocorre geralmente após a injeção de um pequeno número de peças, quando os efeitos das temperaturas de injeção são insuficientes para causar tais alterações no material.

Os resultados experimentais apresentados por Saleh (2002) e Hague (1997) revelaram que as resinas Vantico SL 7560[®] e CibaTool SL 5170[®] apresentaram uma redução significativa das suas propriedades mecânicas quando aquecidas. Portanto, pode ser esta a provável causa das falhas prematuras verificadas no uso de insertos SL, uma vez que a redução é mais acentuada na faixa de temperatura de trabalho da resina SL durante o processo de moldagem por injeção.

CAPÍTULO 3

CARACTERÍSTICAS DE PROJETO E CAUSAS DE FALHAS DOS INSERTOS SL

3.1 - Introdução

As recomendações usuais para o projeto de moldes para injeção têm uma conotação especial quando se tratam de ferramentas produzidas pelo processo de estereolitografia. As características do material utilizado nesta técnica, conforme descritas anteriormente, tornam limitada a sua aplicação na fabricação de insertos, tendo em vista que este material apresenta valores sensivelmente baixos de algumas propriedades relevantes como a condutividade térmica e a resistência mecânica. A principal consequência destas características é a reduzida vida útil observada neste tipo de ferramenta, o que restringe a sua aplicação à fabricação de pequenos lotes de peças.

Neste capítulo serão apresentadas as principais características dos insertos SL. Inicialmente serão descritos e avaliados os sistemas de resfriamento propostos e utilizados por alguns autores, bem como os tipos de falhas que geralmente ocorrem durante a utilização deste tipo de ferramentas. Será abordada a influência de parâmetros de processo e de construção e das variáveis de projeto na vida útil dos insertos. O capítulo é finalizado com um sumário dos problemas apresentados.

3.2 - Sistemas de resfriamento utilizados nos insertos SL

O sistema de resfriamento dos insertos de estereolitografia é sem dúvida o aspecto funcional que mais compromete a sua utilização. Várias tentativas de desenvolvimento de estratégias que melhore o seu desempenho foram realizadas, sem contudo apresentarem resultados significativos quando comparados aos moldes metálicos tradicionais. A principal dificuldade é que a resina apresenta um coeficiente de condutividade térmica cerca de 300 vezes menor do que aquela apresentada pelos aços. Tal característica provoca um aumento considerável no

tempo de resfriamento da peça e do inserto. Assim, os efeitos da temperatura nas propriedades mecânicas da resina, conforme descritos na seção 2.1, são agravados.

A qualidade da peça injetada em insertos SL também é comprometida pela baixa condutividade térmica das resinas SL. Segundo Dusel *et al.* (1998), um resfriamento lento altera significativamente as propriedades de materiais semicristalinos como os polipropilenos e poliamidas devido ao tempo maior de cristalização, o que os torna mais rígidos e frágeis. Estas observações são apresentadas por estes autores através de uma tabela comparativa onde são apresentadas as propriedades de uma peça injetada em moldes de aço e de estereolitografia (Figura 3.1).

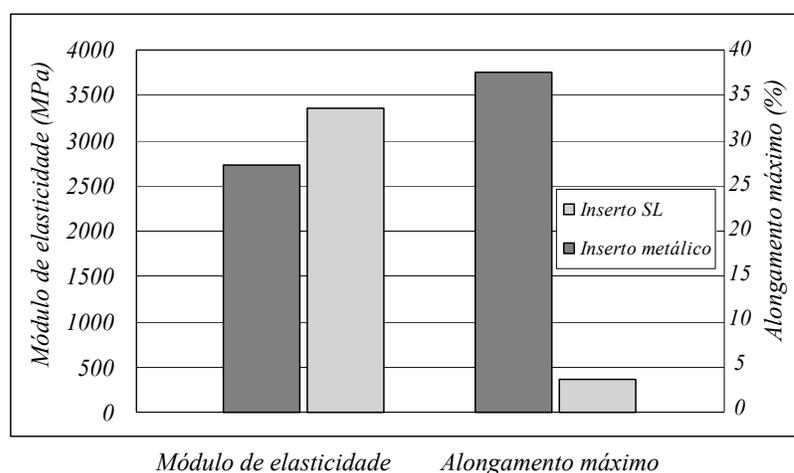


Figura 3.1 - Propriedades mecânicas de uma peça fabricada com material semi-cristalino injetado em insertos SL e metálico (adaptado de Dusel *et al.*, 1998).

Para contornar as dificuldades decorrentes dos baixos valores de condutividade térmica apresentados pelas resinas SL, alguns autores procuraram desenvolver técnicas que melhorassem o desempenho térmico dos insertos SL. Decelles & Barritt (1996) e Gomide (2000) por exemplo, utilizaram um procedimento onde o inserto é fabricado em forma de casca e a sua parte interna é preenchida com um material metálico, geralmente a base de estanho, introduzindo adicionalmente um sistema de tubos de cobre pelo qual passa o fluido de resfriamento (água a temperatura ambiente) (Figura 3.2). A deposição do material metálico fundido sobre a resina pode danificar o inserto, porém dados experimentais

demonstraram uma certa eficiência deste tipo de sistema de resfriamento. Contudo, autores como Hopkinson *et al.* (1999) afirmam que este ganho é irrelevante.

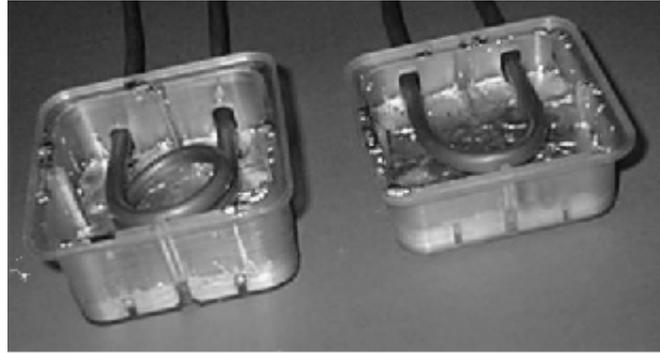


Figura 3.2 - Insertos fabricados em casca (Gomide, 2000).

Outro exemplo destas experiências é descrito por Yu Li *et al.* (2000) que estudaram a eficiência de três técnicas de resfriamento: preenchimento com metal da parte traseira de um inserto fabricado em forma de casca, utilização de canais de resfriamento fabricados no próprio inserto (*Conformal Cooling*) e recobrimento da superfície do inserto com metal, criando assim uma distribuição uniforme de temperatura. Segundo estes autores, a estratégia que obteve o melhor desempenho, apesar de bastante inferior a um molde fabricado com alumínio, foi aquele que usou canais de resfriamento fabricados no próprio inserto.

A experiência relatada por Yu Li *et al.* (2000) apresentou um fato curioso que foi a idéia inovadora de uniformizar a temperatura do molde para contornar o problema de resfriamento em insertos SL. Segundo estes autores, apesar da utilização desta última técnica não ter apresentado bons resultados do ponto de vista térmico, houve uma significativa melhora do acabamento superficial das peças injetadas. A Figura 3.3 apresenta os tipos de sistemas de resfriamento mais comuns, descritos por Ahrens *et al.* (2001) e avaliados por Yu Li *et al.* (2000).

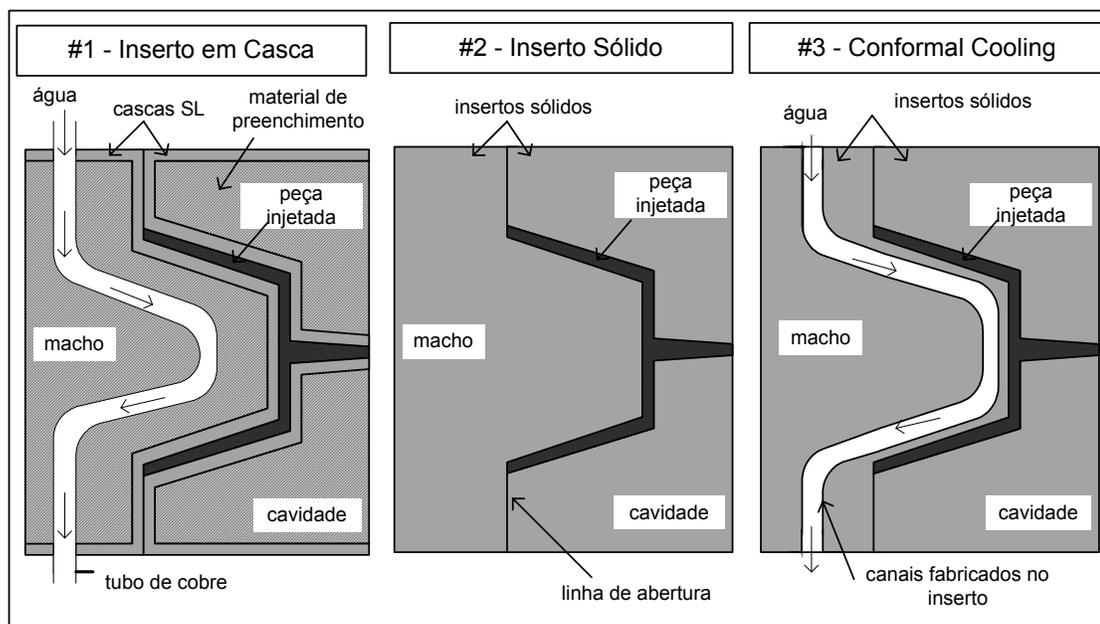


Figura 3.3 -Tipos de sistemas de resfriamento utilizados em insertos SL (Ahrens et al., 2001).

Um sistema de resfriamento alternativo para insertos SL foi proposto por Ahrens *et al.* (2001). Esta técnica, denominada “Sistema de Canais de Fluxo de Calor”, permite a extração de calor da peça moldada através do contato direto entre a peça e a liga metálica de preenchimento nas regiões de maior concentração de calor do inserto. O processo inicia-se com a obtenção dos moldes SL em forma de casca. Neste caso particular, a casca é modelada em CAD com pequenos furos na sua superfície para promover o contato direto do moldado com a liga metálica de preenchimento. Para viabilizar o preenchimento da casca com a liga metálica, os orifícios são projetados e fabricados com finos selos que são removidos posteriormente na operação de pós-processamento. A seqüência de operações é demonstrada na Figura 3.4.

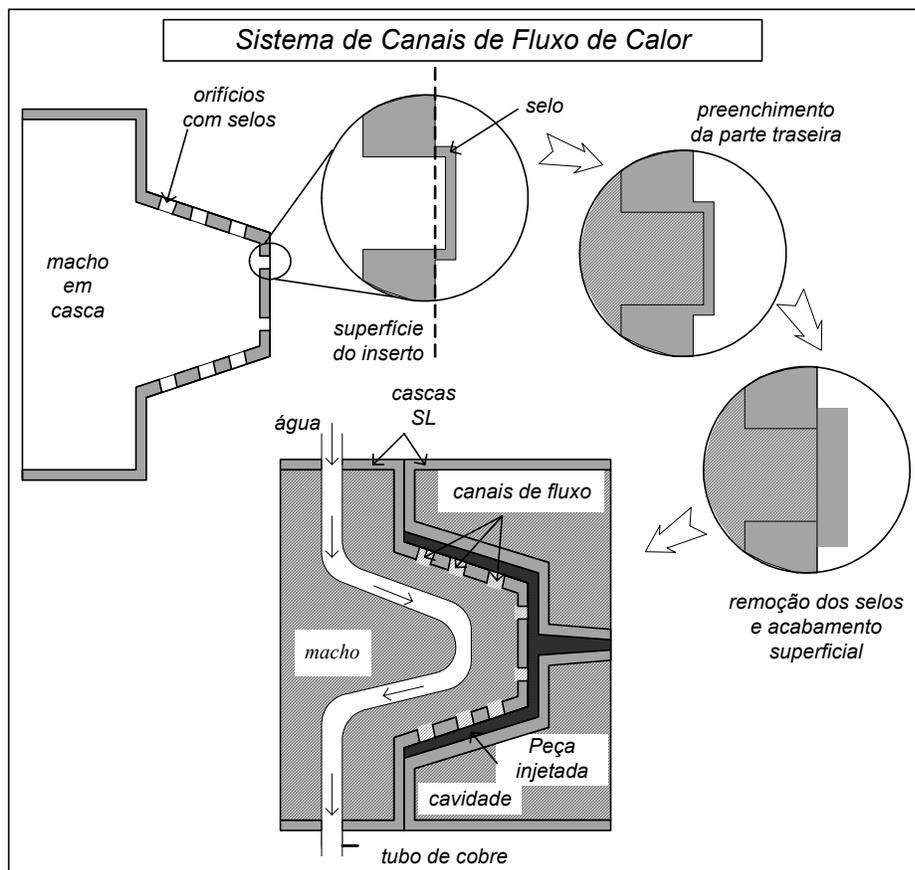


Figura 3.4 - Procedimento para a fabricação de insertos providos de canais de fluxo de calor (Ahrens et al., 2001).

Os selos são necessários para que a liga metálica seja contida durante o seu preenchimento. Após a solidificação da liga é realizado o pós-processamento dos insertos, onde as superfícies são lixadas para amenizar o efeito degrau, característico do processo de fabricação por camadas, e melhorar o acabamento superficial. Nesta etapa são removidos os selos e a superfície da liga metálica é exposta, sendo polida para ficar incorporada à superfície do molde. Pode-se optar pela utilização de tubos de cobre no inserto SL para auxiliar a extração do calor do metal. A Figura 3.5 ilustra um inserto fabricado utilizando esta técnica.

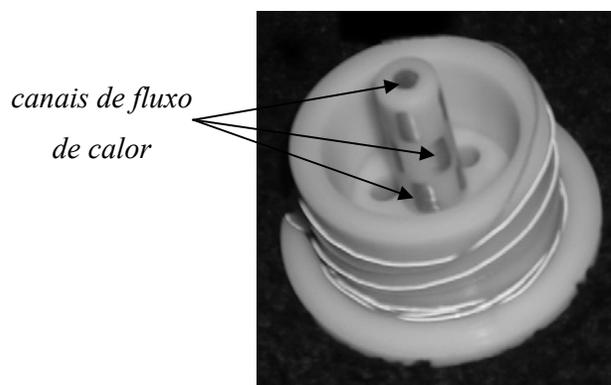


Figura 3.5 - Inserto provido de canais de fluxo de calor.

A eficiência do Sistema de Canais de Fluxo de Calor foi avaliada numericamente e apresentou uma melhoria significativa em relação ao processo em casca convencional, porém, a sua eficácia depende muito da geometria da peça. Existem também alguns aspectos que ainda não foram estudados. Por exemplo, os furos localizados no inserto podem originar concentração de tensões e tornar o inserto suscetível à falha. Uma limitação do uso desta técnica refere-se ao acabamento superficial da peça injetada, uma vez que os canais deixam marcas na mesma.

Lafrata (2003) propôs um sistema de resfriamento baseado no uso de líquido refrigerante sob pressão no qual um fluido exerce a função auxiliar de aumentar a resistência mecânica da ferramenta. A solução adotada por este autor consiste em, durante as fases de preenchimento e recalque, confinar o fluido refrigerante para que ele faça o papel de suporte estrutural, através da aplicação do Princípio de Pascal. Assim, o fluido age como uma porção "sólida", e a pressão aumenta conforme a intensidade do esforço aplicado. Este confinamento é realizado através do fechamento de válvulas, posicionadas entre as tubulações conectadas aos insertos e as mangueiras de distribuição do fluido de resfriamento (Figura 3.6). Ao final da fase de recalque, as válvulas são abertas e inicia-se a fase de resfriamento do moldado e do inserto.

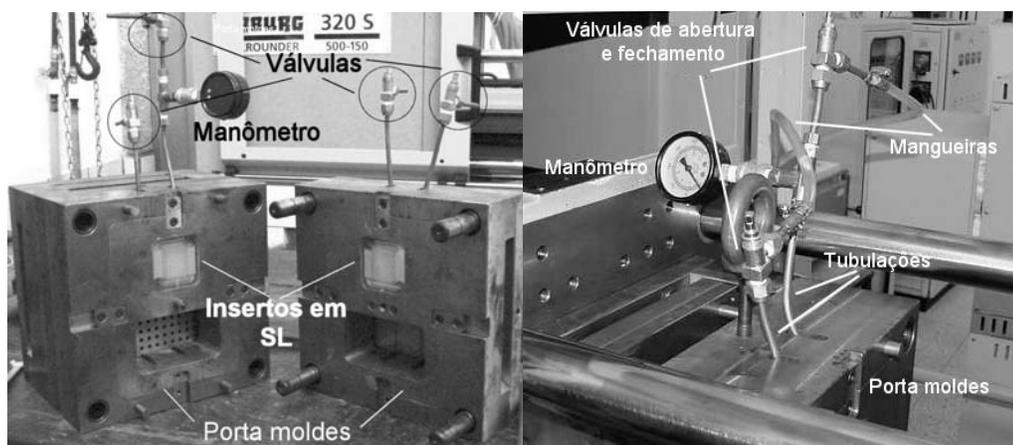


Figura 3.6: Sistema de resfriamento avaliado por Lafrata (2003).

Segundo Lafrata (2003), o uso de fluidos de resfriamento confinados, como suporte estrutural, a princípio cumpre sua função, desde que se garanta que o módulo de elasticidade volumétrico ou coeficiente de compressibilidade do fluido seja maior ou igual ao módulo de elasticidade da resina de estereolitografia. A primeira vista, com base em simulações, o efeito da dilatação térmica do fluido de resfriamento confinado – a água – sobre a deformação do inserto, não apresentou valores significativos. Se o comportamento do módulo de elasticidade da resina empregada, em função da variação de temperatura de operação, não for conhecido à escolha do fluido de resfriamento adequado fica comprometida.

3.3 - Análise de falhas em insertos SL

Ao avaliar a vida útil dos insertos SL, deve-se ter em mente qual o objetivo do usuário ao escolher este tipo de ferramenta. Frente ao atual estado de desenvolvimento e pesquisa relativa ao uso de insertos SL é evidente que o campo de aplicação desta técnica limita-se à fabricação de pequenos lotes de peças plásticas injetadas. Portanto, não é razoável esperar que se obtenha resultados similares aos dos moldes tradicionais, em termos de vida útil. A falha do inserto ocorre quando torna-se impossível obter peças com a qualidade desejada com a sua utilização.

A seguir serão descritos os esforços atuantes nos insertos durante o processo de moldagem por injeção, bem como apresentados os tipos de falhas mais comuns observadas no uso de insertos SL.

3.3.1 - Esforços atuantes nos insertos SL

Os carregamentos aos quais os insertos SL são submetidos durante o processo de injeção não diferem muito daqueles observados em moldes metálicos. Entretanto, os efeitos destas forças nos insertos SL são maiores haja visto os baixos valores das propriedades mecânicas das resinas SL.

As forças de extração que atuam nos insertos SL dependem basicamente dos parâmetros de processo, da geometria da peça e das propriedades dos materiais do inserto e moldado. Durante o processo de injeção, a temperatura do moldado diminui e a temperatura do inserto aumenta à medida que ocorre a troca de calor entre os mesmos. Assim, a peça contrai e o inserto expande, promovendo uma interferência entre as superfícies de contato. A força de extração (F_e) deve ser superior a força de atrito (F_{at}), considerando o ângulo de saída θ utilizado. Esta por sua vez é avaliada pelo produto da força de contato (F_N) pelo coeficiente de atrito entre as superfícies do inserto e do moldado (μ), conforme ilustrado na Figura 3.7.

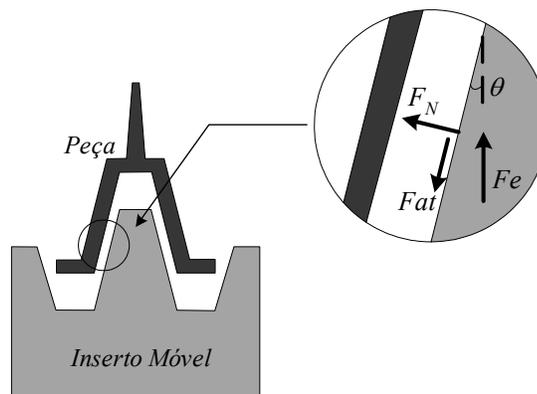


Figura 3.7 - Forças atuantes em insertos SL durante a extração da peça.

Alguns autores sugerem modelos teóricos para avaliar as forças de extração em insertos SL (Hopkinson & Dickens, 2000; Giang & Colton, 2002). Estas aproximações têm como objetivo avaliar a influência dos diversos parâmetros no

valor desta grandeza e propor alterações e procedimentos que visem minimizar os seus efeitos. Hopkinson & Dickens (2000) por exemplo, avaliaram a utilização da equação

$$F_e = \frac{\alpha(T_m - T_e) D E A \mu}{D [D/2t - (D\gamma/4t)]}, \quad (3.1)$$

onde

F_e representa a força de extração;

T_m a temperatura de amolecimento do material injetado;

T_e a temperatura do material injetado no instante da extração;

A a área de contato entre a peça e o inserto na direção da extração;

D o diâmetro do núcleo (para o caso de geometrias similares àquela ilustrada na Figura 3.7);

E o módulo de elasticidade do material injetado à temperatura T_e ;

α o coeficiente de expansão térmica do material injetado;

μ o coeficiente de atrito entre as superfícies da peça e do inserto;

γ o coeficiente de Poisson do material injetado e

t a espessura da peça injetada.

A Equação 3.1 foi proposta por Glanville & Denton (1965) para avaliar forças de extração em moldes convencionais para efeito de dimensionamento de pinos extratores. Os resultados obtidos por Hopkinson & Dickens (2000) utilizando esta equação, apresentaram valores aproximadamente 30% abaixo daqueles medidos experimentalmente.

Segundo Giang & Colton (2002), a equação de Glanville & Denton (1965) não considera a influência das propriedades do material do molde, o que compromete a sua utilização para avaliar as forças atuantes em insertos SL. Estes autores apresentaram um modelo teórico alternativo para avaliar as forças de extração neste tipo de ferramenta, que considera não apenas as propriedades do material do inserto como também dos parâmetros de construção utilizados. Este modelo é baseado na seguinte equação (Giang & Colton, 2002):

$$F_e = F_{fric,therm} + F_{def, stair} \quad (3.2)$$

onde

F_e representa a força de extração;

$F_{fric,therm}$ a parcela da força devido aos efeitos da contração térmica e

$F_{def, stair}$ a parcela da força devido ao efeito degrau, proveniente do processo de fabricação por camadas (ver Figura 3.8).

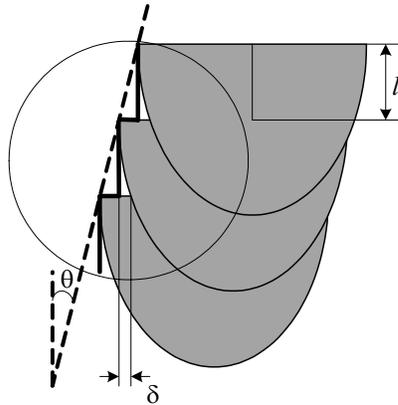


Figura 3.8 - Efeito degrau (adaptado de Giang & Colton, 2002).

Os valores de $F_{fric,therm}$ e $F_{def,stair}$ podem ser determinados através das equações

$$F_{fric,therm} = \frac{SA * (\mu \cos \theta - \text{Sen } \theta) * (\alpha_p \Delta T_p r_p - \alpha_m \Delta T_m r_m)}{r_m \left[\frac{1}{E_p} \left(\frac{r_p^2 + r_m^2}{r_p^2 - r_m^2} + \nu_p \right) + \frac{1 - \nu_m}{E_m} \right]}, \text{ e} \quad (3.3)$$

$$F_{def,stair} = \frac{SA * \delta^2}{l * r_m * \left[\frac{1}{E_p} \left(\frac{r_p^2 + r_m^2}{r_p^2 - r_m^2} + \nu_p \right) + \frac{1 - \nu_m}{E_m} \right]}, \quad (3.4)$$

onde

os índices P e m representam peça e inserto respectivamente;

SA representa a área de contato entre as superfícies do inserto e do moldado;

μ o coeficiente de atrito entre as superfícies da peça e do inserto;

θ o ângulo de saída;

α o coeficiente de expansão térmica;

ΔT a mudança de temperatura ocorrida entre o início e o término do processo de injeção;

E o módulo de elasticidade;

ν o coeficiente de Poisson;

r o raio hidráulico característico da aproximação utilizada (cilindro de paredes espessas);

l a espessura de camada utilizada e

δ um fator geométrico, conforme ilustrado na Figura 3.8.

Giang & Colton (2002) aplicaram as equações para determinar as forças de extração em insertos com vários tipos de geometrias (triangular, retangular, hexagonal e circular). Os resultados obtidos apresentaram erros de aproximadamente 10% em relação aos valores obtidos experimentalmente para a geometria circular. Para as demais geometrias avaliadas os erros foram maiores, cerca de 30%. Segundo estes autores os valores de forças calculadas a partir das equações de Glanville & Denton (1965) apresentaram erros superiores àqueles obtidos com as equações 3.3 e 3.4.

Os valores teóricos de força de extração calculados por Giang & Colton (2002) foram obtidos utilizando valores experimentais de temperatura na Equação 3.3. Estes autores também sugerem o uso de um modelo numérico para determinar a temperatura do conjunto inserto e peça. Tal aproximação no entanto, considera a temperatura inicial em todo o inserto igual a 50 °C, desprezando assim o gradiente de temperatura existente no mesmo. Os resultados mostraram que, apesar do modelo apresentar valores de temperatura próximos àqueles medidos experimentalmente no ponto monitorado, os valores de forças de extração obtidos apresentaram erros de até 40%.

A determinação das forças de extração atuantes em insertos SL não é trivial uma vez que os parâmetros envolvidos não são fáceis de serem determinados. Muitas vezes as forças avaliadas analiticamente não consideram certas particularidades do processo. Por exemplo, se a extração da peça ocorrer prematuramente, esta provavelmente irá aderir ao inserto provocando esforços excessivos no mesmo. Como o inserto não permanece a uma temperatura

constante, a probabilidade deste tipo de problema ocorrer é muito grande, haja vista a dificuldade de determinar o momento adequado para a extração da peça.

Outro parâmetro difícil de ser considerado na avaliação das forças de extração é o efeito da pós-cura nas propriedades da resina. Cedorge *et al.* (1999) apresentaram resultados experimentais que revelaram que insertos construídos com a resina DuPont Somos SL 7110[®] e submetidos a um tratamento térmico posterior apresentaram valores menores de força de extração (Figura 3.9). Segundo estes autores, a alta rigidez e a fragilidade apresentada pelo material após a cura térmica, torna-o menos passível a aderir à peça injetada. Além disso, ocorre uma diminuição do coeficiente de expansão térmica do material, o que contribui para a diminuição da força de extração, à medida que reduz a interferência entre o inserto e a peça.

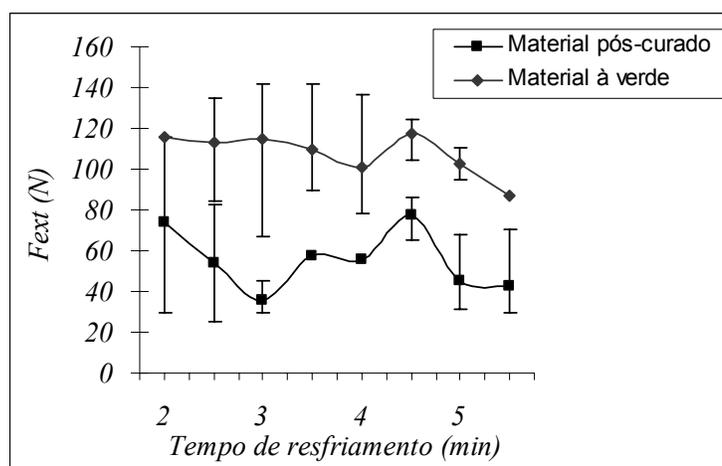


Figura 3.9 - Efeito da cura na força de extração da peça, atuantes em um inserto SL (adaptado de Cedorge et al., 1999).

Um fato observado por Cedorge et al (1999) foi a diminuição da força de extração com o aumento do número de peças injetadas (Figura 3.10). Segundo estes autores isto ocorre devido aos efeitos da cura térmica do material durante a injeção no inserto, quando este fica exposto às altas temperaturas. Além disso, com o aquecimento do inserto há uma diminuição na contração da peça e conseqüentemente um decréscimo na aderência entre os mesmos.

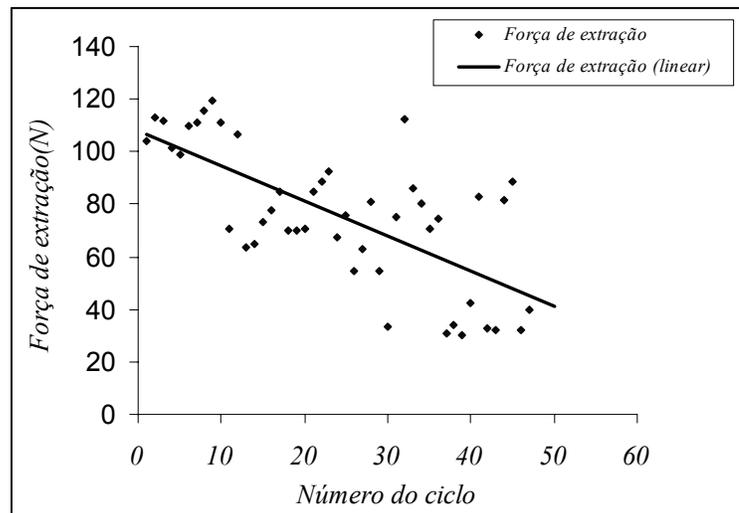


Figura 3.10 - Variação da força de extração com o número de peças injetadas (adaptado de Cedorge et al., 1999).

Durante o processo de injeção, ocorre um gradiente de temperatura no inserto que varia com o número de peças injetadas. Assim o inserto estará submetido a tensões decorrentes deste carregamento. A Figura 3.11 apresenta as tensões atuantes em um inserto 20 segundos após a injeção da peça, determinadas numericamente. Pode-se observar que ocorrem valores altos de tensão que aumentam ao longo do processo de injeção devido ao aquecimento do inserto

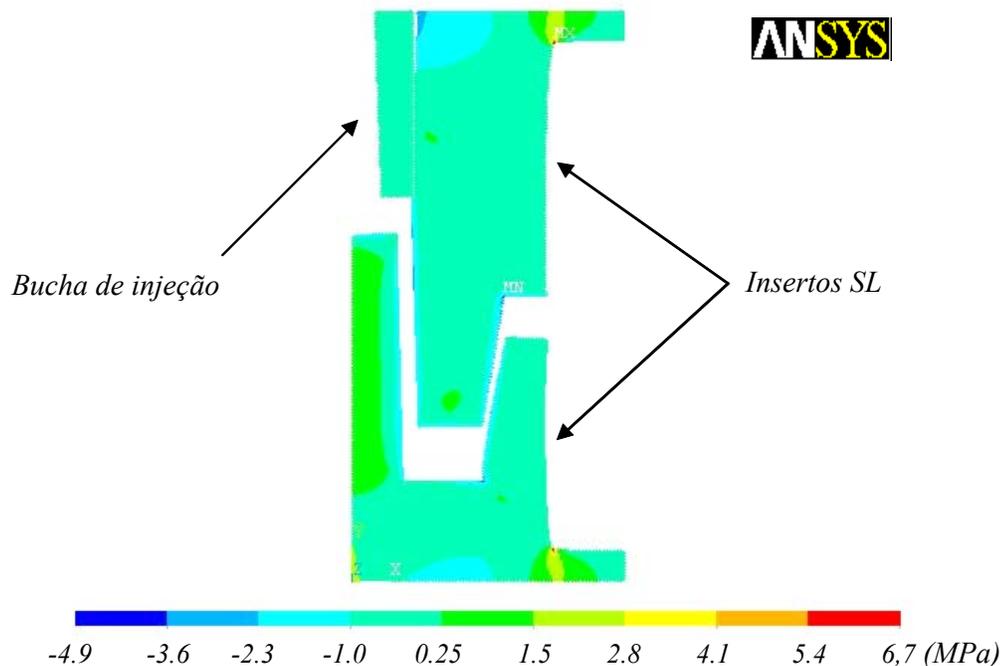


Figura 3.11 - Tensões térmicas atuantes em um inserto SL.

As tensões térmicas geralmente são negligenciadas quando são avaliadas as forças atuantes em insertos SL durante o processo de injeção. Estes esforços no entanto são consideráveis, uma vez que o coeficiente de expansão térmica das resinas é cerca de 10 vezes superior ao dos aços. Tais solicitações atuam durante todo o processo e portanto combinadas com outros esforços como forças de extração e de fechamento e pressões de recalque e injeção.

Outro esforço ao qual os insertos SL estão submetidos durante o processo de moldagem por injeção é a força de fechamento, necessária para manter o molde fechado durante o ciclo de injeção. O seu valor pode ser estimado multiplicando o valor da pressão de recalque pela área projetada da cavidade. Os valores de pressão utilizados no processo de injeção em insertos SL são relativamente baixos, comparados àqueles utilizados em moldes convencionais (Beal *et al.*, 2002). Assim, as forças de fechamento requeridas quando se utilizam insertos SL são normalmente baixas.

Durante o processo de injeção, é comum o operador inexperiente provocar a ruptura do inserto SL, na tentativa de corrigir defeitos de rebarbas excessivas na peça injetada, aumentando o valor da força de fechamento. Na maioria dos casos este problema pode ser contornado reduzindo a velocidade de preenchimento ou pressão de injeção. Porém, esta estratégia é ineficaz quando o problema de rebarbas é decorrente de defeitos de planicidade das superfícies dos insertos. Neste caso, a melhor solução é ajustar as superfícies de fechamento dos insertos antes do seu uso.

As pressões de injeção, que promovem o fluxo de material polimérico através dos canais de alimentação do inserto, podem provocar ruptura por cisalhamento ou flexão em *features*³ mais frágeis da cavidade, conforme ilustrado na Figura 3.12. Valores altos de velocidade de injeção provocam rebarbas excessivas e até um aumento da temperatura do polímero decorrente de atrito durante o preenchimento da cavidade. A pressão de recalque por sua vez atua no inserto provocando tensões de compressão no mesmo. Além disso, quanto maior a pressão de recalque utilizada, maior será a força de fechamento requerida.

³ Termo que identifica características geométricas de um componente como saliências ou ressaltos.

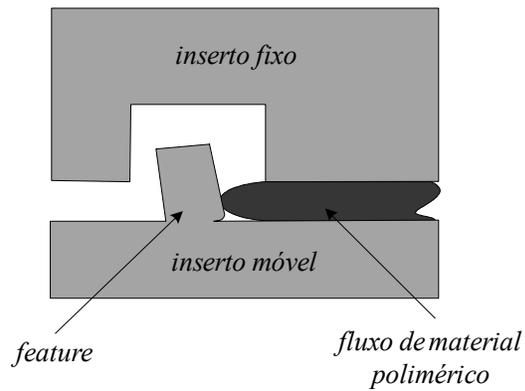


Figura 3.12 - Efeito do fluxo polimérico nas paredes do inserto.

3.3.2 - Tipos de falhas observadas em insertos SL

Não há um entendimento claro entre os pesquisadores com relação aos tipos de falhas que ocorrem nos insertos SL durante o processo de injeção e das suas respectivas falhas. Entretanto é possível classificar os tipos de falhas em quatro categorias gerais, de acordo com a sua localização no inserto, com base em observações e de resultados apresentados por diferentes pesquisadores.

3.3.2.1 - Ruptura generalizada do inserto

A falha generalizada ocorre principalmente de maneira catastrófica com uma rachadura do inserto na região da cavidade (ver Figura 3.13). Acredita-se que este tipo de falha ocorre geralmente devido a uma combinação de esforços atuando no inserto quando a sua resistência é reduzida por efeito das temperaturas de injeção.

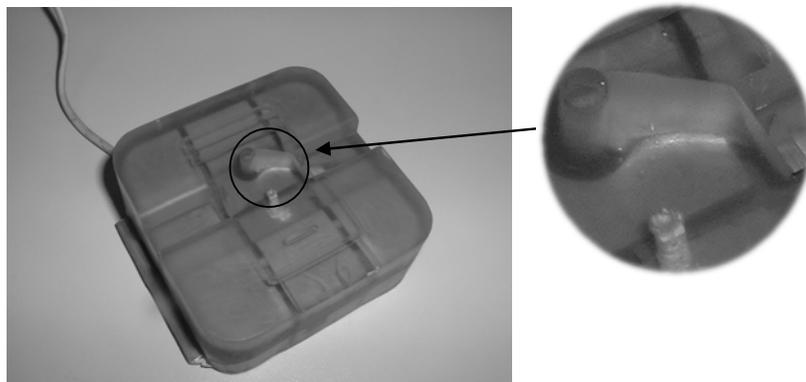


Figura 3.13 - Ruptura generalizada em um inserto SL.

O uso de forças de fechamento excessivas pode provocar a ruptura dos insertos SL no primeiro ciclo de injeção. Em outros casos, o inserto quebra após a injeção de um determinado número de peças devido a uma combinação dos efeitos da força de fechamento e da temperatura, que causam uma diminuição da resistência do material ao impacto e um aumento das tensões térmicas.

Os efeitos combinados de temperatura e esforços de extração podem provocar a ruptura generalizada dos insertos SL. À medida que peças são injetadas, a temperatura e conseqüentemente as tensões de compressão devido à expansão térmica do inserto aumentam enquanto que a tensão de ruptura da resina SL diminui. O inserto torna-se então menos resistente a esforços de flexão e pode romper por efeito das forças de extração.

3.3.2.2 - Ruptura de *features*

A ruptura localizada do inserto na região de *features* foi reportada por Rahmati & Dickens (1997) e Cedorge *et al.* (1999). Estes autores mostraram que a utilização de pressão ou velocidade de injeção alta pode provocar a ruptura de *features* cuja relação entre a altura e a espessura seja muito superior a 1. Este tipo de falha, ilustrada na Figura 3.14, ocorre devido à flexão e ao cisalhamento provocado pelo fluxo polimérico, combinado com a redução na tensão de ruptura do material devido ao seu aquecimento.

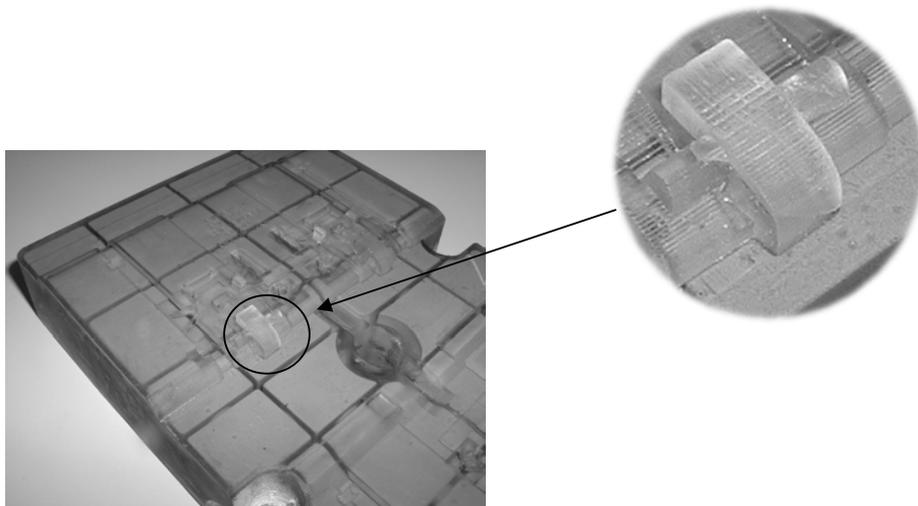


Figura 3.14 – Ruptura de uma feature em um inserto SL.

A força de extração, considerada por muitos autores a principal causa da falha de insertos SL (Hopkinson, 1999; Cedorge *et al.*, 1999), também provoca a ruptura de *features*. Este problema pode ocorrer quando a temperatura do inserto está muito alta ou quando o tempo de resfriamento utilizado é muito grande, o que provoca uma aderência maior entre peça e o inserto. Finalmente, o inserto pode apresentar falhas em *features* no momento do fechamento do molde devido à interferência entre as superfícies causada pela expansão térmica, caso a linha de partição não tenha sido definida adequadamente.

3.3.2.3 - Ruptura localizada da camada superficial do inserto

Algumas resinas como a DuPont Somos SL 7110[®] e a Ciba Tools SL 5170[®] tornam-se excessivamente frágeis e quebradiças devido à sua exposição às temperaturas de injeção. Assim é comum parte da camada superficial do inserto se soltar durante a sua utilização. Isto ocorre principalmente na região próxima ao ponto de injeção onde as temperaturas são maiores (ver Figura 3.15). Este tipo de falha, apesar de não ser catastrófica, na maioria das vezes inutiliza os insertos pois inviabiliza a obtenção de peças com o acabamento superficial desejado. Além disso, torna a região em questão mais suscetível a romper-se por efeito de outros tipos de carregamentos.

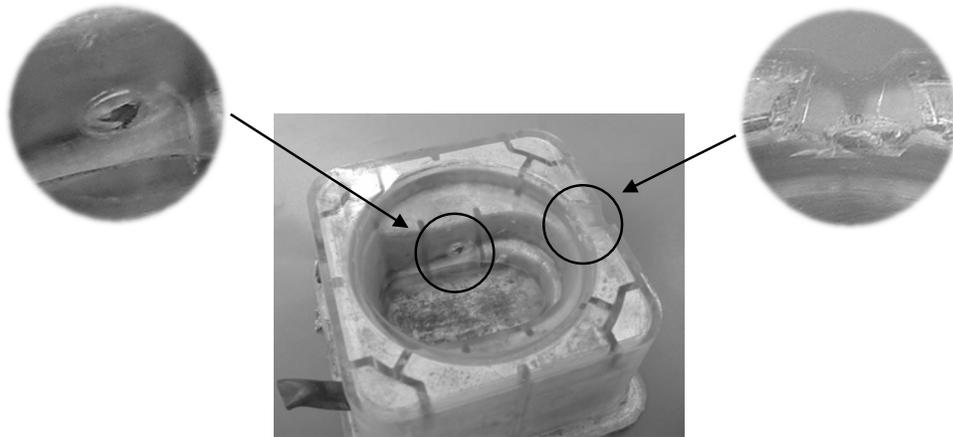


Figura 3.15 - Inserto com ruptura localizada da camada superficial.

A afinidade química entre o material injetado e a resina também pode ocasionar a ruptura da camada superficial do inserto. Dependendo da temperatura nas regiões de contato (se elevadas) e da afinidade química entre os materiais, o material injetado pode aderir ao inserto, aumentando a força de extração e as tensões atuantes nas regiões de cantos vivos onde o efeito degrau é mais acentuado. Cabe salientar que no caso de polímeros, as temperaturas nas quais o processo de difusão pode ocorrer são bem menores do que nos metais. Este efeito é ainda mais significativo quando as propriedades mecânicas da resina estão reduzidas devido ao aquecimento do inserto, conforme citado anteriormente.

3.3.2.4 - Falhas devido a deformações excessivas

As deformações permanentes, que ocorrem nos insertos SL durante o processo de injeção, podem comprometer a sua utilização devido a problemas dimensionais. Conforme ilustrado na Figura 2.10, o módulo de elasticidade do material apresenta uma redução significativa quando a sua temperatura é aumentada, o que torna o inserto suscetível a deformações excessivas. Assim é comum os insertos apresentarem problemas de falta de planicidade e, conseqüentemente, rebarbas excessivas na peça, após um determinado número de peças serem injetadas.

Na Figura 3.16 é apresentado um inserto após o uso na fabricação de peças plásticas injetadas. Pode-se verificar que ocorreram deformações permanentes ao redor da cavidade e do canal de alimentação, devido à ação das forças inerentes ao processo de injeção, atuando no inserto aquecido. As peças injetadas apresentaram rebarbas excessivas.

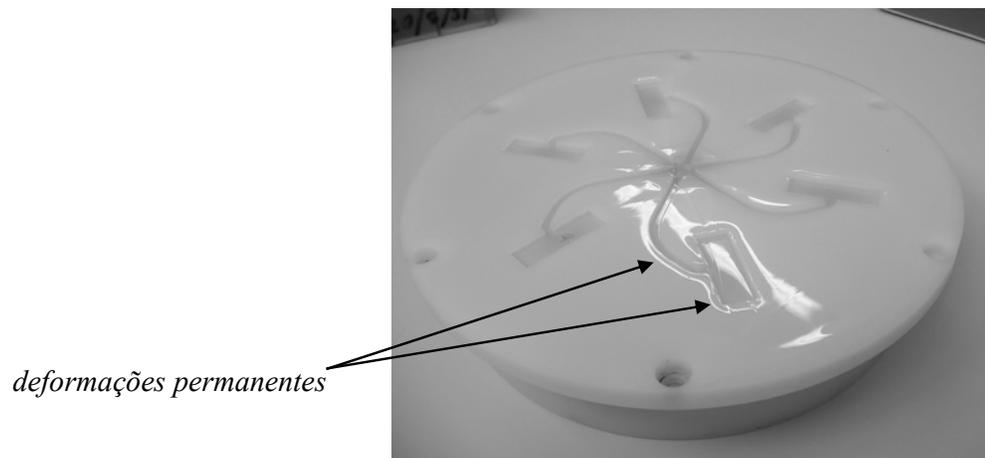


Figura 3.16 - Deformações plásticas em um inserto SL.

3.4 - Avaliação da vida útil dos insertos SL

A falha dos insertos de estereolitografia gera uma insegurança nos eventuais usuários desta tecnologia. O número de peças que podem ser moldadas em insertos SL depende de vários fatores como parâmetros do processo de injeção, parâmetros de construção do inserto, comportamento do material e principalmente da sua geometria. Para obter o maior número de peças possível é necessário conhecer a influência de cada uma destas variáveis na resistência dos insertos e nos esforços atuantes nos mesmos. Desta forma, pode-se projetá-los e usá-los com maior discernimento e conseqüentemente explorar melhor os recursos que esta técnica oferece.

De acordo com o descrito anteriormente, as maiores dificuldades observadas até o momento no uso dos insertos SL são decorrentes da ineficiência do sistema de resfriamento, haja vista a baixa condutividade térmica apresentada pelas resinas SL. Contudo, este problema pode ser minimizado se determinados aspectos forem considerados durante o projeto e uso dos insertos. A seguir será avaliada a influência de vários parâmetros na vida útil dos insertos SL, bem como apresentadas algumas recomendações baseadas em resultados experimentais obtidos por autores que desenvolvem pesquisas nesta área.

3.4.1 - Influência dos parâmetros de construção na vida útil dos insertos SL

Os parâmetros utilizados durante a fabricação dos insertos SL (ver Figura 2.4) determinam o grau de cura do inserto e a sua rugosidade. Estes por sua vez influenciam nas propriedades mecânicas do material e nas forças de extração respectivamente. Desta forma, mudanças em variáveis como a espessura da camada, a orientação de construção e a distância entre os filetes, alteram a resistência mecânica do inserto e os esforços aos quais estes estarão submetidos durante o processo de injeção.

3.4.1.1 - Espessura das camadas (Rugosidade)

Giang & Colton (2002) sugerem uma equação para quantificar a rugosidade dos insertos SL em função dos parâmetros de construção. Esta expressão (Equação 3.5) também foi utilizada na dedução da Equação 3.4. A Figura 3.17 ilustra os parâmetros envolvidos no cálculo da rugosidade de acordo com a proposta destes autores.

$$R_a = 0.25 \left[C_{Lw} * \left(1 - \sqrt{\frac{OC}{OC+l}} \right) \cos \theta + l \operatorname{Sen} \theta \right] \quad (3.5)$$

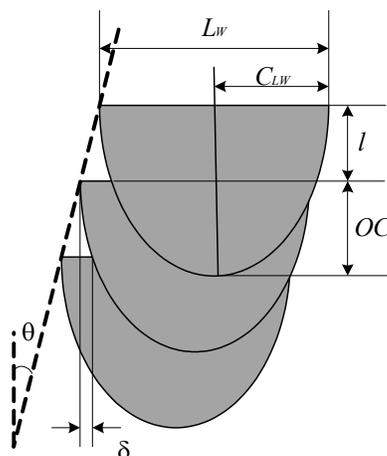


Figura 3.17 - Modelagem da rugosidade superficial dos insertos SL (Giang & Colton, 2002).

Giang & Colton (2002) desenvolveram experimentos utilizando as resinas DuPont Somos SL 7510[®] e SL 7110[®] para fabricar e testar insertos com várias

geometrias, para validar a equação acima. Os resultados mostraram que, como esperado, um acréscimo da espessura de camada utilizada durante a construção aumenta a rugosidade do inserto. O mesmo comportamento foi observado para a força de extração.

Hopkinson *et al.* (1999) estudaram a influência da espessura de camada e conseqüentemente da rugosidade do inserto nas forças de extração. Estes autores fabricaram insertos com a resina CibaTool SL 5190[®], utilizando espessuras de 0.05 mm, 0.1 mm e 0.15 mm. Conforme ilustrado na Tabela 3.1, quanto maior a espessura da camada, maior será a rugosidade do inserto. Nesta tabela também são apresentados os valores de rugosidade do inserto após a injeção de 40 peças. Os resultados mostraram que não ocorrem mudanças significativas nos valores desta grandeza decorrentes do processo de injeção, apesar do pequeno aumento verificado naquele inserto fabricado utilizando uma espessura de camadas de 0.15 mm.

Tabela 3.1 - Valores medidos de rugosidade de insertos construídos com diferentes espessuras de camadas (adaptado de Hopkinson et al., 1999)

<i>Espessura da Camada (mm)</i>	<i>Rugosidade média antes da moldagem (μ)</i>	<i>Rugosidade média após a moldagem (μ)</i>	<i>Forças de extração medidas (N)</i>
0.05	3	3	183
0.1	10	9	290
0.15	15	17	497

A Tabela 3.1 apresenta os valores medidos de forças de extração em função da espessura de camadas utilizadas na construção. Como pode ser visto, espessuras de camadas maiores e conseqüentemente maiores rugosidades, induz em maiores valores de forças de extração devido ao aumento da força de atrito entre as superfícies do inserto e do moldado. Este resultado contraria aqueles previstos pela Equação 3.4 uma vez que a espessura de camada “*l*” aparece no denominador daquela expressão (apesar de também influenciar o valor de δ). Os resultados experimentais obtidos por Giang & Colton (2002) também sugerem esta tendência.

De uma maneira geral o uso de pequenas espessuras de camadas promove um melhor acabamento superficial do inserto SL. Assim, a rugosidade do inserto é menor e conseqüentemente as forças atuantes no mesmo durante a extração da peça injetada são também minimizadas. Portanto, pode-se esperar um aumento da vida útil do inserto quando espessuras mínimas de camadas são utilizadas, apesar do aumento do seu custo de fabricação.

3.4.1.2 - Distância entre filetes de cura

A máquina de estereolitografia permite ao usuário determinar a distância entre os filetes curados durante a fabricação da peça (ver Figuras 2.4 e 2.5). Quando esta grandeza é definida de maneira tal que haja uma superposição das trajetórias do laser, provavelmente a quantidade de resina não curada será menor. Assim, a pós-cura da resina devido aos efeitos das temperaturas de injeção serão minimizados. Além disso, a probabilidade da ocorrência de micro-fissuras será também reduzida.

O efeito descrito no parágrafo anterior foi avaliado por Salmoria *et al.* (2003). Estes autores construíram peças com a resina DuPont Somos 7110[®] utilizando espaçamento entre filetes de 0.05 mm, 0.1 mm e 0.15 mm e avaliaram o comportamento termomecânico de cada peça fabricada. Os resultados, ilustrados na Figura 3.18, revelaram que a peça fabricada utilizando espaçamento entre filetes de 0.15 mm apresentou maiores contrações (resultados similares àqueles ilustrados na Figura 3.6), mostrando que a resina estaria mais propícia a apresentar cura adicional devido aos efeitos da temperatura.

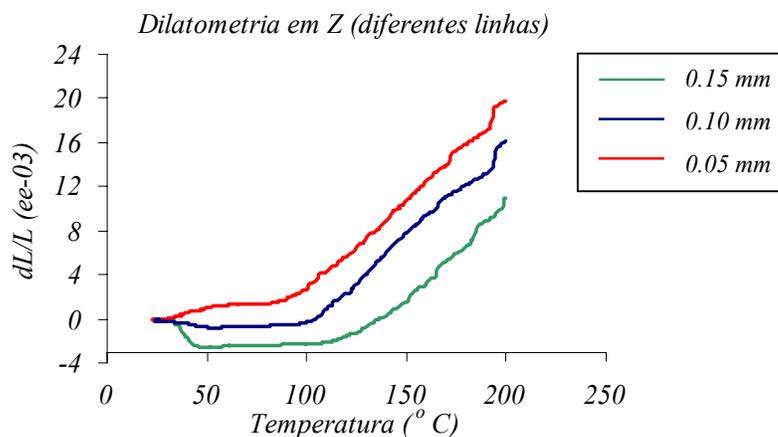


Figura 3.18 – Resultados do ensaio de dilatometria em peça fabricadas com diferentes valores de espaçamento entre filetes (Salmoria et al., 2003).

3.4.2 - Influência dos parâmetros de projetos na vida útil dos insertos SL

3.4.2.1 - Ângulo de saída

O ângulo de saída tem grande influência na rugosidade e nas forças de extração atuantes nos insertos SL. Como pode ser visto na Figura 3.7, quanto maior o ângulo de saída θ , menor será a força de extração F_e . Contudo esta relação não é direta quando se trata de insertos fabricados pelo processo de estereolitografia, conforme descrito por alguns autores.

Cedorge *et al.* (1999) estudaram a influência do ângulo de saída e da espessura de camadas nas forças de extração. Estes autores construíram insertos com a resina Vantico SL 7110[®], variando o ângulo de saída de 1 a 6 graus e utilizando espessuras de camadas de 0.05 mm, 0.1 mm e 0.2 mm, respectivamente. Os resultados revelaram que a relação entre o ângulo de saída e a força de extração depende da espessura de camada utilizada na fabricação do inserto. Conforme ilustrado na Figura 3.19, um aumento da espessura da camada torna o inserto tão sensível à rugosidade que um acréscimo do ângulo de saída pode até mesmo aumentar a força de extração da peça. Além disso, o efeito degrau torna-se mais significativo para ângulos maiores.

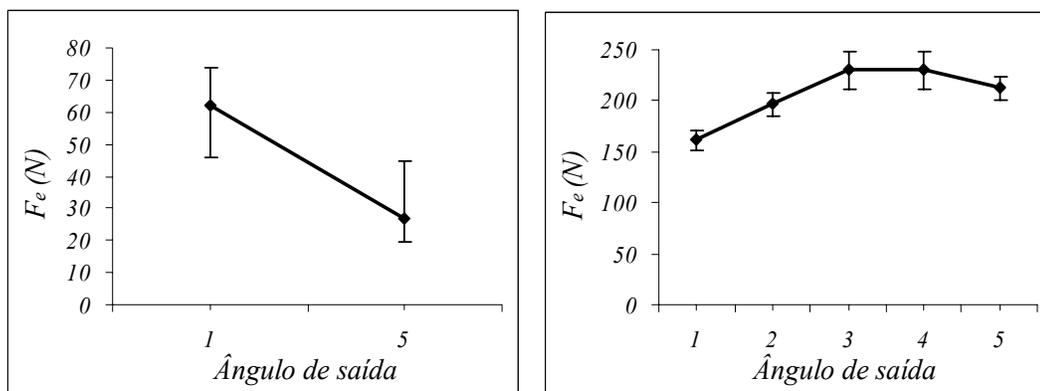
(a) Espessura de camada 50 μm (b) Espessura de camada 203 μm

Figura 3.19 - Influência da espessura de camada e do ângulo de saída na força de extração (adaptado de Cedorge et al., 1999).

Os resultados apresentados por Cedorge et al (1999) mostraram que o ângulo de saída a ser adotado no projeto dos insertos SL deve ser definido considerando-se a espessura de camadas utilizada, a fim de garantir menores forças de extração da peça. Assim os efeitos deste carregamento podem-se minimizados.

3.4.2.2 - Dimensões das *features*

A influência das dimensões das *features* na vida útil dos insertos SL foi estudada por Cedorge et al. (1999). Estes autores construíram insertos utilizando a resina DuPont Somos SL 7110[®] variando a razão de aspecto (relação largura e espessura) e razão de comprimento (relação comprimento e espessura) das nervuras. Peças foram injetadas até que ocorresse a ruptura do inserto. Os resultados mostraram que a utilização de *features* com maior razão de aspecto e menor razão de comprimento pode aumentar a vida útil do inserto.

Os resultados obtidos por Cedorge et al. (1999) revelaram também que as dimensões das *features*, bem como a sua localização, determinam como estas irão falhar. Features localizadas próximas ao ponto de injeção falharam por flexão devido ao fluxo polimérico. Pequenos pedaços das nervuras que apresentavam maior razão de aspecto quebraram devido à força de extração. Finalmente, as que apresentavam razão de comprimento elevada foram completamente removidas. Ao avaliarem estes

resultados os autores afirmam que a razão de comprimento é determinante para a vida útil do inserto

3.4.2.3 - Linha de partição

A linha de partição é definida como o contorno onde ocorre o contato entre os insertos fixo e móvel durante o fechamento do molde (Figura 3.20). Este talvez seja o parâmetro de projeto que mais influencia na vida útil do inserto e na qualidade da peça injetada. As peças fabricadas pelo processo de estereolitografia estão sujeitas a variações dimensionais maiores do que aquelas fabricadas pelos processos convencionais de corte. Assim, é comum os insertos SL apresentarem espaços entre as suas superfícies após o fechamento do molde, ou seja, o molde não fecha completamente causando rebarbas excessivas nas peças.

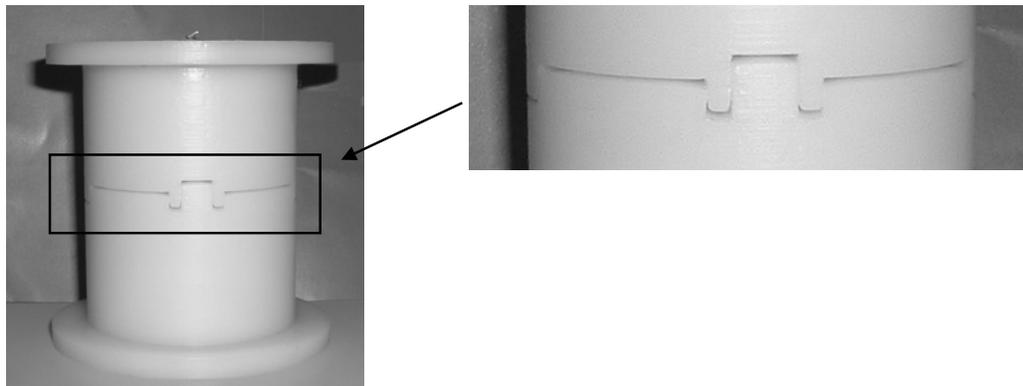


Figura 3.20 – Linha de partição de um inserto de estereolitografia.

Outro problema que pode ocorrer nos insertos SL decorrente de uma linha de partição mal definida é a ruptura de uma pequena parte do inserto. Linhas de partição que necessitam de uma maior precisão dimensional podem acarretar em interferência entre as superfícies e conseqüentemente a falha localizada, até mesmo em insertos metálicos (Figura 3.21). Este problema pode ser agravado pelo aquecimento do material durante o processo de injeção, uma vez que o coeficiente de expansão térmica das resinas SL são normalmente dez vezes superior aos dos aços.

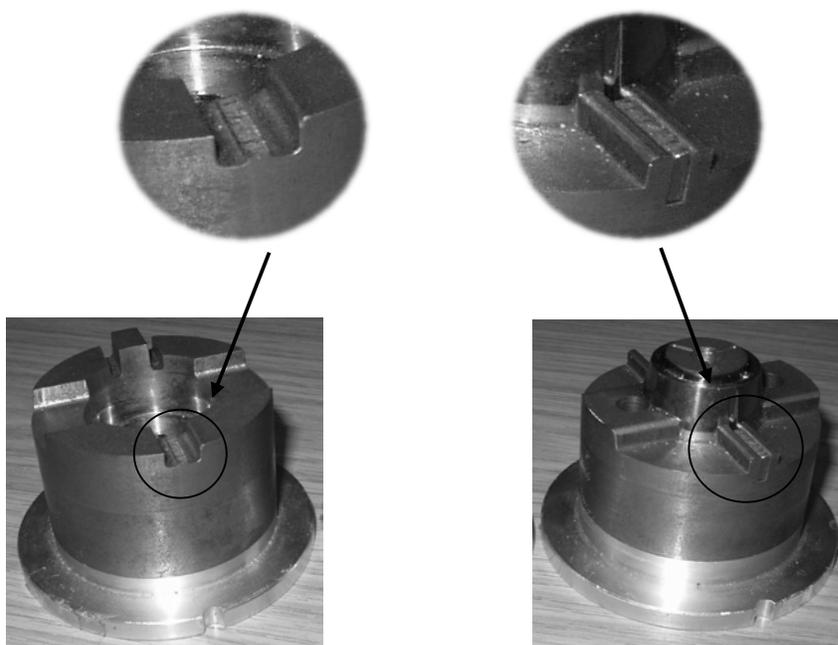


Figura 3.21 – Inserto metálico com rompimento na linha de partição (em destaque).

3.4.3 - Influência dos parâmetros de injeção na vida útil dos insertos SL

3.4.3.1 - Efeitos da temperatura de injeção

A temperatura de injeção promove um aquecimento do inserto ao longo do processo de injeção. Portanto, este parâmetro irá promover, para alguns casos, uma pós-cura térmica do material do inserto, alterando as suas propriedades mecânicas, conforme descrito na Seção 2.1.2. Outro efeito das temperaturas de injeção é a diminuição das propriedades mecânicas da resina SL à medida que peças são injetadas e a temperatura do inserto aumenta (ver Figuras 2.8 e 2.9).

Além dos efeitos sobre as propriedades mecânicas da resina, a temperatura de injeção também influencia nos esforços atuantes nos insertos. Quanto maior a temperatura de injeção maior será a temperatura média do inserto após a estabilização do processo e portanto maiores serão as tensões térmicas atuantes. Assim, espera-se que com a utilização de insertos SL para fabricação de peças com termoplásticos cujas temperaturas de injeção recomendadas sejam altas, a vida útil do inserto seja reduzida. Recomenda-se portanto a utilização de temperaturas inferiores àquelas recomendadas pelo fornecedor do material injetado, haja vista que

neste caso a temperatura do molde é superior àquela observada durante o uso de moldes metálicos.

3.4.3.2 - Efeitos da força de fechamento

As forças de fechamento podem causar a falha do inserto no primeiro ciclo de injeção se não forem corretamente estabelecidas. O choque entre as superfícies do inserto no momento do fechamento do molde pode quebrá-lo, uma vez que as resinas SL diminuem a sua resistência ao impacto quando aquecidas. A recomendação usual é aumentar gradualmente a força de fechamento e utilizar o menor valor possível.

3.4.3.3 - Efeitos das pressões de injeção e recalque

As baixas resistências mecânicas apresentadas pelas resinas SL tornam os insertos SL suscetíveis a falhas sob ação das pressões de injeção e recalque. Tal como no caso da força de fechamento, a recomendação usual é utilizar os menores valores possíveis destas grandezas, sem contudo comprometer a qualidade da peça injetada. Altas pressões de injeção podem provocar a ruptura de *features*, conforme ilustrado na Figura 3.12.

3.4.3.4 - Efeitos do tempo de resfriamento da peça

A determinação do tempo de resfriamento da peça depende basicamente da geometria, do material injetado e das propriedades do material do molde. Para os moldes metálicos, este parâmetro é definido considerando-se o tempo necessário para que a peça seja extraída sem apresentar deformações excessivas. Neste caso, tempos de resfriamento longos são indesejáveis pois diminui a produtividade do processo.

O tempo de resfriamento da peça tem uma conotação diferente quando se trata de injeção em insertos SL. Como se trata de um processo utilizado para a fabricação de pequenos lotes de peças, o fator produtividade é secundário. Assim, deve-se considerar fundamentalmente a influência desta variável na vida útil do inserto na sua determinação, a fim de garantir que um maior número de peças possa

ser injetada. Além disso, como o inserto aumenta a sua temperatura gradativamente, a determinação desta grandeza não é trivial e deve ser realizada considerando a temperatura do inserto no início do ciclo de injeção, quando for utilizado o procedimento de resfriar o inserto entre os ciclos de injeção.

Hopkinson (1999) avaliou os efeitos do tempo de resfriamento da peça nas forças de extração atuantes em insertos SL. Como pode ser visto na equação 3.1, quanto menor o valor da temperatura do moldado no instante da injeção (T_e) e portanto a diferença ($T_m - T_e$), maior será o valor da força calculada. Esta tendência foi comprovada experimentalmente por este autor, conforme apresentado graficamente na Figura 3.22, onde a força de extração aumenta à medida que se permite um maior tempo de resfriamento da peça antes da sua extração.

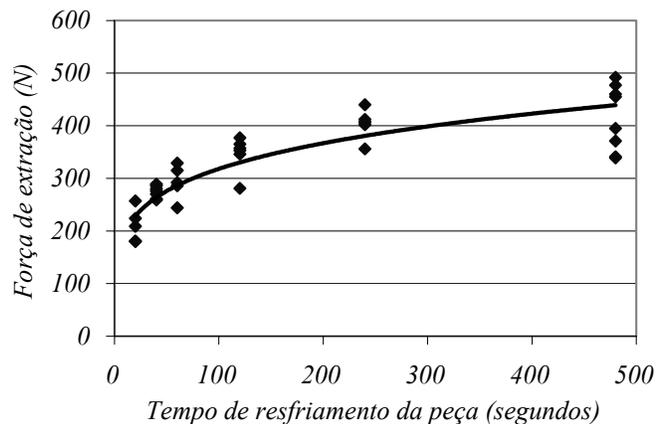


Figura 3.22 – Influência do tempo de resfriamento da peça nas forças de extração (adaptado de Hopkinson, 1999).

Os experimentos realizados por Hopkinson (1999) mostraram que a temperatura do inserto no instante da extração deve ser considerada na determinação do tempo de resfriamento a ser adotado. Os resultados apresentados indicaram que a peça deve ser extraída o mais cedo possível, quando as forças necessárias para a sua extração são menores. Contudo, a temperatura do inserto aumenta lentamente devido à baixa condutividade térmica da resina SL. Assim, abrir o molde prematuramente pode não ser a melhor estratégia uma vez que a resistência mecânica do inserto pode estar reduzida por efeito das altas temperaturas.

3.5 - Considerações finais

Os trabalhos experimentais desenvolvidos por vários pesquisadores forneceram informações importantes que permitiram um maior discernimento a respeito do uso de insertos SL. Estes estudos revelaram, por exemplo, que a influência de parâmetros de projeto como dimensões das *features* e ângulo de saída devem ser definidos, considerando aspectos particulares como estilo de construção utilizado e a baixa resistência mecânica das resinas SL.

Os esforços atuantes nos insertos SL durante o processo de injeção, aparentemente são diferentes daqueles que agem nos moldes metálicos. Hopkinson (1999) por exemplo, mostrou experimentalmente que os valores de forças de extração atuantes em insertos SL são cerca de 40% maiores do que aqueles que atuam em insertos de alumínio, para as condições utilizadas por este autor. As tensões térmicas por sua vez, não foram consideradas nas análises desenvolvidas pelos pesquisadores citados neste capítulo, apesar das resinas SL apresentarem um coeficiente de expansão térmica cerca de dez vezes superior aos dos aços.

Os parâmetros de injeção também devem ser definidos cuidadosamente pois a sua influência na vida útil do inserto é decisiva. De uma forma geral, os valores destas grandezas são significativamente menores para insertos SL comparados àqueles utilizados em moldes metálicos. Um parâmetro mal definido pode provocar a ruptura generalizada do inserto SL nos primeiros ciclos de injeção.

A principal discordância observada entre os trabalhos publicados sobre o uso de insertos SL reside na melhor técnica de resfriamento a ser adotada e no momento mais adequado para a extração da peça. Análises experimentais e numéricas mostraram que a fabricação de insertos em forma de casca e o preenchimento posterior da parte traseira com metal, não aumenta significativamente a eficiência térmica do inserto, principalmente durante os primeiros ciclos de injeção. Em relação ao momento da extração, Decelles & Barrit (1996) sugerem um tempo maior de resfriamento da peça enquanto que Hopkinson (1999) sugere que a peça seja extraída o quanto antes, para evitar a falha do inserto por ação das forças de extração.

Apesar de Rahmati & Dickens (1997) sugerirem que a falha dos insertos SL ocorre devido à fragilidade do material a elevadas temperaturas, as pesquisas subseqüentes buscaram avaliar os fatores que influenciam nas forças de extração,

visando minimizar os seus efeitos. Em outras palavras, os pesquisadores preferiram minimizar os efeitos dos esforços ao invés do efeito da temperatura nas propriedades mecânicas da ferramenta.

CAPÍTULO 4

AVALIAÇÃO DO EFEITO DOS CICLOS TÉRMICOS CARACTERÍSTICOS DO PROCESSO DE INJEÇÃO NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA RESINA VANTICO SL 7560[®]

4.1 - Introdução

Com base no que foi descrito nos Capítulos 2 e 3 é possível verificar que as falhas dos insertos SL durante a moldagem por injeção têm ocorrido fundamentalmente em função do comportamento do material e dos esforços atuantes na moldagem e na extração da peça injetada. Em decorrência disto, os pesquisadores têm procurado avaliar isoladamente a influência dos diferentes efeitos, apresentados no diagrama da Figura 4.1, desconsiderando, no entanto, os possíveis efeitos causados pelos ciclos térmicos característicos do processo de injeção nas propriedades mecânicas das resinas SL.

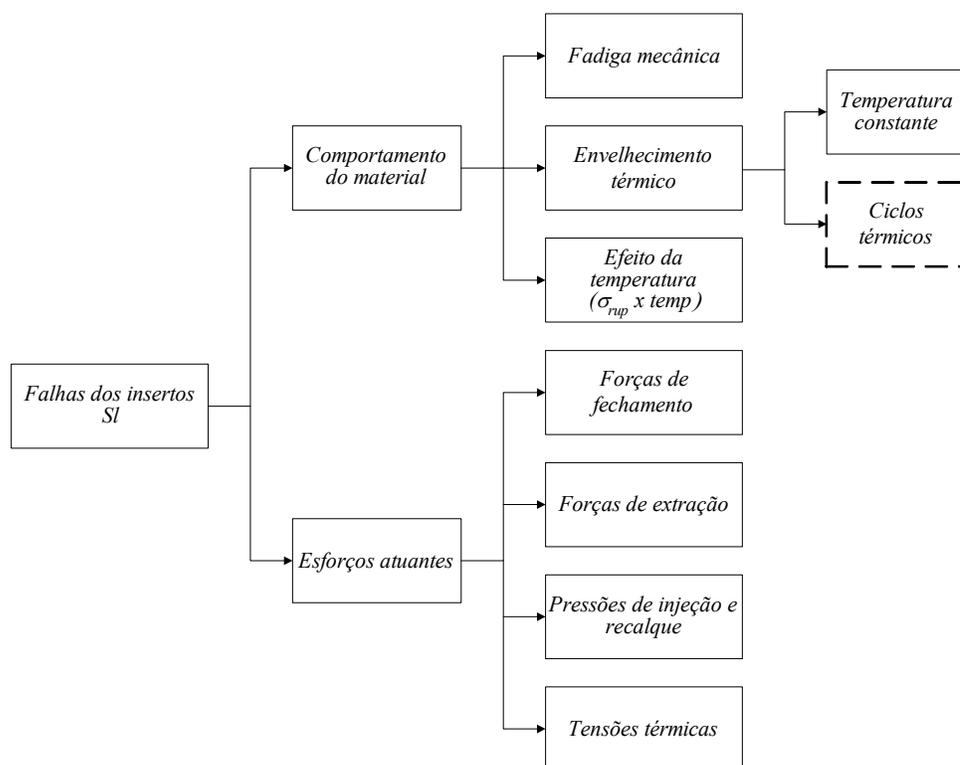


Figura 4.1 - Principais parâmetros envolvidos no projeto e uso de insertos SL.

Colton *et al.* (2001) mostraram que não ocorreu fadiga mecânica nas resinas CibaTool 7510[®] e DuPont Somos 7110[®] quando mil ciclos de flexão com um milímetro de amplitude foram aplicados. Portanto, parece ser improvável que este fenômeno ocorra durante o processo de injeção quando o número e a amplitude dos ciclos são expressivamente mais baixos. Além disso, as pesquisas desenvolvidas por estes autores revelaram que o fator de intensidade de tensão K_{Ic} e, portanto, a resistência destes materiais à propagação de trincas, foi praticamente inalterada pelo processo de pós-cura.

McLaughlin Jr (1996), Colton & Blair (1999) e Salmoria *et al.* (2002) mostraram que as resinas CibaTool 5170[®] e DuPont Somos 6110[®] e 7110[®] apresentam um aumento nas suas propriedades mecânicas a temperatura ambiente (tensão máxima e módulo de elasticidade) quando submetidos a tratamentos térmicos. Estes resultados sugerem que a exposição destes materiais a elevadas temperaturas não promove um envelhecimento térmico dos mesmos. Entretanto, estes autores não avaliaram os efeitos dos ciclos térmicos nestas propriedades.

Os efeitos da temperatura nas propriedades mecânicas das resinas CibaTool SL 5170[®] e Vantico SL 7560[®], ilustrados nas Figuras 2.7 e 2.8, foram apresentados por Hague (1997) e Saleh (2002), respectivamente. Os resultados mostraram que ocorre uma diminuição de até 90 % destas grandezas quando estes materiais são aquecidos a 100 °C, tornando o inserto sujeito à falhas devido à ação dos esforços inerentes ao processo de injeção.

Alguns autores assumem que a força de extração é a principal causa das falhas dos insertos SL. Contudo, os resultados apresentados por Cedorge *et al.* (1999) e Hopkinson *et al.* (1999) revelaram que esta grandeza não aumenta com o número de peças injetadas (Figura 3.10). Outros esforços como as pressões de injeção e recalque e a força de fechamento também não apresentam alterações que justifiquem a falha dos insertos. Assim, pode-se considerar que, se o inserto não quebra no início do processo por efeito destes esforços, é improvável que esta seja a única razão para a sua falha.

Durante o processo de injeção a temperatura do inserto é aumentada até que o processo estabilize, quando então o perfil de temperatura do mesmo apresenta-se em regime permanente cíclico. Desta forma, o que ocorre durante o processo de injeção é um aumento das tensões térmicas e uma redução da resistência mecânica

da resina por efeito do incremento de temperatura. Portanto, é provável que a falha do inserto ocorra devido a uma combinação de esforços atuando neste, quando o material está a uma temperatura mais elevada e conseqüentemente menos resistente.

Acredita-se que uma maneira de aumentar a vida útil dos insertos SL é iniciar o ciclo de injeção quando a sua temperatura estiver mais baixa, ou seja, quando o inserto estiver mais resistente aos esforços aos quais estará submetido. Isto pode ser realizado adotando o procedimento de resfriar o inserto entre ciclos de injeção consecutivos, considerando uma temperatura de referência determinada a partir do gráfico da tensão máxima versus temperatura da resina utilizada. Contudo, existem alguns aspectos que devem ser avaliados antes de adotar a estratégia supracitada, a fim de garantir que este procedimento não venha afetar as características do material do inserto.

O procedimento de resfriar o inserto entre ciclos de injeções consecutivos altera a amplitude dos ciclos, apesar de diminuir a temperatura máxima atingida pelo inserto. Os experimentos descritos nos capítulos 3 e 4 e desenvolvidos por diversos autores para avaliar os efeitos da temperatura nas propriedades mecânicas da resina, não avaliaram os efeitos dos ciclos de temperatura nestes parâmetros, tampouco o que ocorre com o material quando estes ciclos são alterados. Sendo assim, torna-se necessário desenvolver um experimento para avaliar tal comportamento, antes de se estabelecer uma sistemática para o uso dos insertos SL considerando esta estratégia.

4.2 - Desenvolvimento do experimento

4.2.1 Justificativa e objetivos gerais

Ensaio experimentais realizados com resinas utilizadas no processo de estereolitografia mostraram que este tipo de material apresenta uma significativa redução nas suas propriedades mecânicas quando aquecidos (Colton & Bryan, 1999). Experimentos adicionais mostraram que os tratamentos de pós-cura térmica aos quais estes materiais são geralmente submetidos, onde são aquecidos e mantidos a altas temperaturas durante um determinado período de tempo, aumentam os seus valores de tensão máxima e módulo de elasticidade. Estes

resultados sugerem que a falha dos insertos SL pode ser causada pelo seu aquecimento durante o processo de injeção.

Baseados nos resultados supracitados, autores sugerem o procedimento de resfriar o inserto entre ciclos de injeção consecutivos de maneira a minimizar os efeitos da temperatura na tensão máxima do material. Neste caso, o inserto estaria sendo submetido a ciclos de aquecimento e resfriamento subsequentes durante a sua utilização, com valores máximo e mínimo inferiores àqueles observados durante o processo tradicionalmente utilizado. Sendo assim, faz-se necessário avaliar se este tipo de carregamento térmico tende a promover alguma alteração significativa nas propriedades mecânicas da resina. Neste contexto, o experimento descrito a seguir tem por objetivo avaliar o eventual envelhecimento térmico de resinas SL, durante o processo de injeção, utilizando a resina Vantico SL 7560[®], bem como determinar as propriedades mecânicas deste material.

4.2.2 - Materiais e métodos

Os efeitos dos ciclos de injeção nas propriedades mecânicas da resina Vantico SL 7560[®] foram avaliados submetendo corpos de prova de tração à ação da temperatura durante o processo de injeção e posteriormente ao ensaio de tração. Para isso foi necessário projetar um inserto, onde os corpos de prova foram posicionados, e utilizá-lo na fabricação de peças injetadas. Desta forma, o experimento foi desenvolvido em quatro etapas que podem ser descritas como segue.

ETAPA 1 - PROJETO E AVALIAÇÃO DO INSERTO

O objetivo desta etapa foi projetar e avaliar o inserto utilizado no processo de moldagem por injeção. Desta forma foi projetado um inserto provido de cavidades onde os corpos de prova de tração foram posicionados. Foi realizado um teste preliminar onde o inserto foi construído e utilizado na fabricação de peças injetadas para avaliar o seu projeto.

ETAPA 2 – DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DE PROCESSO

O objetivo desta etapa foi definir os parâmetros de processo como, por exemplo, o número de peças injetadas para cada corpo de prova. Assim, o inserto foi utilizado no processo de moldagem por injeção, durante o qual a temperatura de um determinado ponto do inserto foi monitorada. Os resultados indicaram que o ponto monitorado foi submetido a ciclos de temperatura durante o processo de injeção. Além disso, a temperatura máxima atingida pelo ponto variou em função da sua temperatura no início do ciclo de injeção.

ETAPA 3 – APLICAÇÃO DOS CICLOS DE INJEÇÃO NOS CORPOS DE PROVA DE TRAÇÃO

Nesta etapa os corpos de prova de tração foram submetidos aos ciclos de injeção. O inserto foi resfriado entre ciclos de injeção consecutivos até a sua temperatura atingir um determinado valor, denominado de temperatura de referência. Foram adotados diferentes valores de temperaturas de referência e número de peças injetadas, para submeter os corpos de prova a varias condições de carregamento térmico.

ETAPA 4 – ENSAIOS A TRAÇÃO

Nesta etapa foi avaliada a variação das propriedades mecânicas do material devido à sua exposição aos ciclos térmicos. Foi realizado um ensaio de tração em um conjunto de peças submetido apenas a pós-cura em forno Ultra Violeta. Estes resultados foram considerados padrão de comparação para identificar as eventuais variações das propriedades mecânicas da resina.

4.2.3 – Materiais e equipamentos utilizados

Todos os insertos e corpos de prova utilizados foram construídos no equipamento 3D Systems SLA 7000[®] usando a resina Vantico SL7560[®]. As dimensões dos corpos de prova foram definidas segundo a norma BS EN ISO 527-2: 1996, para ensaios de tração em peças plásticas. Após a fabricação e limpeza, as

peças foram submetidas à radiação de luz ultravioleta durante 1 hora em um forno apropriado.

Uma injetora Battenfeld® (TM 750/210) foi utilizada para injetar polipropileno fornecido pela Solvay. Termopares tipo K, acoplados a um sistema de aquisição de dados conectado a um computador Pentium 133 MHz, foram fixados no inserto móvel para monitorar a temperatura do mesmo durante o processo de moldagem por injeção.

Para desenvolver os ensaios de tração foi utilizada uma Zwick - Material Test Machine (TC-FR030TH.A1K) conectada a um computador Pentium 266 MHz.

4.2.4 - ETAPA 1 – DESCRIÇÃO E RESULTADOS

Inicialmente foi projetado o inserto ilustrado na Figura 4.2. Este inserto é provido de seis cavidades em forma de régua e cavidades adicionais no formato do corpo de prova para o ensaio de tração, nos quais estes foram posicionados. Como pode ser visto na figura, os insertos móvel e fixo permitem que dois conjuntos de seis corpos de prova sejam posicionados. Assim, os conjuntos de corpos de prova foram submetidos a ciclos de temperatura diferentes.

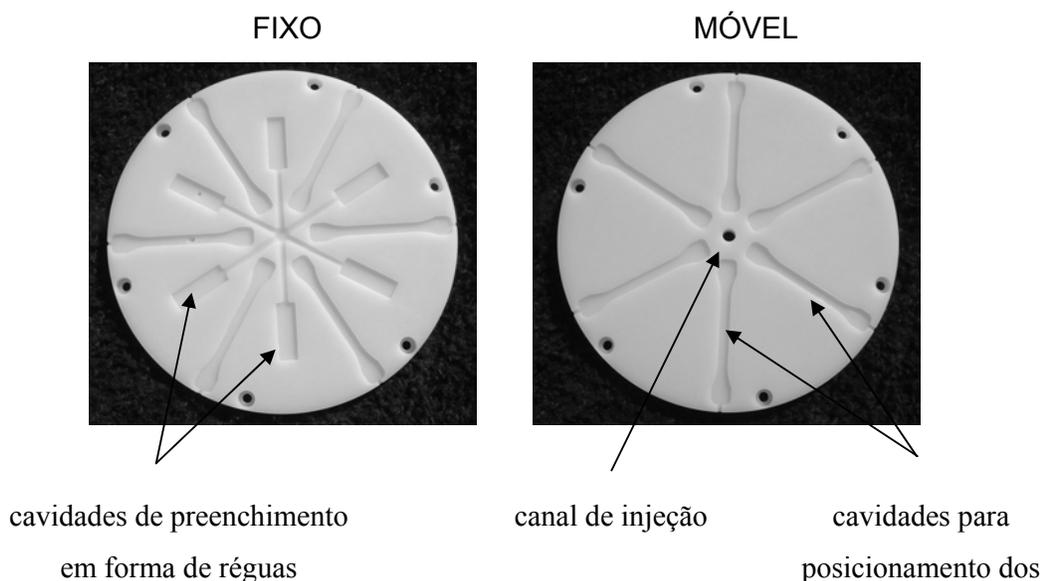


Figura 4.2 - Insertos utilizados no experimento da Etapa 1.

O primeiro conjunto de corpos de prova foi posicionado no inserto móvel, entre duas cavidades adjacentes. O segundo conjunto foi posicionado no inserto fixo sobre a cavidade e, portanto, em contato direto com o plástico injetado. Para cada conjunto de corpos de prova, cinco peças foram usadas no ensaio de tração (dez no total), para efeito de controle estatístico. O sexto corpo de prova poderia ser utilizado como sobressalente.

Uma dificuldade encontrada no início do projeto do molde foi na determinação das dimensões adequadas das cavidades nas quais os corpos de prova seriam posicionados. Tais dimensões deveriam permitir a fácil montagem dos corpos de prova, bem como evitar que estes se deslocassem antes que a quantidade desejada de peças fosse injetada. Dois testes preliminares foram realizados alterando as dimensões originais das cavidades dos corpos de prova, obtendo assim suas dimensões finais, conforme ilustrado na Figura 4.3. Para facilitar a desmontagem dos corpos de prova, foram construídos cortes na extremidade do inserto (Figura 4.3). Assim, uma chave de fenda poderia ser utilizada para auxiliar a retirada dos corpos de prova após o processo de injeção.

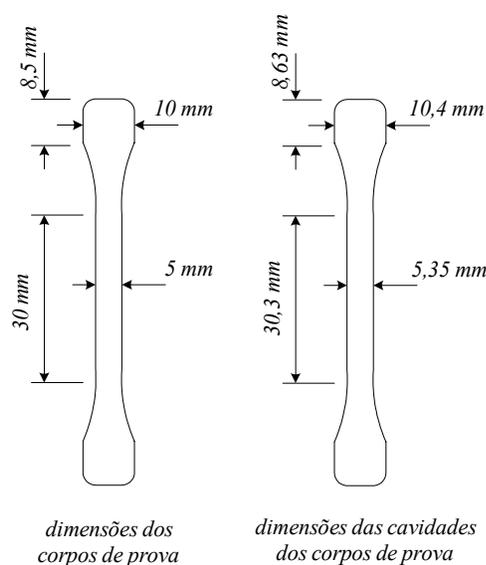


Figura 4.3 - Dimensões dos corpos de prova e das cavidades dos corpos de prova.

Dois termopares foram utilizados para monitorar a temperatura dos corpos de prova durante o processo. Um dos termopares foi posicionado em um corpo de prova (termopar 1) e outro no inserto móvel, a 1 mm de distância da superfície da

cavidade (termopar 2), para que fosse obtida a variação de temperatura referente ao ponto médio da espessura dos corpos de prova. Para viabilizar a instalação dos termopares foram projetados canais no molde conforme ilustrado na Figura 4.4. A fixação foi realizada utilizando cola Araldite®, a base de epóxi, para minimizar a interferência do material adesivo nos resultados da leitura.

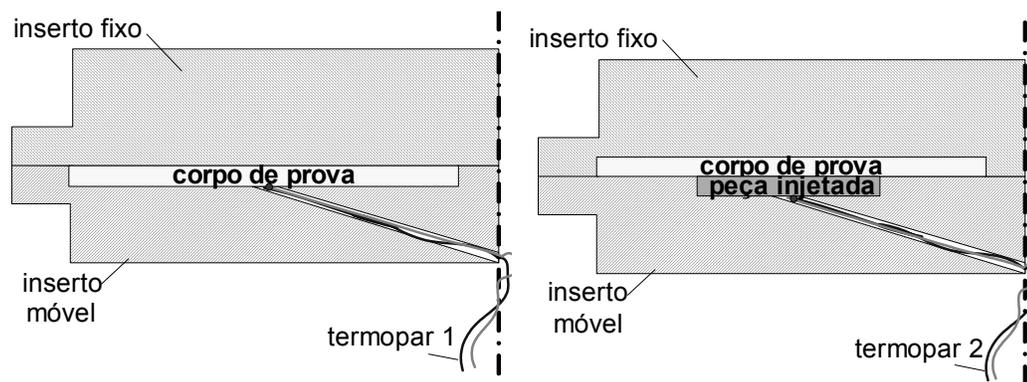


Figura 4.4 - Posicionamento dos termopares 1 e 2.

Os corpos de prova foram construídos e pós-curados sob as mesmas condições para evitar a influência de outros parâmetros nos resultados, permitindo assim que os valores das propriedades medidas pudessem ser comparados. Além disso, foi utilizada apenas 1 hora de pós-cura em forno UV, o suficiente para curar o excesso de resina na superfície dos corpos de prova. Todas as peças foram mantidas em ambiente com temperatura controlada (20 °C) sem exposição à luz de qualquer natureza, até que fossem utilizados no processo de injeção.

O processo de injeção iniciou-se com valores baixos de velocidade e pressão de injeção e força de fechamento. Como resultado, as peças injetadas apresentaram rebarbas em excesso, além de haver um preenchimento incompleto da cavidade. A partir destes resultados iniciais, os parâmetros foram alterados, aumentando a força de fechamento e diminuindo a velocidade de injeção até que peças completamente preenchidas e com o mínimo de rebarbas pudessem ser obtidas (ver Figura 4.5). Os parâmetros finais estão relacionados na Tabela 4.1.

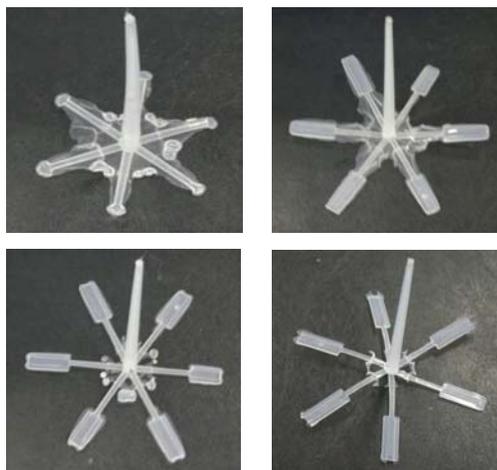


Figura 4.5 – Peças injetadas durante a determinação dos parâmetros de injeção.

Tabela 4.1 – Parâmetros de processo utilizados no experimento 1.1

Parâmetro	Valores
Temperatura de injeção	200 °C
Vazão	3 cm ³ /s
Tempo de resfriamento da peça	50 seg
Volume de material injetado	13.6 cm ³
Pressão de recalque	Sem recalque

Obtidos os parâmetros de injeção, procurou-se determinar, alterando o tempo de resfriamento do molde, os ciclos térmicos que seriam aplicados aos corpos de prova. Para isso, foram utilizadas duas temperaturas de referência: 40 °C e 55 °C. Peças foram injetadas até que os ciclos de temperaturas ilustrados na Figura 4.6 fossem atingidos. Durante o experimento, os valores de temperaturas medidos pelos termopares apresentavam mudanças bruscas durante a abertura e o fechamento do molde. Posteriormente foi verificado que os termopares haviam sido esmagados entre as placas do porta-insertos, o que causou a ruptura dos mesmos. Assim sendo, os valores de temperaturas abaixo das temperaturas de referência para cada ciclo, conforme visto no gráfico da figura 4.6, foram desconsiderados na análise.

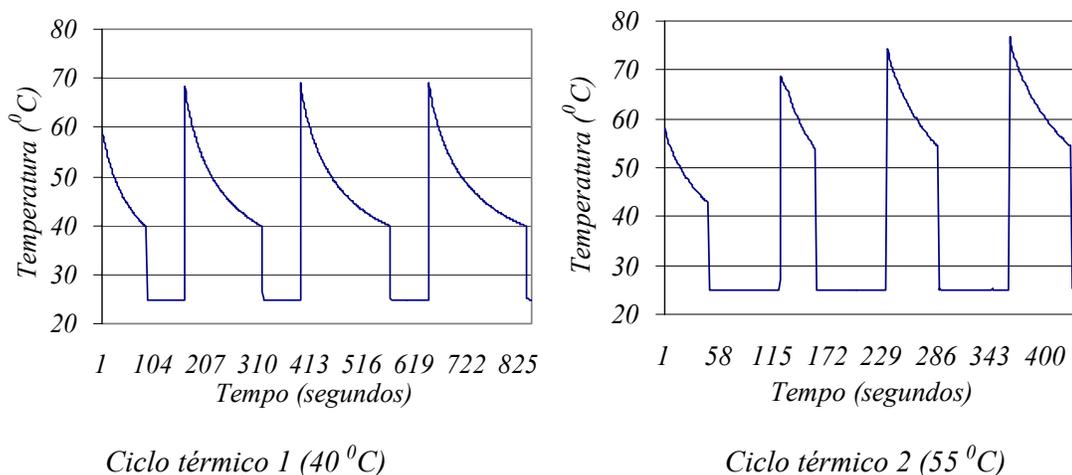


Figura 4.6 - Ciclos térmicos para temperaturas de referência de 40 °C e 55 °C lidos pelo termopar 2.

Como pode ser visto nos gráficos da Figura 4.6, os corpos de prova posicionados sobre as régua atingiram valores máximos de temperatura acima da temperatura de transição vítrea da resina em ambos os ciclos de temperatura (69.1 °C e 76.7 °C para 40 °C e 55 °C de temperaturas de referência respectivamente). Por outro lado, os corpos de prova posicionados entre duas régua adjacentes apresentaram uma variação de temperatura inferior a 25,5 °C, pouco significativa para promover eventuais alterações nas propriedades mecânicas da resina.

Durante o processo de injeção verificou-se que a peça injetada permanecia presa ao molde fixo após a abertura do molde, dificultando a sua extração. Além disso, alguns corpos de prova não permaneciam na posição original quando a peça era extraída, provavelmente como consequência das dimensões erradas das cavidades dos corpos de prova (as cavidades dos corpos de prova do inserto fixo estavam maiores que o projeto original). Para viabilizar o uso do inserto, os corpos de prova foram então fixados utilizando parafusos. Outro problema identificado foi a presença de rebarbas na peça injetada, decorrentes da penetração do polipropileno nas cavidades dos corpos de prova, o que dificultava ainda mais a extração da peça (ver Figura 4.5).

A pressão de fechamento do molde provocou deformações permanentes nos corpos de prova, o que poderia afetar os resultados dos ensaios de tração. Isto ocorreu provavelmente devido à ação da força de fechamento atuando sobre o

corpo de prova aquecido a temperaturas próximas à temperatura de transição vítrea da resina.

A partir dos problemas detectados no uso do inserto promoveu-se alterações no seu projeto original. Primeiramente foram eliminados os corpos de prova posicionados entre cavidades adjacentes. Optou-se por adotar o procedimento de permitir o resfriamento do inserto entre ciclos de injeção consecutivos usando temperaturas de referências diferentes, para se obter ciclos de temperatura também distintos. Desta forma, poderiam ser avaliadas as eventuais mudanças nas propriedades mecânicas da resina sob várias condições de carregamentos térmicos. Para evitar a deformação dos corpos de prova, a profundidade das cavidades dos corpos de prova foi incrementada de 0.2 mm para diminuir a pressão do molde sobre estes.

Para contornar o problema da extração da peça, foi proposta uma alteração do leiaute dos canais de alimentação, conforme ilustrado na Figura 4.7, para minimizar o efeito das rebarbas e manter a peça presa no inserto móvel após a abertura do molde. Além disso, acreditava-se que os canais, após solidificarem-se, seriam responsáveis pelo deslocamento dos corpos de prova durante a extração da peça. Feitas as alterações supracitadas, um novo conjunto de insertos foi construído e utilizado na fabricação de peças plásticas injetadas.

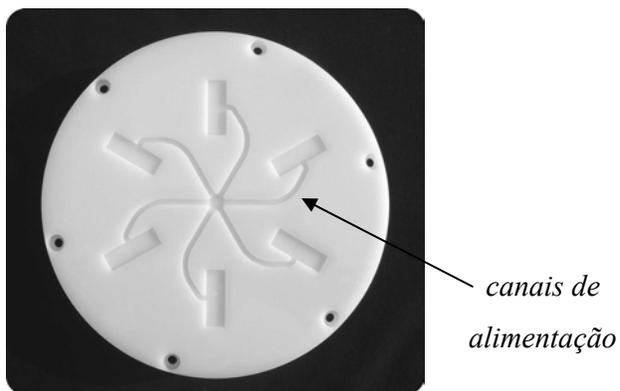
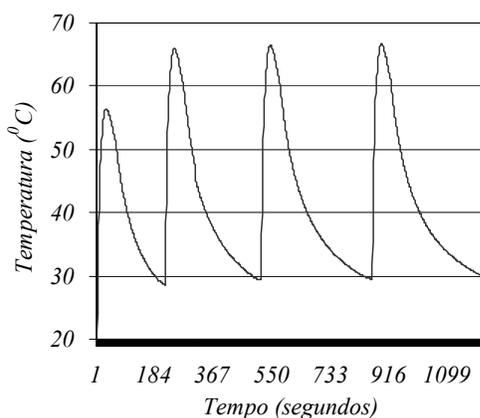


Figura 4.7 - Novo leiaute do inserto móvel.

Na fase preparatória do uso do inserto verificou-se que os corpos de prova utilizados na Etapa 1 não puderam ser montados nas saliências do novo inserto fixo. Isto sugeriu que houve uma contração do material, provavelmente devido à pós-cura

Pode-se observar que as temperaturas medidas pelo termopar foram superiores aos valores obtidos na Etapa 1. Isto ocorreu devido ao posicionamento do termopar mais próximo da superfície da cavidade no novo inserto. Após a análise destes resultados, optou-se por avaliar o uso de uma temperatura de referência menor ($30\text{ }^{\circ}\text{C}$), para a obtenção de um novo ciclo térmico no qual a temperatura máxima atingida pelo corpo de prova estivesse abaixo da temperatura de transição vítrea da resina ($62\text{ }^{\circ}\text{C}$) (ver Figura 4.9). A temperatura máxima para este novo ciclo foi $66\text{ }^{\circ}\text{C}$ e, portanto, acima da temperatura de transição vítrea.



Ciclo térmico 3 ($30\text{ }^{\circ}\text{C}$)

Figura 4.9 - Ciclo térmico para uma temperatura de referência de $30\text{ }^{\circ}\text{C}$.

A partir destes resultados, optou-se por adotar o procedimento para aplicação dos ciclos térmicos aos corpos de prova, o qual consiste em:

1. Submeter um conjunto de corpos de prova pós-curado em forno UV ao ensaio de tração, para avaliar as propriedades mecânicas da resina;
2. Adotando o ciclo térmico 2 (temperatura de referência $55\text{ }^{\circ}\text{C}$), aplicar 30 ciclos ao primeiro conjunto de corpos de prova e submeter os corpos de prova ao ensaio de tração;
3. A partir dos resultados obtidos, definir as características e o número de ciclos térmicos que serão aplicados;

As razões para adotar este procedimento podem ser entendidas mediante a explicação a seguir. O ciclo térmico 2 pode ser considerado o mais agressivo sob o ponto de vista térmico, uma vez que submete a resina às temperaturas mais altas durante um tempo maior. Por outro lado, adotar o ciclo térmico 3 pode não ser

suficiente para provocar alterações significativas no inserto. O mesmo raciocínio poderia ser usado para determinar o número de ciclos a serem aplicados na primeira etapa (por exemplo, 100 ciclos). Contudo, a utilização de 100 ciclos, além de demorada, poderia acarretar na falha do inserto. Desta forma optou-se por adotar parâmetros intermediários e avaliar os resultados antes de desenvolver novas análises.

O procedimento descrito foi adotado e o resultado está ilustrado nas Tabela 4.2. Nesta tabela são apresentados os valores de tensão máxima ($\sigma_{\text{máx}}$) e do módulo de elasticidade (E) para o conjunto de corpos de prova submetidos ao processo de injeção de 30 peças, adotando uma temperatura de referência de 55 °C (envelhecido), bem como do conjunto padrão, submetido à apenas ao tratamento em forno UV. Uma descrição mais detalhada do procedimento utilizado durante o ensaio de tração é apresentada na Seção 4.2.7.

Tabela 4.2 – Resultados do ensaio à tração

Corpo de Prova	<i>Conjunto padrão</i>		<i>Conjunto envelhecido</i>	
	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	E (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	E (MPa)
1	70,26	2838,80	73,33	3137,40
2	70,67	2970,30	72,18	2963,60
3	70,12	2975,10	72,22	2876,30
4	68,91	3013,60	69,91	2954,80
5	69,88	3008,60	69,58	2941,00
Média	69,97	2961,28	71,44	2974,62

Pode-se verificar que aparentemente as propriedades mecânicas avaliadas não apresentaram alteração na tendência de aumento verificada quando aplicados pós-tratamentos térmicos, conforme descrito no Capítulo 2. Sendo assim, estes resultados preliminares indicam que o efeito do procedimento de resfriar o inserto entre dois ciclos de injeção consecutivos, apenas reduz o efeito das altas temperaturas nos diagramas supracitados. Contudo, novos testes foram realizados visando comprovar esta tendência.

Um problema que foi verificado neste experimento diz respeito ao tempo dispensado para aplicar os ciclos térmicos aos corpos de prova. Foi necessário

aumentar o tempo de resfriamento do inserto antes do próximo ciclo ser aplicado, à medida que o número de peças injetadas aumentava. Isto sugere que, adotar temperaturas de referência muito baixas (por exemplo, 30 °C) para injetar um número grande de peças, pode ser inviável, haja vista o tempo total que seria necessário para desenvolver este experimento.

A partir dos resultados obtidos, optou-se por adotar os seguintes parâmetros: ciclos térmicos com temperaturas de referência de 40 °C, 50 °C e 60 °C respectivamente, injetando 20, 40, 60 e 80 peças para cada ciclo considerado. A escolha destes parâmetros pode ser explicada avaliando-se um ciclo de injeção típico quando insertos de estereolitografia são utilizados. O que ocorre normalmente é um ciclo longo com baixa amplitude térmica para cada ponto do inserto, devido à baixa condutividade térmica da resina. Sendo assim, optou-se por avaliar os resultados quando a diferença de temperatura de um mesmo ponto, no intervalo de um ciclo, fosse aumentada gradativamente. O ciclo térmico com temperatura de referência de 60 °C seria uma representação grosseira de um processo sem resfriamento do inserto entre os ciclos de injeção.

4.2.6 - Etapa 3 – Descrição e resultados

Baseado na experiência obtida durante o desenvolvimento das Etapas 1 e 2, foram organizadas as planilhas de acompanhamento do experimento conforme visto no exemplo da Figura 4.10. Esta planilha possui três campos distintos a saber. No primeiro campo, são descritos os dados de referência do experimento em questão. No segundo campo há espaço para observações relevantes durante o processo de injeção. Finalmente, no terceiro e último campo, foram listados o tempo total para ciclos intermediários com os quais foram traçados os gráficos de tempo de ciclo x número do ciclo.

Conjunto de corpo de provas: 7 - Vermelho/Azul	Acompanhamento do processo	
<i>Data: 19/08/02</i>	<i>Ciclo</i>	<i>Tempo (min)</i>
<i>Início: 10:56 hs</i>		
<i>Fim: 18:30 hs</i>	13	4.75
<i>Temperatura de Referência: 40 °C</i>	27	5.25
<i>Número de peças injetadas: 80</i>	37	5.50
<i>Temperatura máxima: 76 °C</i>	47	5.62
<i>Temperatura ambiente: 23 °C</i>	57	5.62
<i>Arquivo de dados: Exp2_40_4.dat</i>	67	5.70
	77	5.78
Observações		

Figura 4.10 - Folha de dados para acompanhamento do experimento

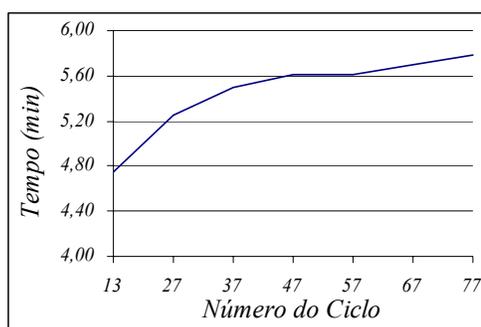
Os conjuntos de corpos de prova também foram organizados e identificados através de uma combinação de cores, representadas por adesivos posicionados na extremidade de cada corpo de prova. Além dos valores médios das dimensões dos corpos de prova (largura L e espessura T), o desvio padrão das leituras (δ) e a média das medidas, as tabelas contêm ainda informações sobre o experimento ao qual o conjunto em questão foi submetido. Assim, dados como a temperatura de referência do ciclo térmico aplicado e a quantidade de peças injetadas, foram também relacionados (ver Figura 4.11). Para cada dimensão descrita nas tabelas, foram realizadas 5 leituras em pontos diferentes dos corpos de prova. No exemplo dado, o corpo de prova 3 foi descartado por apresentar a espessura com erro superior a 10%, de acordo com a norma BS EN ISO 527-2: 1996.

Set 6 - 60 °C - 60 peças - Exp2_60_3								
B/G	Antes				Depois			
N ^o	L*	δ	T**	δ	L	δ	T	δ
1	5,08	0,011	2,00	0,011	5,09	0,027	2,02	0,011
2	5,07	0,009	1,93	0,000	5,10	0,025	1,95	0,008
3	5,04	0,004	2,25	0,011	5,07	0,028	2,27	0,025
4	5,04	0,000	2,11	0,000	5,05	0,026	2,13	0,015
5	5,07	0,009	2,07	0,016	5,11	0,021	2,09	0,009
6	5,03	0,005	2,13	0,005	5,09	0,023	2,17	0,013
Média	5,06	0,01	2,08	0,01	5,08	0,03	2,09	0,01

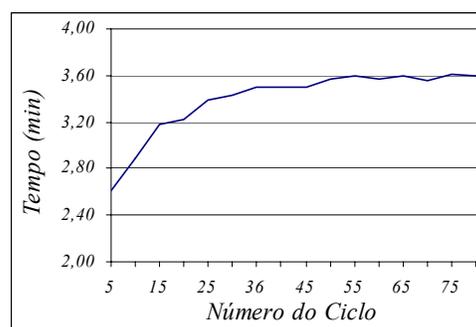
*Dimensões em mm

Figura 4.11 - Tabela de um conjunto de corpos de prova.

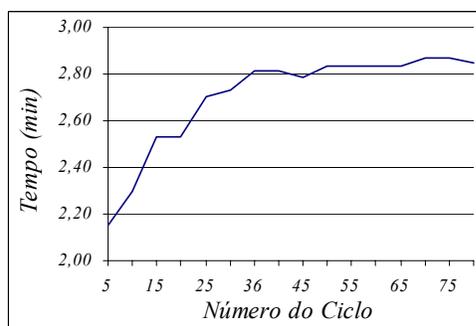
Durante a realização deste experimento, confirmou-se a expectativa de ciclos de injeção com tempos longos, o que inviabiliza a utilização de temperaturas de referência mais baixas ou número de peças injetadas maiores (ver Figura 4.12). Pode-se verificar, por exemplo, que para uma temperatura de referência de 40 °C, obteve-se tempos de aproximadamente 5 minutos e 50 segundos (5.78 minutos). Neste caso, seriam necessárias pouco menos de duas horas para injetar 20 peças adicionais. No entanto, verificou-se também que existe uma convergência do tempo de ciclo para cada temperatura de referência considerada, o que é importante sob o ponto de vista do planejamento do processo.



(a) 40 °C



(b) 50 °C



(c) 60 °C

Figura 4.12 - Tempos de resfriamento do inserto para temperaturas de referência adotadas.

Para evitar a influência de parâmetros de processo nas avaliações, não foram realizadas alterações destes para ciclos de temperatura diferentes. Em outras palavras, todas as peças foram injetadas considerando os parâmetros de processo listados na Tabela 4.1. Assim, o ciclo térmico considerando uma temperatura de resfriamento de 40 °C foi aquele no qual foram obtidas as peças com melhor qualidade. No ciclo de 60 °C de temperatura de referência, por exemplo, os canais

de injeção quebravam pois não havia tempo de resfriamento suficiente para estes se solidificarem por completo. Contudo, para todos os ciclos térmicos, as seis cavidades foram completamente preenchidas.

A Figura 4.13 ilustra os ciclos térmicos para as três temperaturas de referência adotadas. As temperaturas máximas medidas pelo termopar durante o processo de injeção foram 76 °C, 82 °C e 88 °C, para as temperaturas de referência de 40 °C, 50 °C e 60 °C, respectivamente.

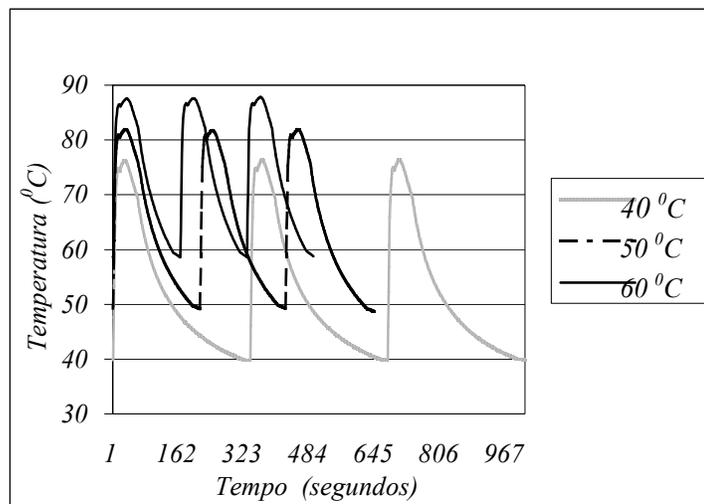


Figura 4.13 - Ciclos térmicos para as temperaturas de referência adotadas.

O ciclo de 60 °C de temperatura de referência foi aquele mais difícil de ser aplicado, haja vista que o problema de extração das peças persistiu e não havia tempo suficiente entre os ciclos para extrair a peça manualmente. Porém, este problema ocorreu para todos os ciclos térmicos, apenas no início de cada etapa, pois como foi dito anteriormente, o tempo total para cada ciclo aumentava gradativamente. Foi observada uma ruptura parcial do inserto quando foram injetadas 60 peças considerando 60 °C como temperatura de referência, provavelmente devido ao efeito das tensões térmicas. O inserto apresentou uma nova ruptura localizada quando foram injetadas 80 peças considerando esta mesma temperatura de referência.

4.2.7 - Etapa 4 - Descrição e resultados

Após a utilização durante o processo de injeção os corpos de prova foram submetidos ao ensaio à tração utilizando a Zwick - Material Test Machine (TC-FR030TH.A1K). O programa computacional testXpert foi utilizado para fornecer os dados de entrada e para a visualização dos resultados, conforme ilustrado na Figura 4.15.

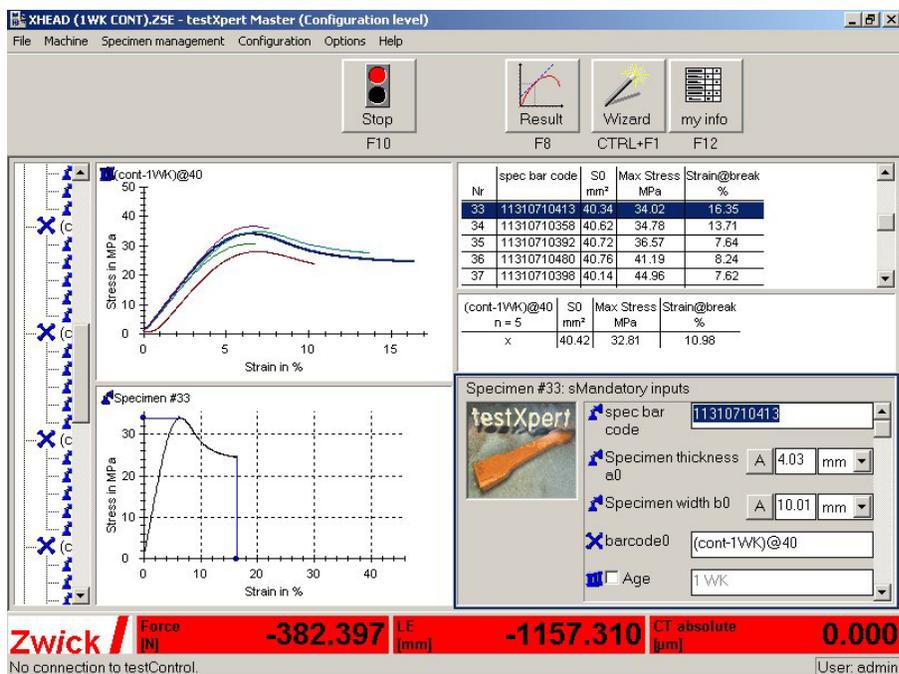


Figura 4.14 - Programa computacional utilizado durante os ensaios a tração.

De acordo com a norma BS EN ISO 527-2: 1996 para ensaios de tração em peças plásticas, foram necessários submeter cinco peças para cada medida de propriedades mecânicas avaliadas, para efeito de controle estatístico. Todos os ensaios foram realizados no mesmo dia, adotando o seguinte procedimento (Figura 4.16) para cada conjunto de corpo de prova:

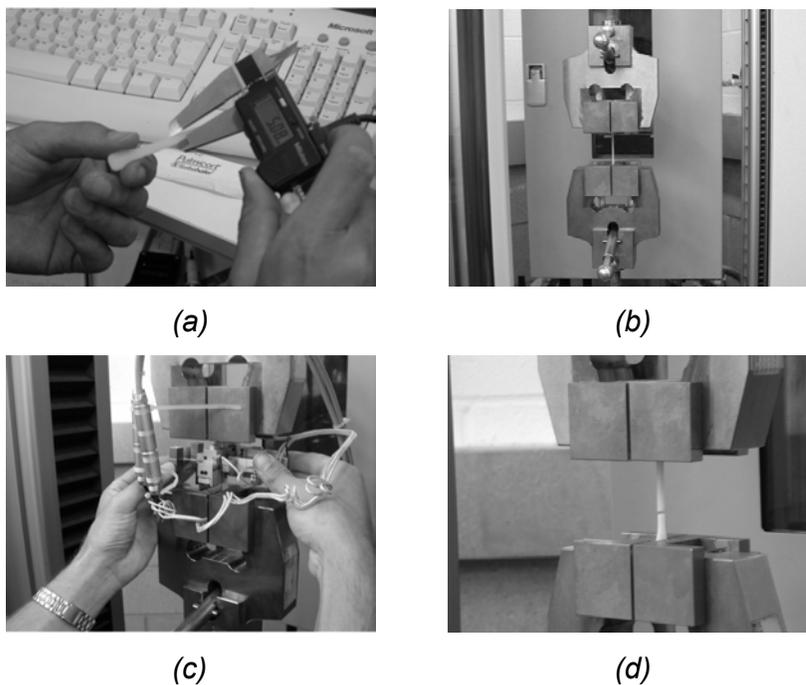


Figura 4.15 - Ensaio de tração dos corpos de prova.

1. A largura e a espessura dos corpos de prova de um determinado conjunto, definidos pela combinação de cores, conforme descrito anteriormente, foram medidas utilizando um paquímetro digital conectado ao computador (Figura 4.16 – a). Para cada medida foram realizadas três leituras;
2. O primeiro corpo de prova foi posicionado na máquina de ensaio a tração. Iniciou-se então a tração do corpo de prova até que o equipamento indicasse o momento adequado para posicionar o extensômetro (Figura 4.16 – b);
3. O extensômetro por sua vez foi fixado no corpo de prova (Figura 4.16 – c) e o ensaio prosseguiu até que o equipamento indicasse quando o extensômetro deveria ser a retirado. Neste instante, o valor do módulo de elasticidade do material medido foi fornecido pelo programa. O extensômetro foi então destacado e o ensaio prosseguiu ate a ruptura da peça (Figura 4.16 – d), quando então o programa fornece os valores medidos das propriedades mecânicas do material.
4. O procedimento foi repetido para cada corpo de prova do conjunto considerado e os valores médios das propriedades mecânicas avaliadas foram calculados;

Os gráficos da Figura 4.17 apresentam os valores da tensão máxima para cada temperatura de referência adotada. Para todo valor de número de ciclos aplicados são indicados no gráfico os valores máximo, médio e mínimo desta grandeza, obtidos no ensaio dos corpos de prova do conjunto em questão. A tensão máxima obtida para o conjunto de corpos de prova padrão (70.5 MPa), está representada pela linha pontilhada. Este valor foi usado como referência para avaliar as eventuais mudanças nas propriedades mecânicas da resina. Na Figura 4.18 são mostrados os valores médios para cada conjunto de corpos de prova em função da temperatura de referência adotada. Os valores das propriedades mecânicas, obtidos para cada corpo de prova avaliado, estão listados no Apêndice A

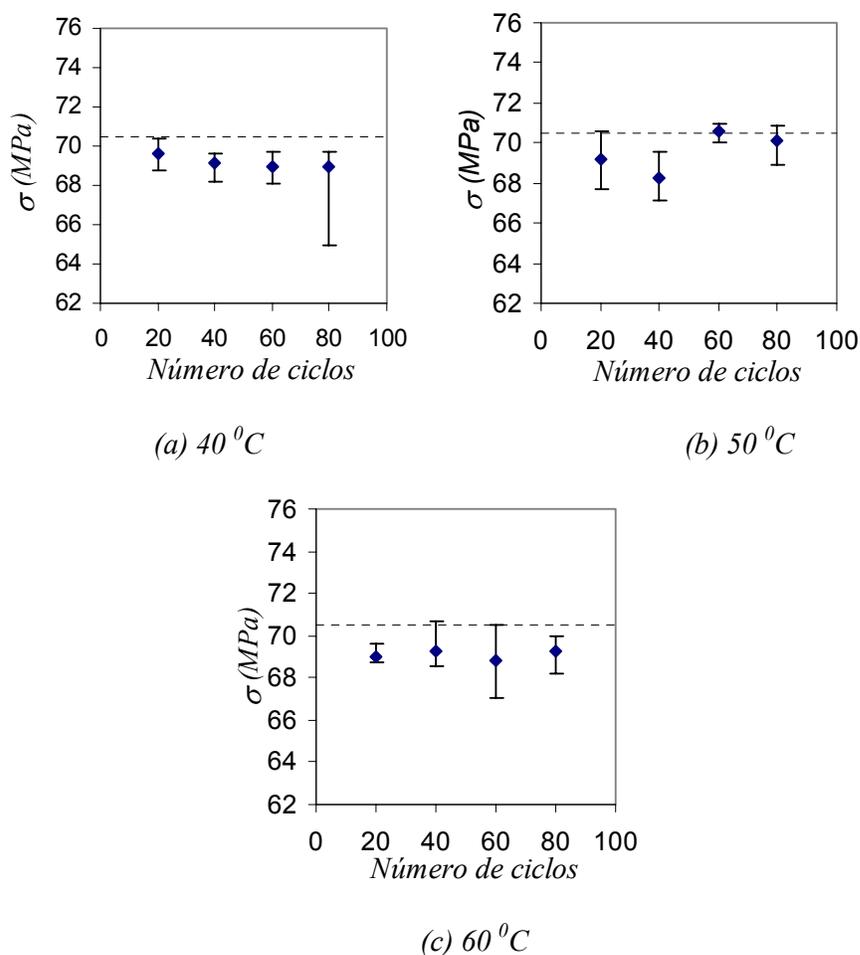


Figura 4.16 - Resultados de tensão máxima para as temperaturas de referência adotadas.

Os resultados indicam que a tensão máxima da resina apresentou uma redução após ter sido submetida aos ciclos de injeção, no entanto, o efeito foi mínimo. A diferença entre o menor valor médio obtido (68.3 MPa) e o valor médio foi de aproximadamente 3%. Acredita-se que esta diferença tenha sido proveniente dos erros do sistema de medição da grandeza avaliada.

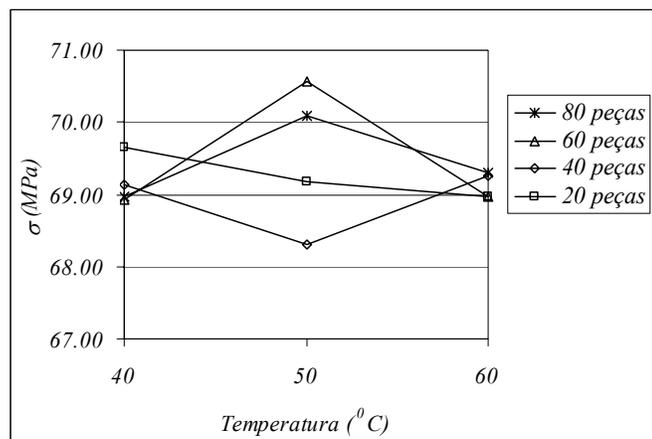


Figura 4.17 - Valores médios da tensão máxima em função da temperatura de referência adotada.

Um aspecto importante verificado nos gráficos das Figuras 4.17 e 4.18 é que as alterações nas propriedades mecânicas da resina aparentemente não apresentam uma tendência em função da temperatura ou do número de ciclos aplicados. Em outras palavras, não é possível afirmar que o valor da tensão máxima aumenta ou diminui quando ciclos térmicos adicionais são aplicados ou a temperatura de referência é aumentada. Estes resultados sugerem que a tensão máxima da resina pode apresentar uma pequena redução decorrente do processo de injeção, mas que a continuidade do processo ou o uso de temperaturas de referência superiores provavelmente não irão afetar significativamente os resultados obtidos.

Os gráficos da Figura 4.19 e 4.20 mostram os resultados obtidos para o módulo de elasticidade em função do número de ciclos de injeção aplicados para cada uma das temperaturas de referência adotadas. O valor de referência, indicado pela linha pontilhada, foi de 2887 MPa.

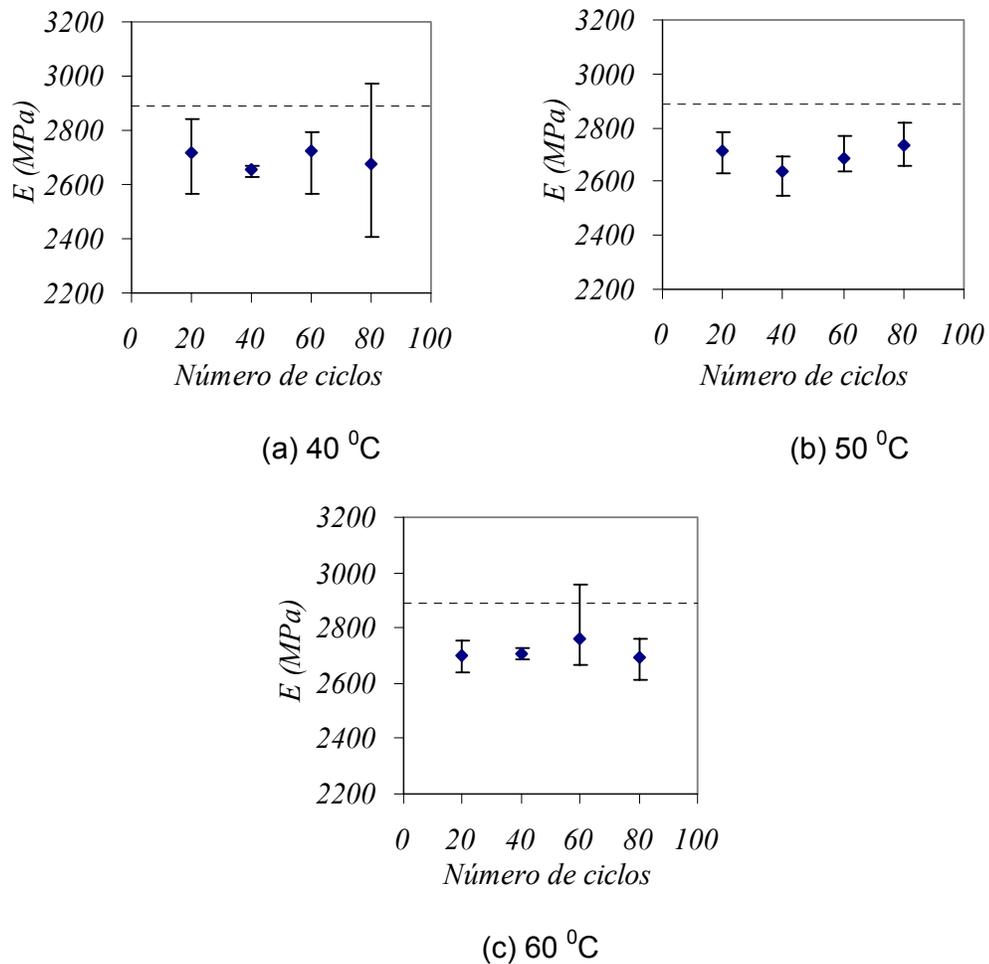


Figura 4.18 - Resultados módulo de elasticidade para as temperaturas de referência adotadas.

Os resultados encontrados para o módulo de elasticidade revelaram um comportamento similar àquele observado para a tensão máxima. A resina Vantico SL7560 apresentou uma pequena redução nos valores desta grandeza quando submetida aos ciclos de injeção, sem indicar uma tendência dos valores em função da temperatura de referência ou do número de ciclos aplicados. A maior redução observada foi de 8%, portanto maior do que a da tensão máxima em termos percentuais.

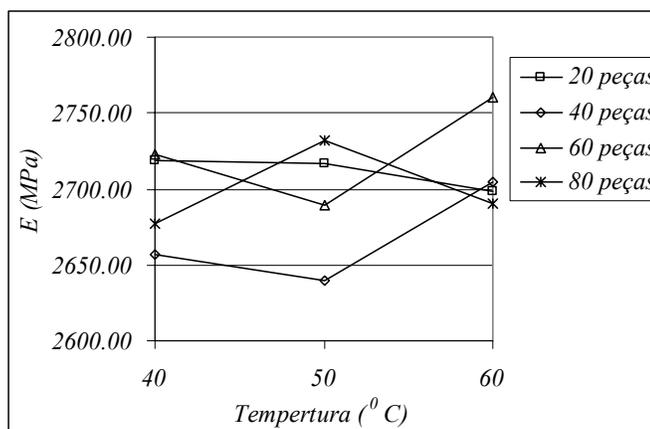


Figura 4.19 - Valores médios do módulo de elasticidade em função da temperatura de referência adotada.

4.3 Considerações finais

A escolha dos parâmetros de injeção adotados neste experimento foi baseada nas condições típicas de processamento quando insertos SL são utilizados. Este tipo de ferramenta é geralmente usada para a obtenção de pequenos lotes de peças de plástico injetadas, devido aos ciclos de injeção longos e principalmente devido à sua vida útil limitada. As eventuais mudanças ocorridas nas propriedades mecânicas da resina foram avaliadas, aumentando gradativamente a temperatura de referência e o número de peças injetadas.

O experimento foi desenvolvido para avaliar se as mudanças que ocorrem nas propriedades mecânicas da resina, durante o processo de injeção, poderiam causar a falha do inserto. Os resultados mostraram que as alterações apresentadas pela tensão máxima e pelo módulo de elasticidade do material foram mínimas e, portanto, insuficientes para provocar a ruptura do inserto. Outro aspecto importante é o indicativo de que o processo de injeção promove menos alterações nas propriedades mecânicas da resina do que os tratamentos de pós-cura normalmente utilizados.

Os resultados obtidos neste experimento sugerem que a falha dos insertos é mais suscetível de ocorrer devido à diminuição da resistência do material por efeito das altas temperaturas de injeção, conforme abordado na Seção 3.1.2, do que devido a efeito deste carregamento ao longo do tempo. Conseqüentemente, os

insertos fabricados com a resina Vantico SL 7560[®] provavelmente terão uma vida útil maior se os efeitos da temperatura ilustrados pelos gráficos das Figuras 3.8 e 3.9 forem minimizados, permitindo que o inserto seja resfriado entre ciclos de injeção consecutivos. Técnicas, tais como o uso de ventiladores, pode auxiliar a retirada de calor do inserto, diminuindo o tempo de ciclo.

O uso de termopares para controlar a temperatura do inserto durante o resfriamento pode ocasionar problemas durante a fase de preparação do mesmo. Se o termopar não estiver em contato direto com as paredes do inserto, provavelmente as leituras de temperatura não serão corretas e irão comprometer o processo de resfriamento do inserto. Além disso, não é tarefa trivial determinar qual o ponto do inserto que deverá ter a sua temperatura monitorada durante o processo de injeção. Estes problemas podem ser contornados através de uma análise utilizando ferramentas CAE, com a qual podem ser determinadas as regiões de maior concentração de calor e sujeitas à ruptura, bem como o tempo necessário para resfriá-las adequadamente.

CAPÍTULO 5

SISTEMÁTICA PARA O PLANEJAMENTO DO PROCESSO DE INJEÇÃO EM INSERTOS SL EMPREGANDO SISTEMAS CAE

5.1 - Introdução

Conforme comentado no Capítulo 4, o risco de falha dos insertos SL durante o seu uso pode ser minimizado resfriando-o entre ciclos de injeção consecutivos. No entanto, o processo de resfriamento do inserto durante o processo de injeção deve ser planejado criteriosamente, de acordo com a Figura 5.1, para garantir que a sua temperatura esteja suficientemente baixa quando este estiver submetido aos esforços inerentes ao processo. Para tal, os efeitos da temperatura nas propriedades mecânicas do material do inserto devem ser considerados.

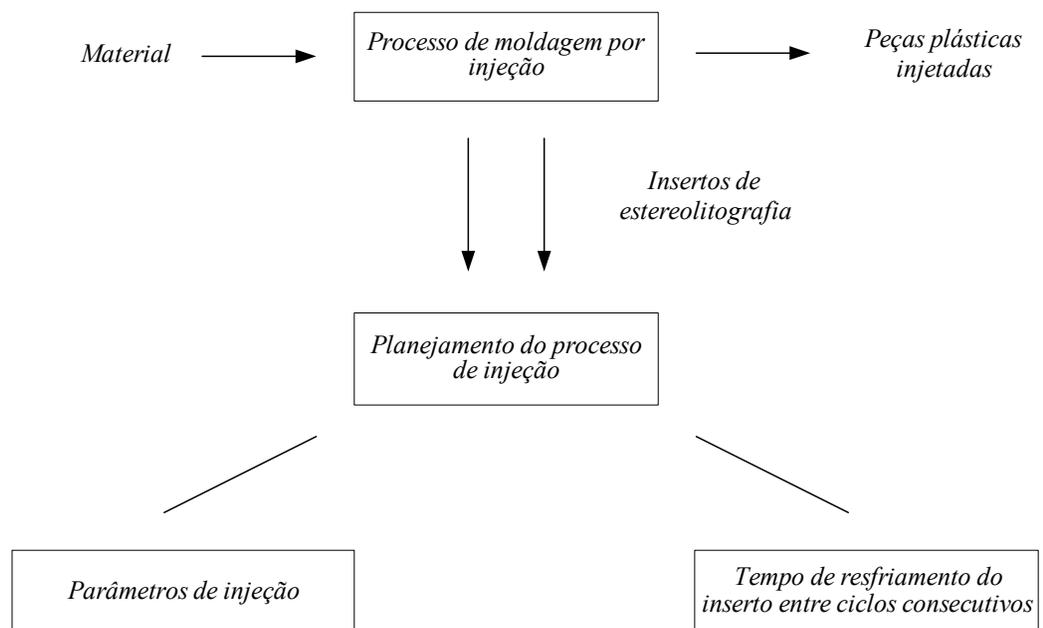


Figura 5.1 - Planejamento do processo de injeção em insertos SL

Neste capítulo é apresentada uma proposta de sistemática para o planejamento do processo de moldagem por injeção em insertos SL, baseada no procedimento de resfriar o inserto entre ciclos de injeção consecutivos. Tal sistemática é fundamentada no emprego de ferramentas CAE para determinar a variação de temperatura do inserto durante o processo de injeção, bem como o tempo necessário para resfriá-lo até que a sua temperatura atinja um valor adequado.

5.2- Descrição da Sistemática

Existem dois aspectos do procedimento de resfriar os insertos SL entre ciclos de injeção consecutivos que são determinantes para o sucesso do processo: a temperatura de referência a ser adotada e a região cuja temperatura deve ser monitorada. O primeiro deve ser estabelecido considerando o gráfico da tensão máxima em função da temperatura do material do inserto e o tempo necessário para resfriá-lo, haja visto que tal procedimento torna o processo de injeção longo, caso sejam adotadas temperaturas de referência muito baixas.

Os pontos a serem monitorados devem ser escolhidos avaliando as regiões de maior concentração de calor e mais solicitadas do inserto. Porém, identificar tais regiões, baseado apenas em experiência prévia, não é tarefa fácil de ser realizada, uma vez que este parâmetro é fortemente dependente da geometria da peça. Uma análise térmica do inserto através de métodos numéricos computacionais pode fornecer informações valiosas para esta tomada de decisão.

Durante o desenvolvimento do experimento descrito no Capítulo 4, observou-se que a temperatura do inserto varia ao longo do processo de injeção até atingir um estado permanente cíclico. O tempo necessário para resfriar o inserto até que um ponto atinja uma determinada temperatura apresenta comportamento similar, conforme ilustrado na Figura 4.12. Assim sendo, a sistemática proposta que será apresentada a seguir é fundamentada no uso de programas computacionais baseados no Método dos Elementos Finitos para avaliar a variação da temperatura dos insertos durante o processo de injeção. Através do uso desta técnica, pode-se determinar aproximadamente a temperatura máxima atingida pelo ponto monitorado, bem como o tempo necessário para resfriá-lo até a temperatura de referência (T_{ref})

escolhida. Este procedimento, sistematizado na Figura 5.2, pode ser descrito como segue:

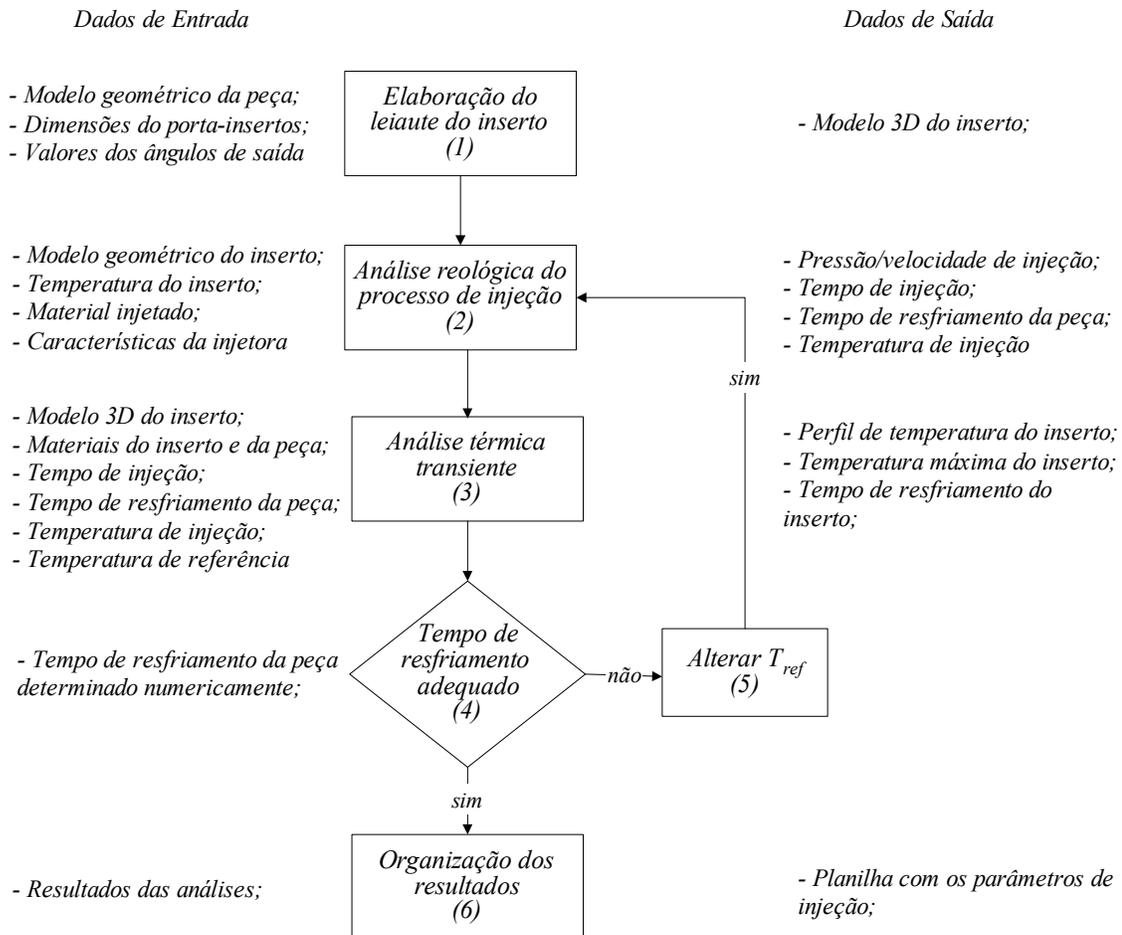


Figura 5.2 - Sistematização do planejamento do processo de injeção em insertos SL

1. Inicialmente o leiaute do inserto deve ser elaborado considerando as características peculiares dos insertos SL. Parâmetros como o ângulo de saída, as dimensões das *features* e principalmente a linha de partição do inserto, devem ser cuidadosamente definidos em acordo com as observações apresentadas no Capítulo 3;
2. A seguir deve ser realizada uma simulação do processo de injeção para determinar a temperatura de injeção e o tempo de resfriamento da peça.

Estes dados são necessários para desenvolver as análises subseqüentes. Além disso, o perfil de temperatura da peça pode ser avaliado para determinar a região cuja temperatura será monitorada. Como se tratam de insertos SL, alguns aspectos devem ser considerados durante esta análise, tais como:

- a) A baixa condutividade térmica do material do inserto promove um resfriamento lento da peça e portanto as propriedades térmicas do inserto devem ser consideradas na análise;
 - b) A temperatura do inserto SL é normalmente mais alta do que nos insertos metálicos;
 - c) A baixa resistência da ferramenta, o que requer o uso de parâmetros de injeção menos agressivos (menores forças de fechamento e pressão de injeção);
3. Com os dados de tempo de resfriamento, temperatura de injeção e as propriedades dos materiais do inserto e do material injetado, análises térmicas transientes devem ser desenvolvidas para avaliar se é necessário um tempo muito grande para resfriar o inserto entre os ciclos de injeção consecutivos, para a temperatura de referência inicialmente adotada;
 4. Caso o tempo requerido no processo de resfriamento do inserto seja muito grande, a temperatura de referência pode ser aumentada, avaliando o gráfico da tensão máxima em função da temperatura do material do inserto. Neste caso, deve ser considerada a hipótese de realizar uma nova simulação do processo de injeção, caso a nova temperatura de referência seja muito maior do que aquela adotada na primeira análise. A razão para esta avaliação é que um aumento da temperatura de referência pode alterar significativamente o tempo necessário para resfriar a peça;
 5. Uma análise térmica transiente adicional deve ser realizada para avaliar se a alteração da temperatura de referência não comprometeu o critério de resistência mecânica da ferramenta e para determinar o tempo necessário para resfriar o inserto sob esta nova condição.

A seguir serão descritas com maiores detalhes a simulação do processo de injeção e a análise térmica transiente, envolvidas na sistemática proposta.

5.2.1 - Descrição das simulações do processo de injeção utilizando sistemas CAE

A utilização de um programa computacional apropriado para simular numericamente o processo de injeção é útil para obter uma avaliação inicial dos seus resultados. Através desta análise preliminar, os valores dos parâmetros do processo que serão utilizados na prática podem ser estabelecidos de maneira aproximada, diminuindo assim o tempo de preparação da máquina e a margem de erro do operador. Em outras palavras, os resultados encontrados poderão ser utilizados como ponto de partida para determinar os parâmetros ótimos de injeção ou para sugerir alterações no projeto da peça ou do inserto, quando for necessário.

Para a sistemática proposta, a simulação do processo de injeção permite determinar, aproximadamente, o tempo necessário para resfriar a peça injetada antes da abertura do inserto, bem como o tempo de injeção. A seguir será apresentada uma sugestão para proceder esta verificação utilizando o programa MoldFlow[®], com a descrição de cada etapa envolvida, conforme ilustrado na Figura 5.3.

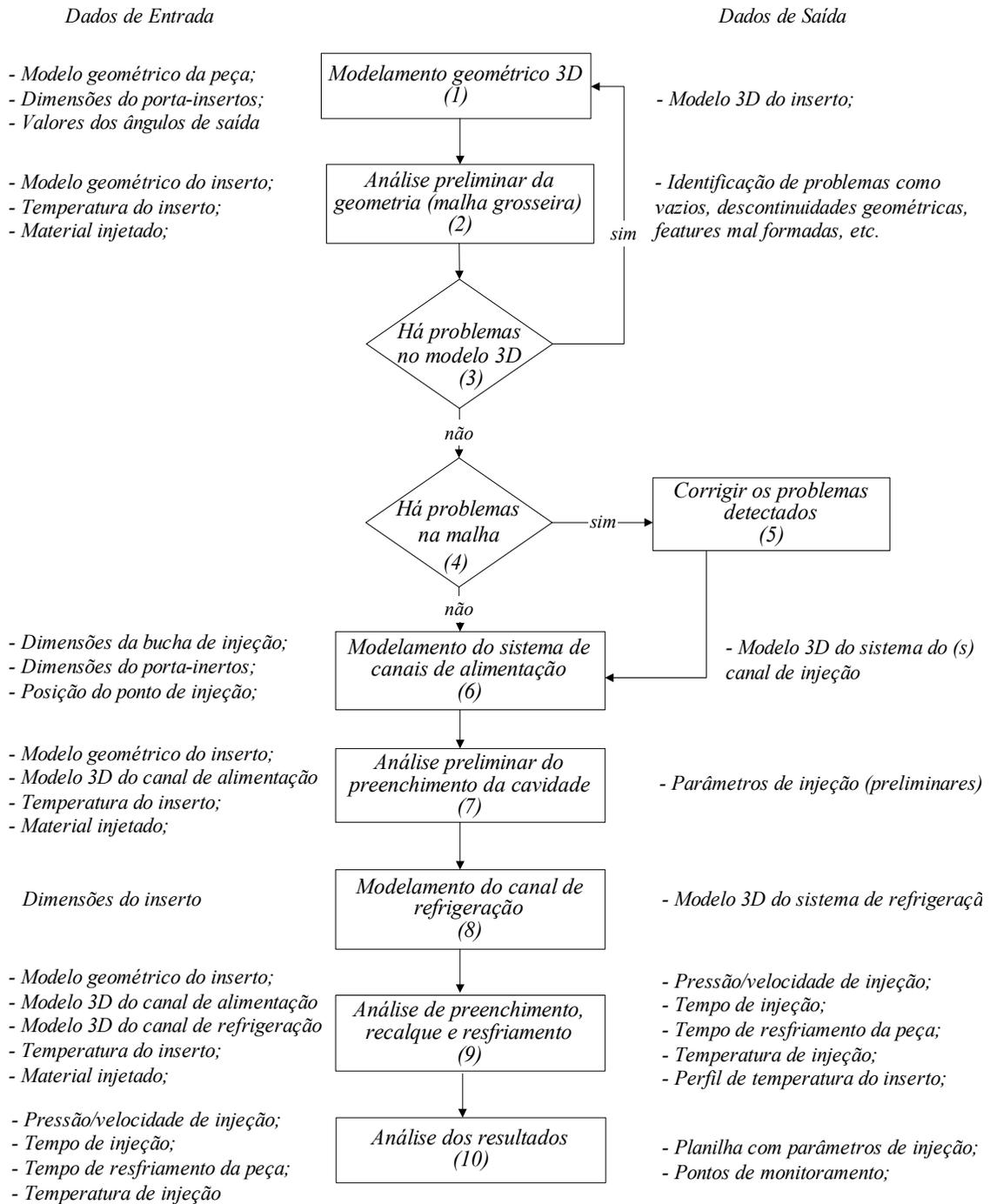


Figura 5.3 - Simulação do processo de injeção em insertos SL utilizando ferramentas CAE

- (1) Modelagem geométrica do inserto em um Sistema CAD 3D;
- (2) Como normalmente o programa utilizado para modelar a geometria do inserto é diferente daquele utilizado para desenvolver a análise, é comum ocorrerem problemas durante a transferência do arquivo gráfico. Assim, é necessário gerar uma malha de elementos finitos grosseira para identificar eventuais descontinuidades ou distorções;
- (3) Caso sejam identificados problemas no modelo 3D, é necessário corrigir tais defeitos no modelador CAD. No caso do MoldFlow[®], o formato de arquivo STL é utilizado e portanto alguns problemas podem ser eliminados alterando as opções de geração deste arquivo, como a dimensão dos triângulos, aumentando assim o refinamento da malha triangular;
- (4) Outra avaliação que deve ser realizada é a verificação detalhada da malha de elementos finitos gerada. Problemas como interseção ou sobreposição de elementos, vazios, nós desconectados ou elementos com razão de aspecto muito elevada, devem ser identificados nesta etapa;
- (5) No caso de problemas na malha de elementos finitos, os comandos de edição do programa podem ser utilizados para corrigir tais defeitos ou promover um refino localizado da malha;
- (6) Os canais de alimentação são geralmente modelados no CAE. Nesta fase a localização do(s) ponto(s) de injeção deve ser determinada considerando aspectos particulares do insertos SL, sem comprometer as recomendações usuais sugeridas por vários autores, como Menges, (1993) e Pötsch & Michaeli (1995), para o projeto de moldes metálicos;
- (7) O passo seguinte consiste em avaliar a malha gerada. Para isso, as condições de contorno do problema tais como a temperatura de injeção, a temperatura do inserto e o tipo de material injetado devem ser fornecidos e uma análise preliminar do preenchimento da cavidade deve ser realizada;
- (8) A análise preliminar não considera a influência das propriedades térmicas do material do inserto (calor específico, condutividade térmica e densidade) nos resultados. Assim sendo, é necessário realizar uma análise simultânea de

preenchimento e resfriamento do inserto para que tais efeitos sejam considerados. Contudo o programa não permite a análise de resfriamento sem que sejam modelados os canais de resfriamento. O procedimento adotado aqui consiste em modelar um canal de resfriamento “ineficiente”, aplicando condições no fluido refrigerante de maneira tal que a troca de calor entre este e o inserto seja minimizada. O valor recomendado para o número de Reynolds durante esta análise é 1000. No caso de insertos providos de canais de cobre, por exemplo, a análise pode ser desenvolvida modelando os canais e considerando as características deste sistema de refrigeração;

- (9) Aplicadas as condições de contorno necessárias, uma nova análise é efetuada, considerando as fases de preenchimento, recalque (quando for o caso) e resfriamento;
- (10) A última etapa consiste no tratamento e análise dos resultados. Caso os valores fornecidos pelo programa sejam coerentes, pode-se avaliar o perfil de temperatura da peça ao longo do processo para determinar a região onde a temperatura do inserto deve ser monitorada durante o processo de injeção. Adicionalmente, o tempo necessário para o completo resfriamento da peça, determinado na análise, pode ser utilizado nas análises transientes térmicas subsequentes.

O tempo de resfriamento da peça pode ser estimado analiticamente, caso o projetista não disponha de um programa para simulação do processo de injeção. Pode-se considerar, para o caso de moldes metálicos, que o tempo de resfriamento é aproximadamente dado pela equação (Menges, 1993)

$$t_c = \frac{s^2}{a \pi^2} \ln \left(\frac{8}{\pi^2} \frac{T_M - T_W}{T_E - T_W} \right), \quad (5.1)$$

onde

t_c representa o tempo de resfriamento;

s a maior espessura da peça;

T_M a temperatura de amolecimento do material injetado;

T_W a temperatura do molde nas paredes da cavidade;

T_E a temperatura de desmoldagem;

e “a” a difusividade térmica do material injetado, dada por

$$a = \frac{k}{\rho C_p}, \quad (5.2)$$

onde

k representa a condutividade térmica do material injetado,

ρ a sua densidade e

C_p seu o calor específico

Pode-se observar que a Equação 5.1 não considera as propriedades do material do inserto na estimativa do tempo de resfriamento. Desta forma, recomenda-se, quando for o caso, adotar um valor acima daquele determinado através desta fórmula. Outra maneira de estimar o tempo de resfriamento da peça consiste em avaliar os resultados de temperatura da peça, obtidos através de uma análise térmica transiente.

5.2.2 - Descrição das análises térmicas transientes utilizando sistemas CAE

O procedimento proposto para ser utilizado para desenvolver as análises térmicas nos insertos SL utilizando sistemas CAE, está ilustrado em Figura 5.4. O objetivo das avaliações é determinar numericamente a variação de temperatura de um determinado ponto do inserto até que o regime permanente cíclico seja atingido. As etapas do processo iterativo são descritas a seguir.

Dados de Entrada

Dados de Saída

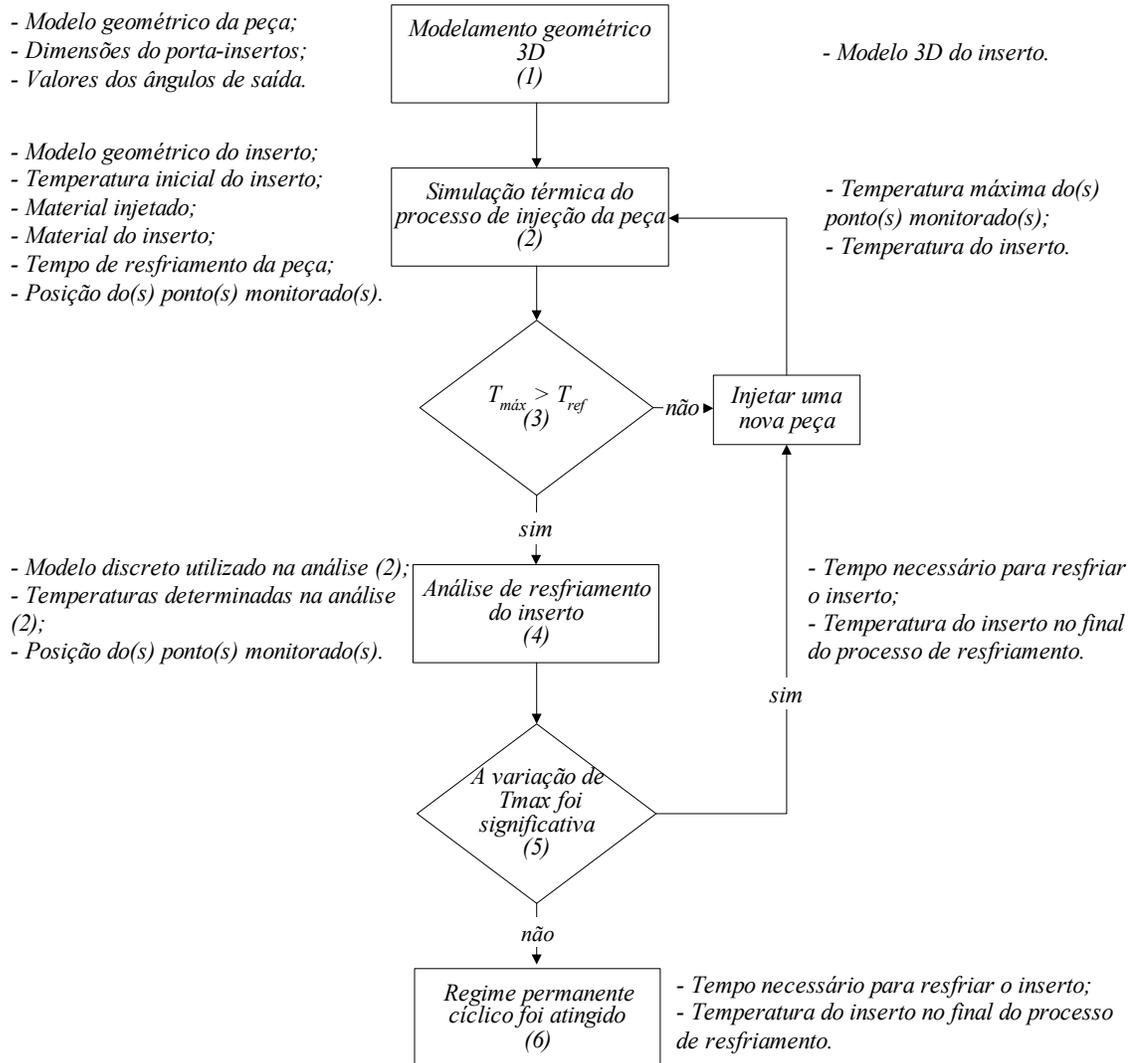


Figura 5.4 – Etapas da análise térmica dos insertos SL utilizando Sistemas CAE.

(1) Modelagem geométrica do inserto em um Sistema CAD 3D;

(2) Na primeira etapa do processo iterativo é desenvolvida uma análise térmica transiente para determinar o gradiente térmico do molde durante a injeção da peça. Para tal, considera-se a temperatura inicial do inserto igual à temperatura do inserto no final da análise precedente ou a uma temperatura ambiente, caso seja o primeiro ciclo de injeção. A temperatura de injeção é aplicada nos nós da malha de elementos finitos

que representam a peça injetada e o gradiente térmico é avaliado para um determinado tempo de resfriamento da peça. O perfil de temperatura obtido na primeira análise também pode ser utilizado como critério para escolher a região cuja temperatura será monitorada;

- (3) Após a primeira etapa é necessário verificar se a temperatura máxima dos nós monitorados é maior do que a temperatura de referência T_{ref} . A temperatura de referência é aquela temperatura escolhida de forma tal que esta seja a temperatura máxima da região monitorada do inserto, antes da injeção da próxima peça. Caso estes valores sejam mais baixos do que a temperatura de referência, nova peça deverá ser injetada;
- (4) A simulação do processo de resfriamento do inserto, etapa realizada após a simulação do resfriamento da peça deve ser desenvolvida considerando os efeitos de convecção, representando assim a iteração insertos-ar;
- (5) Caso a temperatura máxima dos nós monitorados ultrapassem o valor T_{ref} é necessário verificar se o regime permanente cíclico foi atingido. Isto pode ser realizado comparando os valores das temperaturas máximas atingidas pelo ponto nos dois últimos ciclos. Caso a diferença entre estes valores seja muito pequena, a análise está concluída;
- (6) Após o inserto atingir o regime permanente cíclico, a temperatura máxima no ponto monitorado será conhecida. O tempo de resfriamento a ser adotado durante o processo de injeção será aquele necessário para resfriar o inserto no passo anterior.

5.3 - Considerações Finais

Neste capítulo foi apresentada uma proposta de sistematização do planejamento do processo de injeção em insertos SL. Tal proposta baseia-se no emprego de ferramentas CAE para avaliar termicamente o inserto, considerando o procedimento de resfriar o inserto entre ciclos consecutivos. O objetivo deste

planejamento é obter um número maior de peças injetadas, diminuindo o risco de falha da ferramenta decorrente da redução das suas propriedades mecânicas, por efeito do seu aquecimento, observado durante o processo de injeção.

O emprego de ferramentas CAE para desenvolver análises transientes térmicas no inserto permite observar prematuramente o perfil de temperatura deste, durante o processo de injeção. Com base nestas informações, o projetista pode avaliar o quanto a ferramenta está suscetível a falhas decorrentes dos efeitos térmicos nas propriedades mecânicas do material do inserto e planejar o seu uso com maior segurança, adotando o procedimento de resfriar os insertos entre os ciclos de injeção consecutivos. Além disso, pode-se determinar regiões dos insertos suscetíveis à falhas e estimar o tempo necessário para que a nova peça possa ser injetada com segurança, sem a necessidade de uso de termopares.

A estimativa do tempo de resfriamento através da Simulação do processo de injeção pode acarretar em valores muito grandes desta grandeza, o que comprometerá as análises transientes térmicas subseqüentes. Os programas comerciais utilizados para simular numericamente o processo de injeção foram desenvolvidos adotando simplificações nas formulações como, por exemplo, aquela que considera a temperatura do molde constante ao longo do processo. Tais simplificações podem comprometer os resultados obtidos e, portanto, o uso desta técnica para simular o processo de injeção em insertos SL deve ser cuidadosamente avaliado.

CAPÍTULO 6

ESTUDO DE CASOS

6.1 - Introdução

A aplicação da sistemática descrita no Capítulo 5 requer o desenvolvimento de um modelo numérico necessário para efetuar as análises térmicas e simular o processo de moldagem por injeção. Para obter tais modelos foram desenvolvidos estudos de casos que envolveram análises numéricas e experimentais. Dois insertos foram utilizados para obter pequenos lotes de peças plásticas injetadas, alterando os parâmetros de injeção de maneira a obter condições igualmente distintas, o que permitiu observar o uso do referido procedimento para várias condições de processo. Neste capítulo são apresentadas tais avaliações através da descrição detalhada das análises experimentais e numéricas desenvolvidas para cada caso estudado.

6.2 - Estudo de casos

6.2.1 - Justificativas e objetivos gerais

Antes de utilizar um modelo numérico na análise térmica de insertos SL é necessário validar tal modelo através da comparação dos resultados obtidos na análise numérica de uma determinada geometria, com aqueles obtidos em ensaios experimentais. Desta forma, pode-se avaliar adequadamente as condições de contorno do problema e generalizar o uso do modelo proposto para a análise de geometrias mais complexas. Sendo assim, faz-se necessário um estudo prévio da variação da temperatura de um inserto através de ensaios experimentais, para validar ou alterar um modelo numérico proposto.

Com base no exposto, os estudos de casos apresentados a seguir foram desenvolvidos com o objetivo de determinar e validar modelos numéricos utilizados para desenvolver a simulação do processo de injeção e avaliar termicamente os

insertos SL. Através destes modelos numéricos pode-se viabilizar a aplicação da sistemática proposta no Capítulo 5 e utilizada para planejar o processo de injeção em insertos fabricados pelo processo de estereolitografia.

6.2.2 - Materiais e métodos

Para atingir os objetivos expostos foram utilizados dois insertos SL durante o processo de moldagem por injeção, adotando o procedimento de resfriar os insertos entre ciclos de injeção consecutivos, alterando a temperatura de referência adotada para obter várias condições de processo. Para cada avaliação, a variação da temperatura de um determinado ponto do inserto durante o processo de injeção foi monitorada. Posteriormente foram desenvolvidas análises numéricas, seguindo o procedimento descrito nas Seções 5.2.1 e 5.2.2, adotando como condições de contorno, as mesmas condições observadas durante os experimentos. A avaliação foi realizada comparando os resultados experimentais com aqueles determinados numericamente. O seguinte procedimento foi adotado para cada estudo de caso desenvolvido.

6.2.2.1 - Projeto do Molde

Inicialmente foi definida a geometria dos insertos que foram utilizados no processo de moldagem por injeção. Utilizou-se como critério, a escolha de pelo menos uma geometria simétrica, por apresentar uma distribuição de temperatura uniforme, além de facilitar a geração da malha de elementos finitos;

6.2.2.2 - Definição das temperaturas de referência a serem adotadas

Após o seu projeto, onde foi considerada a posição dos termopares, o inserto foi construído na máquina de estereolitografia. Os termopares foram posicionados no inserto e este último montado no porta-insertos, conectado ao sistema de aquisição de dados. Em seguida, o inserto foi utilizado obter peças injetadas e parâmetros de injeção foram determinados. As temperaturas de referência foram definidas considerando a temperatura máxima atingida pelo inserto durante um ciclo e o tempo necessário para resfriá-lo;

6.2.2.3 - Processo de moldagem por Injeção

Após a definição das temperaturas de referência, peças foram injetadas até que a temperatura máxima medida pelo termopar apresentou uma variação pequena entre ciclos de injeção consecutivos. Este foi o critério adotado para considerar que o inserto atingiu o regime permanente cíclico. O inserto foi então resfriado completamente antes de ser utilizado para injetar novas peças. Informações tais como a temperatura inicial dos insertos, a temperatura ambiente e os parâmetros de injeção, necessários para desenvolver as análises numéricas, foram registradas durante os experimentos;

6.2.2.4 - Análises numéricas

As análises numéricas foram desenvolvidas após o processo de moldagem por injeção para representar, aproximadamente, as mesmas condições observadas durante o experimento. Para cada inserto uma malha de elementos finitos foi gerada com um nó na região onde a temperatura foi monitorada para possibilitar a comparação entre os resultados numéricos e experimentais;

Todos os insertos utilizados nos experimentos foram construídos no equipamento 3D Systems SLA 7000[®] usando a resina Vantico SL7560[®]. Após a fabricação e limpeza as peças foram submetidas à radiação de luz ultravioleta durante 1 hora em um forno apropriado. Uma injetora Battenfeld (TM 750/210) foi utilizada para injetar polipropileno fornecido pela Solvay. Termopares tipo K, acoplados a um sistema de aquisição de dados que, por sua vez, foi conectado a um computador, foram fixados nos insertos móveis, para monitorar a temperatura dos mesmos durante o processo de moldagem por injeção.

Para desenvolver as simulações numéricas, foi utilizado o programa comercial Ansys 5.6[®] (Ansys Inc, USA). Todas as análises foram desenvolvidas utilizando um computador Athlon XP[®] 1600 MHz com 256 MB de memória RAM.

6.2.3 - Estudo de caso 1 - Descrição e resultados

A geometria definida para ser utilizada no Estudo de Caso 1 está ilustrada na Figura 6.1. A escolha desta geometria deve-se a alguns fatores a serem considerados. Inicialmente, trata-se da geometria utilizada por Hopkinson (1999) no seu trabalho de doutoramento, portanto o projeto estava concluído e o porta-insertos disponível na Universidade de Loughborough (UK), local onde foram realizados os experimentos. Além disso, havia um menor risco de falha do inserto. Finalmente, por se tratar de uma geometria axisimétrica, a geração da malha de elementos finitos foi facilitada.

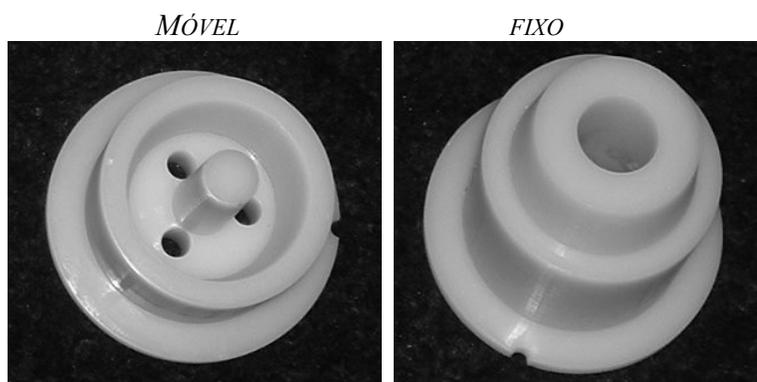


Figura 6.1 - Inserto utilizado no Estudo de Caso 1

Como pode ser visto na Figura 6.2, foram utilizados três pinos extratores posicionados na parte inferior da peça. Assim, peças poderiam ser injetadas com temperaturas de referência maiores, uma vez que o tempo de extração seria reduzido.

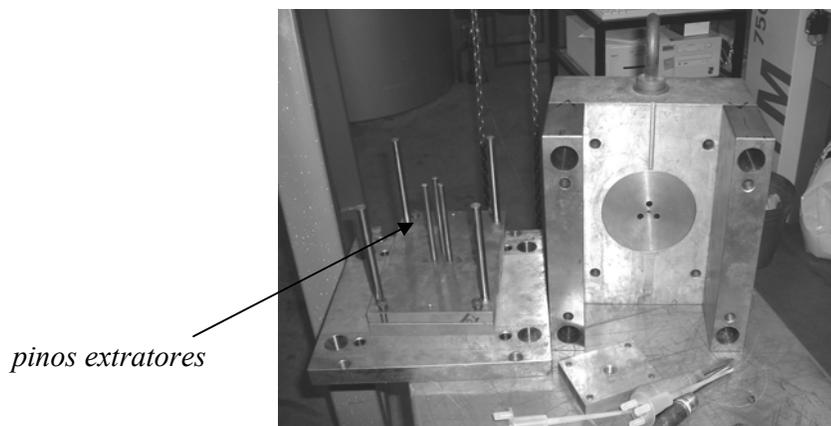


Figura 6.2 - Porta-insertos utilizado no Estudo de Caso 1

O termopar usado para monitorar a temperatura do inserto foi posicionado no inserto móvel a 16 mm de distância da superfície, conforme ilustrado na Figura 6.3, seguindo o mesmo procedimento adotado no experimento descrito no Capítulo 4. A temperatura deste ponto também foi utilizada para controlar o procedimento de resfriamento do inserto entre ciclos consecutivos.

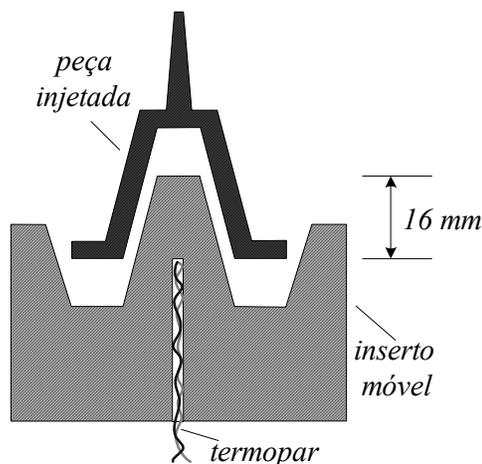


Figura 6.3 - Montagem do termopar no inserto móvel.

Inicialmente o inserto foi utilizado para avaliar os parâmetros de injeção que foram utilizados. Os valores para estas grandezas estão relacionados na Tabela 6.1. Foi observado que o tempo necessário para resfriar o inserto era muito longo e portanto descartou-se a utilização de temperaturas de referências abaixo de 40 °C.

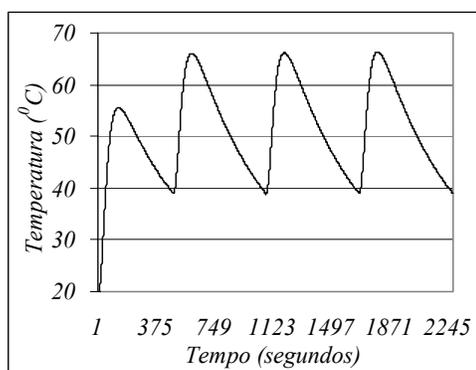
Tabela 6.1 - Parâmetros de injeção utilizados no experimento 2.1.

Parâmetro	Valores utilizados		
Vazão	10 cm ³ /s		
Temperatura de injeção	200 °C		
Tempo de resfriamento	40 segundos		
Pressão de recalque	100 MPa		
Tempo de recalque	5 segundos		
Temperaturas de referência	Ciclo 1 40 °C	Ciclo 2 50 °C	Ciclo 3 60 °C

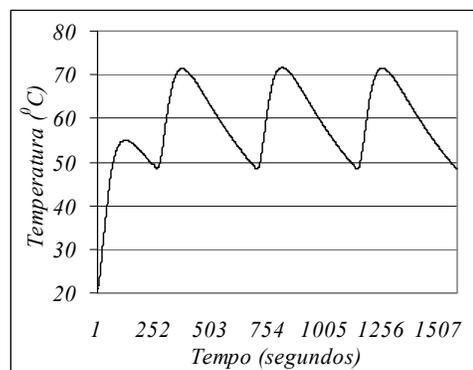
Como pode ser visto na Tabela 6.1 optou-se por adotar as mesmas temperaturas de referência utilizadas no experimento descrito no Capítulo 4. Os parâmetros listados foram mantidos constantes para todos os experimentos, permitindo a comparação dos resultados. Assim, um tempo de resfriamento de 40

segundos, necessário para resfriar completamente a peça para o ciclo 3, foi adotado para os ciclos 1 e 2.

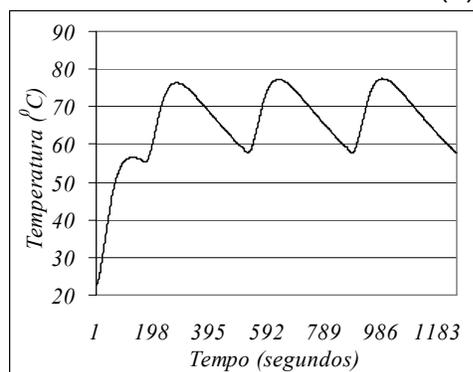
O procedimento adotado pode ser descrito como segue. Inicialmente foram registrados dados iniciais como tempo de injeção, tempo total de ciclo, temperatura inicial do inserto, temperatura ambiente e temperatura de referência adotada. A primeira peça foi então injetada e a temperatura do inserto e o tempo total de ciclo foram monitorados. Após o inserto atingir a temperatura máxima para o primeiro ciclo de injeção, o valor da temperatura e do tempo necessário para atingi-la foram anotados e nova peça foi injetada. O procedimento foi repetido até o inserto atingir uma temperatura maior do que a temperatura de referência adotada. Finalmente os ciclos de injeção posteriores iniciaram após o resfriamento do inserto, quando a sua temperatura atingiu a temperatura de referência. Os ciclos térmicos para todos valores adotados de temperaturas de referência estão ilustrados graficamente na Figura 6.4.



(a) Ciclo 1 - 40 °C



(b) Ciclo 2 - 50 °C



(c) Ciclo 3 - 60 °C

Figura 6.4 - Ciclos térmicos para temperaturas de referência de 40 °C, 50 °C e 60 °C para o inserto do experimento realizado no Estudo de Caso 1.

As temperaturas máximas medidas pelo termopar foram 66.5 °C, 71.9 °C e 77.9 °C para temperaturas de referência de 40 °C, 50 °C e 60 °C, respectivamente. Para garantir a convergência dos valores de temperatura, o valor máximo desta grandeza e o tempo necessário para resfriar o inserto até a temperatura de referência, foram monitorados regularmente. O regime permanente cíclico foi considerado atingido, quando a variação da temperatura máxima foi inferior a 0.5 °C e do tempo de resfriamento inferior a 5 segundos, durante 3 ciclos. Os valores da temperatura máxima, registrados pelo termopar, nos primeiros dez ciclos estão ilustrados na Figura 6.5. Os resultados mostraram mais uma vez que a temperatura do inserto se estabiliza após um determinado número de peças serem injetadas

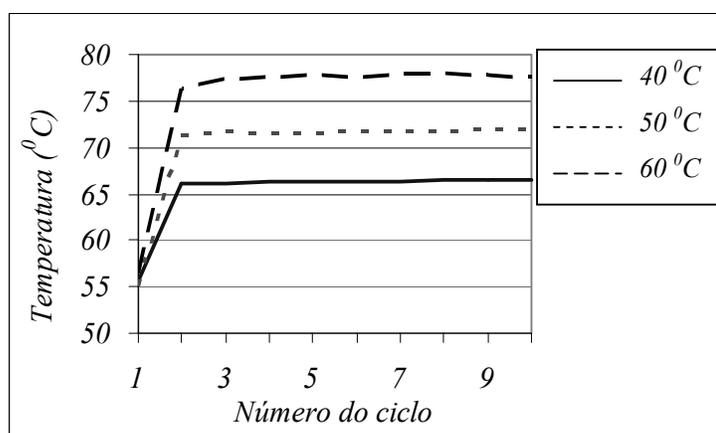


Figura 6.5 - Temperaturas máximas lidas pelo termopar para as temperaturas de referência adotadas no Estudo de Caso 1

Para desenvolver as análises numéricas foi escolhida a Análise 2 (temperatura de referência intermediária) para determinar o grau de refino da malha bem como o incremento de tempo que seria adotado. A Figura 6.6 ilustra o modelo discretizado através de elementos finitos representativo da geometria do inserto utilizado. O elemento linear PLANE55 (axisimétrico) foi utilizado para a discretização do domínio, considerando as características do problema estudado. A malha é formada por 10486 elementos e foi gerada automaticamente pelo programa, adotando um parâmetro de comprimento máximo de 0,5 mm para os elementos. Os valores de temperaturas do nó 430, posicionado sobre o eixo de simetria a 38 mm

da base da cavidade, foram utilizados para comparar os resultados numéricos e experimentais.

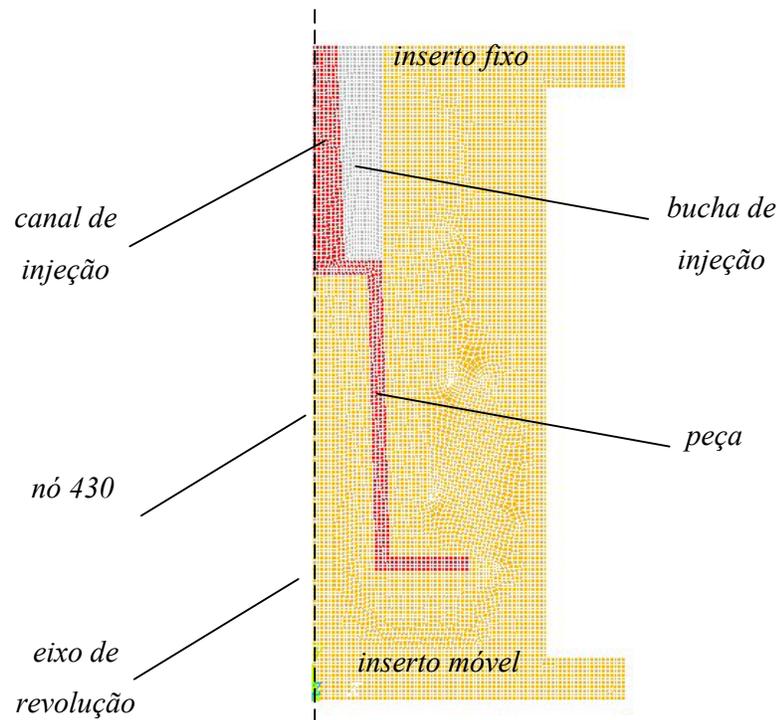


Figura 6.6 - Malha de elementos finitos para o inserto utilizado no Estudo de Caso 1

Outro modelo foi criado adotando um comprimento máximo de 1,0 mm para os elementos finitos, para avaliar o efeito do refino da malha nos resultados numéricos. Neste caso, foram gerados 4837 elementos. Os dois modelos foram testados adotando incrementos de tempo de 0.1 segundos e 1 segundo, respectivamente. Adicionalmente, foi avaliada a possibilidade de adotar tempo variável, a partir de 0.01 segundos, no início da análise. Este último procedimento teve como objetivo minimizar os efeitos dos altos gradientes térmicos decorrentes das condições de contorno adotadas, haja vista que no início da análise, as temperaturas iniciais foram assumidas ser 200 °C e 20 °C nos elementos posicionados nas superfícies da peça e do conjunto bucha de injeção e insertos, respectivamente.

Os resultados obtidos para as combinações de parâmetros descritos acima indicaram não haver diferença significativa dos resultados quando a malha de elementos finitos é refinada ou o incremento de tempo adotado é minimizado. Como

o tempo de processamento para a malha mais refinada (ilustrada na Figura 6.6) não foi excessivamente grande, optou-se por adotar como parâmetros a malha mais refinada e um incremento de tempo de 1 segundo para desenvolver todas as análises.

O programa computacional Ansys® assume que as superfícies externas dos sólidos são adiabáticas, caso não sejam fornecidas condições de contorno de radiação ou convecção. Assim, foi necessário utilizar um artifício para promover a troca de calor entre os entes considerados (insertos, peça e bucha de injeção). A estratégia adotada neste modelo, ilustrada na Figura 6.7, consiste em gerar a malha com nós coincidentes nas superfícies de contato (nós com as mesmas coordenadas) e aplicar uma condição de contorno na qual cada par de nós deveriam sempre ter as mesmas temperaturas durante a simulação do preenchimento da cavidade e resfriamento da peça.

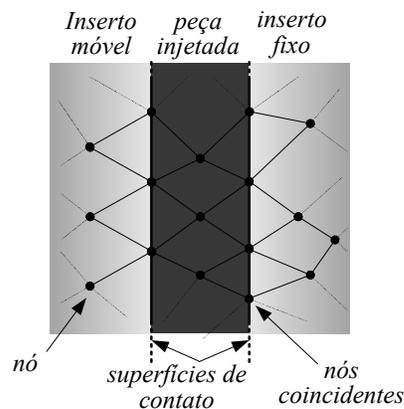


Figura 6.7 - Condição de contorno aplicada nas superfícies de contato.

As condições de contorno utilizadas nas simulações no Estudo de Caso 1 estão relacionadas na Tabela 6.2. Para todas as análises foram utilizados os valores de coeficiente de convecção de $10 \text{ W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$, para representar a convecção natural. A temperatura da peça foi considerada igual à temperatura de injeção do polipropileno ($200 \text{ }^\circ\text{C}$). O tempo do ciclo foi considerado aquele compreendido entre o início do preenchimento da cavidade e a abertura do inserto.

Tabela 6.2 - Condições de contorno aplicadas nas análises do Estudo de Caso 1

Condições de contorno	Análises		
	Análise 1	Análise 2	Análise 3
Temp. inicial do inserto (°C)	19,8	20,5	22,5
Temp. ambiente (°C)	19,8	20,5	22,5
Temp. de referência (°C)	40	50	60
Tempo do ciclo (seg)	42*	42*	42*

* Considerando o tempo de resfriamento e tempo de preenchimento

Na Tabela 6.3 são apresentados os valores das propriedades materiais, utilizados nas análises. Os valores referentes à resina Vantico SL7560 foram obtidos junto ao fabricante deste material. Para os demais materiais, polipropileno Solvay e material da bucha de injeção, foram utilizados os valores fornecidos no banco de dados de material dos programas MoldFlow® e Ansys®, respectivamente.

Tabela 6.3 – Propriedades materiais utilizadas nas análises numéricas

Propriedades	Materiais		
	Resina*	PP**	Aço 1020
Calor específico (J/kg*°C)	2300	2672	419
Condutividade térmica (W/m*°C)	0,17501	0,195	46,7
Densidade (kg/m ³)	1220	943,58	7850

* Valores obtidos junto ao fabricante da resina Vantico SL7560.

** Valores obtidos no banco de dados do MoldFlow® para o polipropileno Solvay.

As simplificações adotadas no modelo numérico podem ser descritas como segue:

1. As variações de temperatura da peça e do inserto durante o preenchimento da cavidade foram desprezadas. Em outras palavras foi assumido que a troca de calor entre estes os sólidos inicia-se após o completo preenchimento da cavidade. Contudo, foi considerado o tempo de preenchimento na determinação do tempo de ciclo, conforme mostrado na Tabela 6.2;
2. Foram desprezadas as variações que ocorrem nas propriedades térmicas dos materiais envolvidos, durante o processo de injeção, em função da variação

da temperatura. As propriedades listadas na Tabela 6.3 correspondem aos valores determinados à temperatura ambiente;

3. Foram desprezadas as variações volumétricas da peça e dos insertos decorrentes da variação da temperatura, durante as análises. Assim, o contato entre os sólidos foi considerado perfeito, conforme ilustrado na Figura 6.7;

De acordo com a sistematização descrita na Seção 5.2.2, a análise transiente utilizando as ferramentas CAE consiste em um processo onde são realizadas simulações sucessivas dos ciclos de injeção e de resfriamento dos insertos SL. Além disso, os dados de saída de uma análise são utilizados como condições de contorno para a análise subsequente. Trata-se portanto de uma tarefa trabalhosa para ser realizada manualmente. Assim, foi implementado um pequeno programa computacional denominado “macro”, descrito no Apêndice C, onde as várias etapas são desenvolvidas automaticamente, considerando os dados fornecidos pelo usuário. Através do programa macro, os resultados desejados podem ser obtidos, definindo previamente as condições de contorno iniciais do problema e a quantidade de ciclos a serem avaliados.

Os resultados numéricos apresentados a seguir foram obtidos considerando a malha de elementos finitos ilustrada na Figura 6.6 e um incremento de tempo de 1 segundo. Na Figura 6.8 são apresentados os ciclos térmicos obtidos para cada temperatura de referência nas análises experimentais e numéricas.

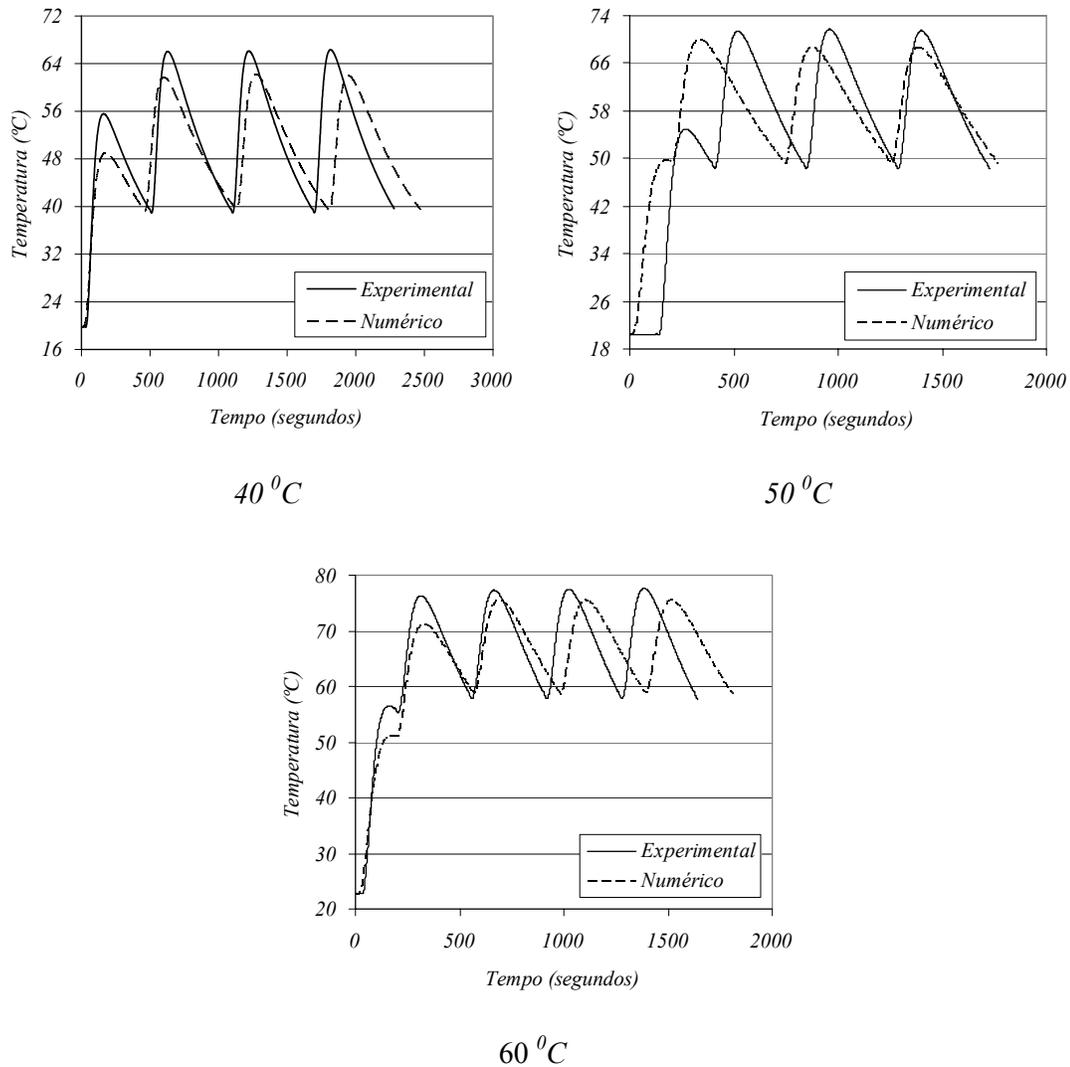


Figura 6.8 - Resultados numéricos e experimentais da variação de temperatura do inserto para o Estudo de Caso 1

Os gráficos da Figura 6.9 mostram a variação da temperatura máxima e do tempo de resfriamento necessário para atingir a temperatura de referência adotada (neste caso 40 °C) em função do número de ciclos. De acordo com os resultados, pode-se afirmar que para ambos os casos (experimental e numérico), houve uma convergência dos valores das grandezas avaliadas ao longo do processo. Contudo, os valores obtidos numericamente comparados aos dados experimentais, apresentaram diferenças que devem ser consideradas.

A temperatura máxima atingida pelo ponto do inserto monitorado durante o experimento foi de 66.3 °C, enquanto que o valor desta grandeza determinada

numericamente foi de $62.1\text{ }^{\circ}\text{C}$, um erro portanto de aproximadamente -6.4% . Os tempos médios de resfriamento por sua vez, apresentaram erros maiores. No procedimento experimental foram necessários 487 segundos em média para que o ponto monitorado atingisse a temperatura de $40\text{ }^{\circ}\text{C}$, inferior portanto àquele valor obtido numericamente (533 segundos). O erro neste caso foi de aproximadamente $+9\%$.

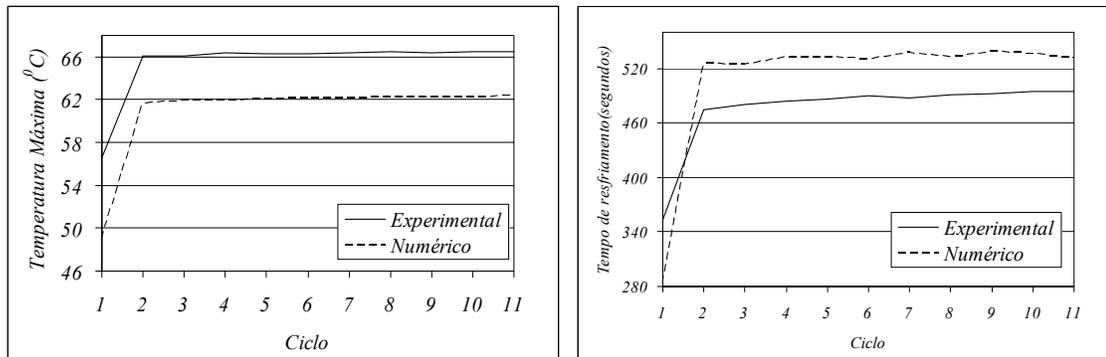


Figura 6.9 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de $40\text{ }^{\circ}\text{C}$ (Estudo de Caso 1)

Os resultados de temperatura e tempo de resfriamento do inserto, para uma temperatura de referência de $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ são mostrados graficamente na Figura 6.10. As temperaturas máximas do ponto monitorado, medida pelo termopar e determinado numericamente foi $71.8\text{ }^{\circ}\text{C}$ e $68.8\text{ }^{\circ}\text{C}$, respectivamente. O erro portanto foi de $3\text{ }^{\circ}\text{C}$ (cerca de -4%). O tempo médio necessário para o ponto monitorado atingir a temperatura de referência durante o experimento foi de 335 e o valor desta grandeza determinado numericamente foi de 391 segundos, uma diferença de 53 segundos (aproximadamente $+16.9\%$ de erro).

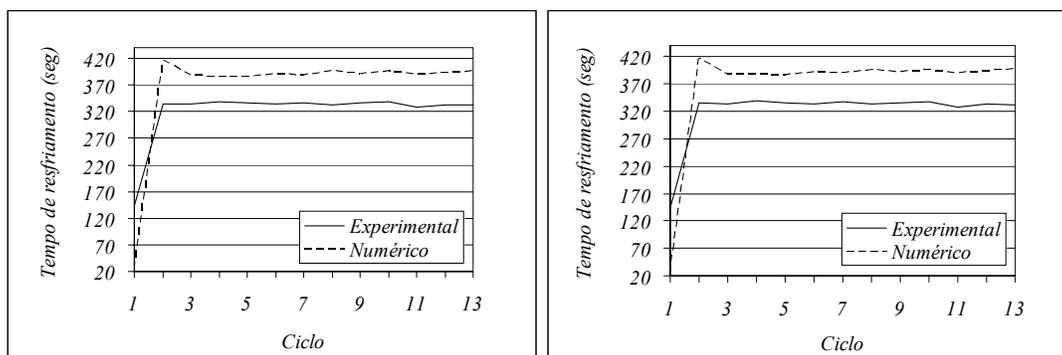


Figura 6.10 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 50 °C (Estudo de Caso 1)

Os valores de temperatura máxima e tempo de resfriamento, avaliados experimentalmente e numericamente, quando adotada uma temperatura de referência de 60 °C, apresentaram um comportamento similar àqueles observados anteriormente (ver gráficos da Figura 6.11). Os resultados experimentais e numéricos para estas grandezas foram 77,6 °C e 75,3 °C (erro de -3.0%) para as temperaturas máximas e 261 segundos e 297 segundos para o tempo médio de resfriamento (erro de +13.9 %).

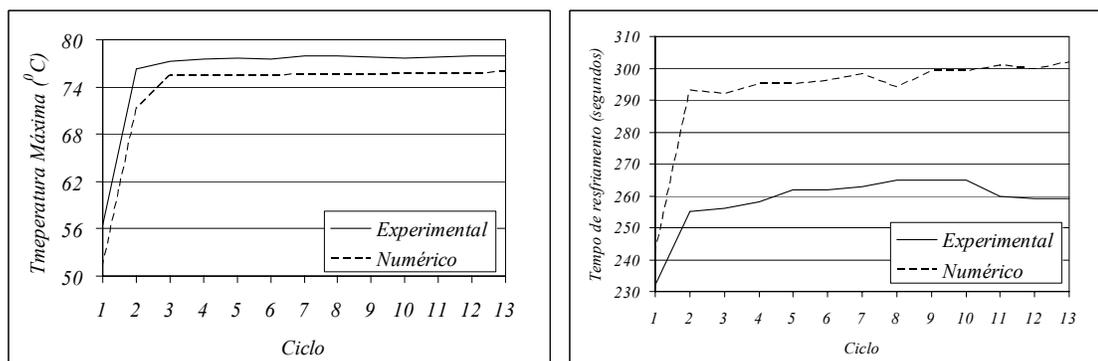


Figura 6.11 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 60 °C (Estudo de Caso1).

A Tabela 6.4 relaciona as diferenças percentuais entre os valores obtidos numericamente e experimentalmente para cada temperatura de referência adotada.

Tabela 6.4 - Erros percentuais entre os valores experimentais e numéricos para o Estudo de Caso 1

Temperatura de referência (°C)	Erro (%)		
	40	50	60
Temperatura mínima (°C)	+1.1	+1.6	+1.4
Temperatura máxima (°C)	-6	-4	-2.7
Tempo de resfriamento (seg)	+9.3	+16.9	+13.9
Tempo de aquecimento (seg)	+16.7	+18.4	+15

Análise dos resultados

As análises desenvolvidas no Estudo de Caso 1 tiveram como objetivo definir e avaliar modelos numéricos de análises com o intuito de viabilizar a aplicação da sistemática descrita no Capítulo 5 para planejar o uso de insertos SL na fabricação de peças plásticas injetadas. Para isso foi utilizado o inserto ilustrado na Figura 6.1 no processo de injeção de peças plásticas, considerando o procedimento de resfriamento entre ciclos consecutivos. Posteriormente foram realizadas análises numéricas utilizando o programa comercial ANSYS®, aplicando as mesmas condições observadas durante os experimentos.

Os valores de tempo de resfriamento do inserto, bem como a temperatura máxima atingida pelo ponto monitorado, determinados numericamente e experimentalmente, convergiram para um determinado valor após alguns ciclos. Isto significa que é possível determinar aproximadamente, a variação de temperatura dos insertos durante o processo de injeção, através de análises térmicas transientes utilizando ferramentas CAE.

As diferenças entre os resultados numéricos e experimentais de tempo de resfriamento não apresentaram uma tendência em função da temperatura de referência. De acordo com a Tabela 6.4, os erros percentuais entre estas medidas para uma temperatura de referência de 50 °C foram maiores do que aqueles determinados para temperaturas de referência de 40 °C e 60 °C. Os resultados de temperatura máxima atingida pelo ponto monitorado por sua vez, revelaram que valores menores de temperatura de referência adotada apresentaram erros

percentuais maiores, entre os valores medidos experimentalmente e determinados numericamente.

As maiores diferenças ocorreram para os tempos de resfriamento e aquecimento. Os valores numéricos, no entanto, foram sempre maiores do que aqueles determinados experimentalmente, ou seja, o procedimento de determinar numericamente os valores do tempo de resfriamento revelou ser mais conservativo, quando comparado ao processo experimental. Os valores de temperatura por sua vez, apresentaram erros pequenos e os valores numéricos foram menores comparados aos experimentais.

6.2.4 - Estudo de caso 2 – Descrição e resultados

O estudo de caso descrito a seguir teve como objetivo avaliar a utilização de ferramentas CAE para a determinação do tempo de resfriamento dos insertos SL, através da simulação do processo de injeção, de acordo com a sistemática apresentada no Capítulo 5.

Para avaliar os resultados de tempo de resfriamento obtidos através das análises numéricas, foi utilizada a mesma geometria adotada no Estudo de Caso 1. Assim, um ciclo de injeção adicional foi adotado, usando 50 °C como temperatura de referência e considerando os mesmos parâmetros apresentados na Tabela 6.2. O tempo de resfriamento usado foi de 20 segundos, parâmetro este determinado experimentalmente considerando o valor necessário para resfriar completamente a peça. Os ciclos térmicos resultantes são mostrados graficamente na Figura 6.12. Para efeito de comparação foram traçados os gráficos dos ciclos térmicos obtidos utilizando 40 segundos de tempo de resfriamento.

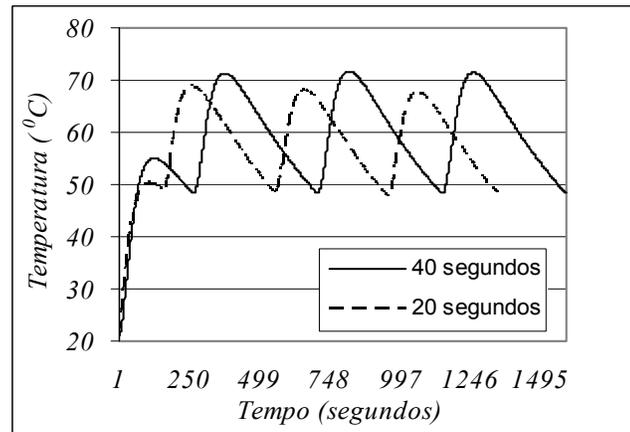


Figura 6.12 - Ciclos térmicos para temperaturas de referência de 50°C e tempo de resfriamento de 20 e 40 segundos para o inserto do Estudo de Caso 2.

Como pode ser visto nos gráficos da Figura 6.13, houve diferenças entre os resultados obtidos para distintos tempos de resfriamento da peça. As temperaturas máximas atingidas no primeiro ciclo de injeção foram 50.2°C e 55°C para tempos de resfriamento de 20 segundos e 40 segundos, respectivamente. As máximas temperaturas lidas pelo termopar foram 68.4°C e 71.9°C . O tempo de resfriamento, grandeza determinada nas análises numéricas, apresentou uma diferença de 9%.

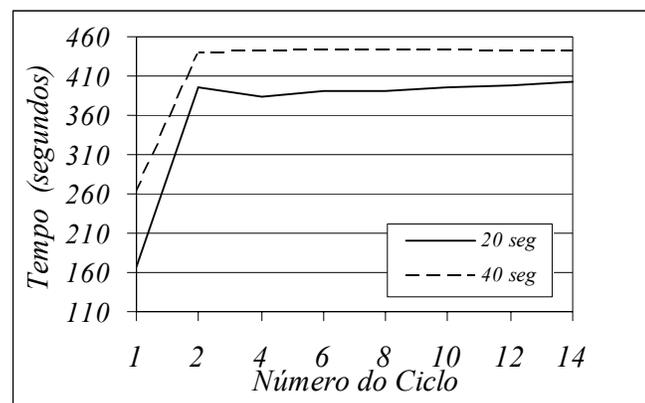


Figura 6.13 – Tempo de resfriamento do inserto para os ciclos de injeção utilizando tempo de resfriamento da peça de 20 segundos e 40 segundos (Estudo de Caso 2).

As simulações numéricas desenvolvidas no Estudo de Caso 2 consistiram nas análises do processo de injeção e nas análises transientes térmicas. O procedimento adotado em cada análise pode ser descrito como segue.

Para determinar qual temperatura seria adotada para os insertos na simulação do processo de injeção, foi avaliado o perfil de temperatura dos insertos durante o processo. Como os parâmetros necessários para realizar as análises transientes térmicas não são conhecidos previamente, valores médios desta grandeza podem ser adotados para determinar o padrão dos gradientes de temperatura dos insertos. Neste caso em particular, foi considerada a variação de temperatura obtidas na Análise 2 do Estudo de Caso 1.

A Figura 6.14 representa o perfil de temperatura do inserto obtido no instante em que o ponto monitorado atinge a temperatura de referência (50°C). Pode-se verificar que a temperatura média do inserto é menor do que a temperatura de referência e portanto pode-se escolher um valor de 40°C para a temperatura do inserto, uma vez ser esta a temperatura na região próxima à cavidade. Isto ocorre devido à posição central do ponto monitorado. Caso este seja escolhido um ponto posicionado na região externa, a temperatura de referência poderia ser adotada como temperatura do inserto durante a simulação do processo de injeção.

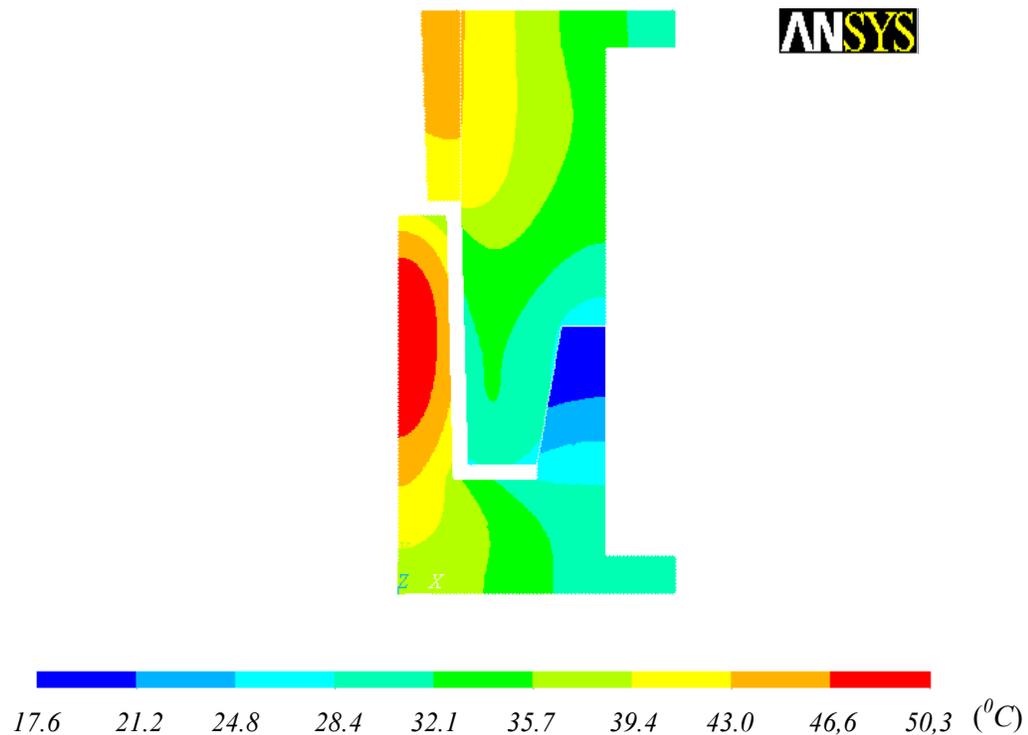


Figura 6.14 - Perfil de temperatura no início do ciclo de injeção para uma temperatura de referência de 50°C .

Apesar do perfil de temperatura ilustrado na Figura 6.14 indicar a condição de contorno de 40 °C para a temperatura do inserto como a mais adequada, optou-se por desenvolver três análises, considerando as temperaturas de referência (40 °C, 50 °C e 60 °C) como valor desta grandeza, para efeito comparativo. Assim, foram adotados os parâmetros relacionados na Tabela 6.5. Para todas as análises foi utilizada uma malha de 2235 elementos e adotado o material Sequel 1440 (Solvay Engineered Polymers) como contratipo.

Tabela 6.5 – Parâmetros adotados nas análises reológicas do Estudo de Caso 2

Parâmetros das análises	Valores adotados		
	Análise 1	Análise 2	Análise 3
Temperatura do inserto (°C)	40	50	60
Temperatura de injeção (°C)	200	200	200
Pressão de recalque (% da pressão de injeção)	80	80	80
Tempo de recalque (seg)	10	10	10
Velocidade de injeção (cm ³ /s)	261.6	293.3	240.3
Volume de material injetado (cm ³)	8.7	8.7	8.7
Temperatura do fluido de resfriamento (°C)	25	25	25
Número de Reynolds	1000	1000	1000

Os resultados de tempo de resfriamento para as análises desenvolvidas estão ilustrados na Figura 6.15. Os tempos necessários para resfriar o canal de alimentação (mesmo parâmetro considerado durante o experimento), adotando 40 °C, 50 °C e 60 °C como temperaturas do inserto, foram 23.1 segundos, 49.4 segundos e 49.1 segundos, respectivamente. O valor do tempo estimado considerando o inserto mais quente (60 °C), apresentou um resultado menor comparado àquele obtido para uma temperatura intermediária (50 °C). Contudo, o valor determinado experimentalmente foi de 20 segundos e portanto é provável que o erro esteja no valor obtido para a temperatura intermediária.

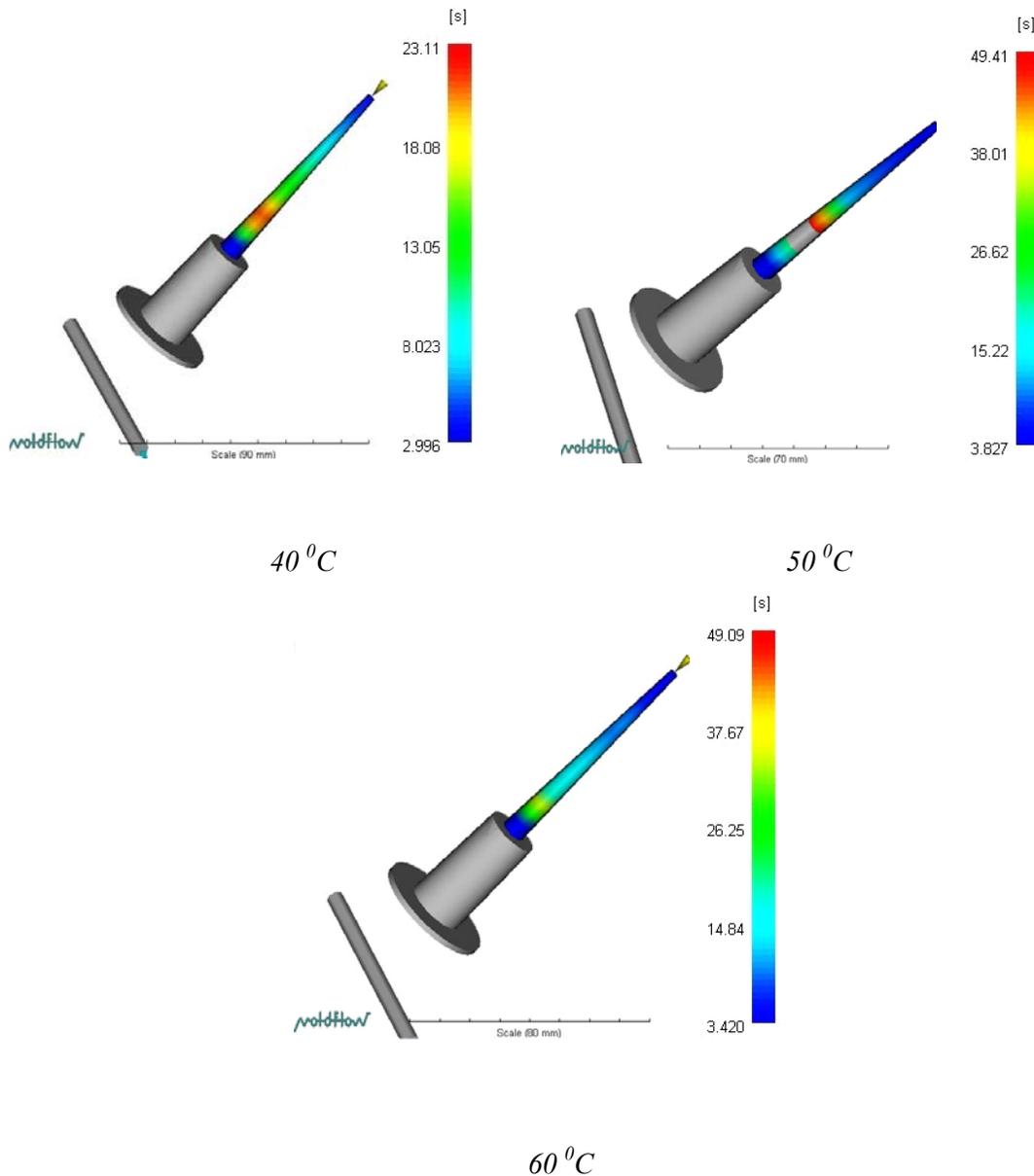


Figura 6.15 - Resultados numéricos de tempo de resfriamento da peça (Estudo de Caso 2).

De acordo com os resultados, a análise cujo valor de tempo de resfriamento estimado mais se aproximou do valor usado experimentalmente (20 segundos) foi aquela que considera a temperatura do inserto 40 °C (23.1 segundos), com um erro de aproximadamente 3 segundos. O resultado numérico do tempo de preenchimento da cavidade para esta temperatura foi de aproximadamente 0.8 segundos. O tempo de resfriamento da peça, determinado através do uso da Equação 5.1 conforme sugerido no Capítulo 5, foi de aproximadamente 17.82 segundos.

As análises térmicas desenvolvidas no Estudo de Caso 2 seguiram o mesmo procedimento descrito no Estudo de Caso 1. As condições de contorno contudo, foram alteradas de acordo com a Tabela 6.6. Foram desenvolvidas duas análises considerando tempos de ciclo distintos. A Análise 1 corresponde às condições observadas experimentalmente enquanto que a Análise 2 considera o tempo de resfriamento determinado na simulação do processo de injeção.

Tabela 6.6 – Condições de contorno utilizadas nas análises transientes do Estudo de Caso 2

Condições de contorno	Valor utilizado	
	Análise 1	Análise 2
Temperatura inicial do inserto (°C)	21	21
Temperatura ambiente (°C)	21	21
Temperatura de referência (°C)	50	50
Tempo do ciclo (seg)	22*	24*

* Considerando o tempo de resfriamento e tempo de preenchimento

A Figura 6.16 ilustra os resultados comparativos da variação de temperatura do ponto monitorado em função do tempo. O tempo médio necessário para resfriar o inserto determinado experimentalmente foi de 293.4 segundos, enquanto que os resultados numéricos apresentaram valores de 329.5 segundos e 334.2 segundos para as análises 1 e 2, respectivamente. Portanto a diferença observada entre os valores numéricos e experimentais foi de +12.3% (Análise 1) e +10.5% (Análise 2).

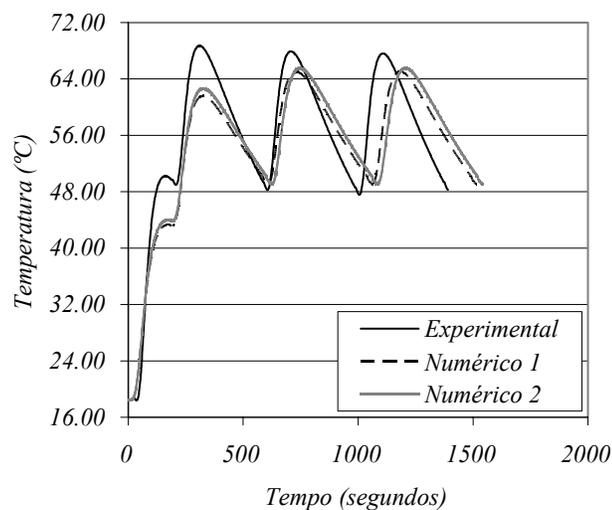


Figura 6.16 - Resultados numéricos e experimental da variação de temperatura do inserto para o Estudo de Caso 2.

O valor médio de temperatura máxima atingida pelo ponto monitorado durante os experimentos foi de 68.2 °C. Os resultados numéricos obtidos para esta grandeza foram 64,74 °C e 65,26 °C para as análises 1 e 2, respectivamente. Portanto, o erro do valor numérico da temperatura máxima do ponto monitorado, quando considerado o tempo de resfriamento utilizado experimentalmente, foi de aproximadamente +5,1 %. Este parâmetro apresentou um erro de +4.3% quando foi considerado o tempo de resfriamento determinado através da simulação do processo de injeção.

Análise dos resultados

O Estudo de Caso 2 foi desenvolvido para avaliar o uso da sistemática descrita no Capítulo sem o conhecimento prévio dos parâmetros de injeção. Em outras palavras, foi avaliado o uso de métodos numéricos para determinar o tempo de resfriamento da peça, através da simulação do processo de injeção. Assim, os ciclos de temperatura do inserto e conseqüentemente o tempo necessário para resfriá-lo, poderiam ser determinados antes da sua construção e utilização.

Durante o desenvolvimento das análises, o valor de tempo de resfriamento determinado através da simulação do processo de injeção, considerando a temperatura do inserto 40 °C, revelou ser o mais adequado. Este resultado sugere que o procedimento de avaliar o perfil de temperatura do inserto determinado numericamente, pode ser utilizado para estimar a temperatura do inserto. O uso da Equação 5.1 para estimar o tempo de resfriamento da peça revelou não ser apropriado, uma vez que esta estimativa não considera a temperatura e as propriedades térmicas do inserto.

A diferença entre os valores de tempo de resfriamento obtidos nas análises 1 e 2 foi de apenas 5 segundos. Isto ocorreu devido aos valores próximos de tempo de ciclo adotados nestas análises (22 segundos e 24 segundos, respectivamente). O erro percentual entre os valores numérico e experimental (12.3%) foi inferior àquele obtido no Estudo de Caso 1 (15.8%). Este resultado sugere que quanto maior o tempo de ciclo, maior será o erro do valor do tempo de resfriamento determinado através da simulação numérica.

Os valores das temperaturas máximas atingidas pelo ponto monitorado não apresentaram o mesmo comportamento observado para o tempo de resfriamento do

inserto. O erro percentual entre os valores temperaturas máximas determinados experimentalmente e na análise 1, onde foram adotados os mesmos parâmetros, foi de 5.1%. Esta mesma diferença foi de 4% na análise correspondente do Estudo de Caso 1.

6.2.5 - Estudo de caso 3 – Descrição e resultados

O tempo total necessário para o preenchimento durante o processo de injeção das peças dos Estudos de Casos 1 e 2 foi de aproximadamente 2 segundos. Como era de interesse avaliar se a simplificação adotada durante a simulação, que considera o início da troca de calor entre a peça e o inserto após a cavidade ser completamente preenchida, optou-se por adotar outra geometria, cujo tempo de injeção fosse maior. Além disso, poderia ser avaliado o uso do modelo para determinar os gradientes térmicos em geometrias mais complexas.

A geometria utilizada no Estudo de Caso 3 está ilustrada na Figura 6.17. A peça injetada é provida de dois *snaps* diametralmente opostos com dimensões diferentes. Dois pinos extratores foram posicionados nos *snaps* para auxiliar a extração da peça. Esta peça havia sido injetada em moldes metálicos, porém, insertos SL não foram utilizados até então. A idéia inicial era tentar preencher a cavidade usando a menor velocidade de injeção possível, aumentando assim o tempo de preenchimento da cavidade.

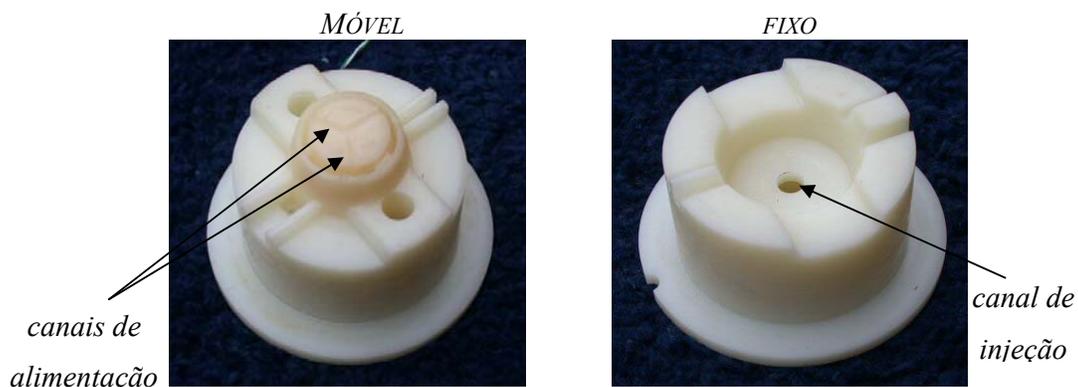


Figura 6.17 – Insertos utilizados no Estudo de Caso 3.

Os insertos ilustrados na Figura 6.17 foram construídos com canais de 3 mm de diâmetro e um termopar foi posicionado a 4 mm da extremidade superior do núcleo,

de maneira similar àquela mostrada na Figura 6.3. O primeiro conjunto de insertos foi utilizado para determinar os parâmetros de injeção relacionados na Tabela 6.7. No entanto, os valores medidos pelo termopar apresentaram uma variação de 3 °C durante o processo de injeção. Possivelmente, não houve um preenchimento completo do canal com Araldite® e portanto não havia contato da extremidade do termopar com as paredes do inserto. O outro conjunto de insertos foi então utilizado para obter os dados experimentais de temperatura.

Tabela 6.7 - Parâmetros de injeção utilizados no experimento 2.2

Parâmetro	Valores utilizados		
Volume de material injetado	13.5 cm ³		
Vazão	1 cm ³ /s		
Temperatura de injeção	200 °C		
Tempo de resfriamento	30 segundos		
Pressão de recalque	50 MPa		
Tempo de recalque	5 segundos		
Temperaturas de referência	Ciclo 1 40 °C	Ciclo 2 50 °C	Ciclo 3 60 °C

Para esta geometria, o tempo de preenchimento da cavidade foi de 18 segundos e portanto superior àquele adotado para a geometria do Estudo de Caso 1. As peças injetadas apresentaram excesso de rebarbas devido a não planicidade das superfícies dos insertos, apesar da operação de lixação promovida após a sua fabricação. No entanto este problema não afetou as medidas de temperatura obtidas.

Na Figura 6.18 são traçados os gráficos da temperatura *versus* tempo para as temperaturas de referência adotadas. Pode-se observar que a variação de temperatura do ponto monitorado foi pequena comparada àquela medida no ponto monitorado do inserto utilizado no Estudo de Caso 1 e 2. Outro aspecto interessante apresentado pelo gráfico (c) é que foram necessários quatro ciclos para que a temperatura medida atingisse o valor da temperatura de referência (60 °C).

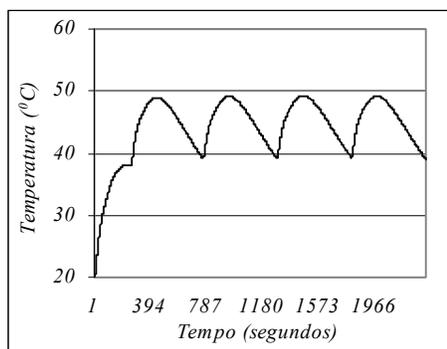
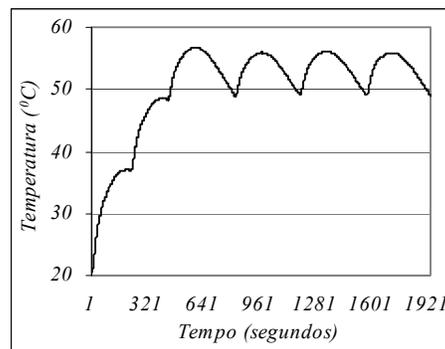
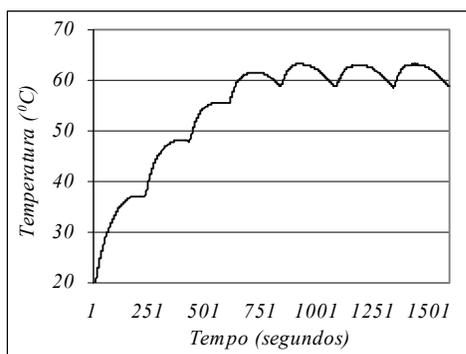
(a) 40°C (b) 50°C (c) 60°C

Figura 6.18 - Ciclos térmicos para temperaturas de referência de 40°C , 50°C e 60°C para o inserto do experimento 2.2.

A Figura 6.19 ilustra a malha de elementos finitos utilizada nas análises numéricas do Estudo de Caso 3. Um total de 20876 elementos quadráticos SOLID87 foi usado para a discretização do domínio, considerando um comprimento máximo de 3 mm para cada elemento próximos à cavidade. Nós coincidentes foram gerados nas superfícies de contato e condições de contorno de temperaturas foram aplicadas de maneira similar àquela descrita no Estudo de Caso 1.

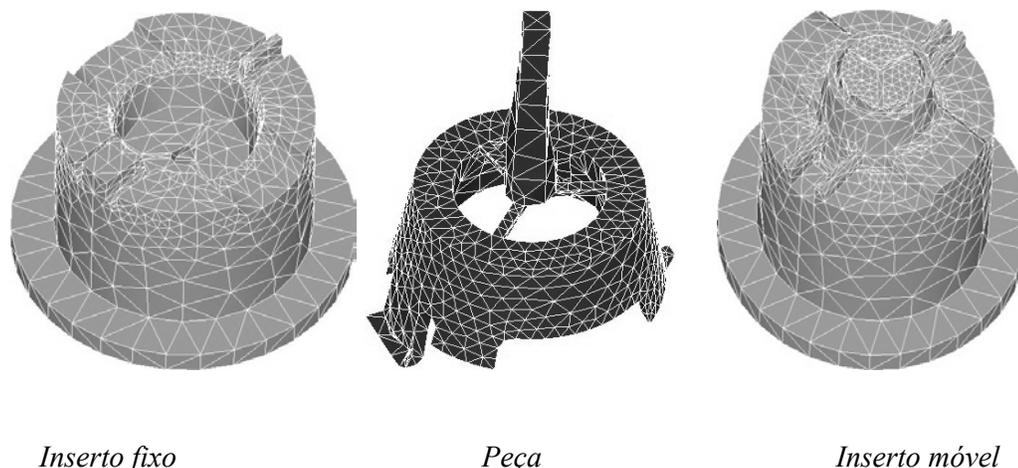


Figura 6.19 - Malhas de elementos finitos utilizadas no Estudo de Caso 3.

As propriedades dos materiais utilizados nas análises foram as mesmas utilizadas no Estudo de Caso 1 e relacionadas na Tabela 6.3. As condições de contorno aplicadas em cada análise estão listadas na Tabela 6.8. O tempo de ciclo foi calculado somando o tempo de resfriamento da peça (30 segundos) ao tempo de preenchimento da cavidade (18 segundos). Um incremento de tempo de 1 segundo foi adotado para todas as análises.

Tabela 6.8 - Condições de contorno utilizadas nas análises transientes do Estudo de Caso 3

Condições de contorno	Valor utilizado		
	Análise 1	Análise 2	Análise 3
Temperatura inicial do inserto ($^{\circ}\text{C}$)	20	20.5	18
Temperatura ambiente ($^{\circ}\text{C}$)	20	20.5	18
Temperatura de referência ($^{\circ}\text{C}$)	40	50	60
Tempo do ciclo (seg)	48	48	48

Os gráficos da variação da temperatura do ponto monitorado em função do tempo, para as três temperaturas de referência adotadas estão ilustrados na Figura 6.20. pode-se verificar que houve uma defasagem maior entre os ciclos determinados experimentalmente e numericamente, comparado aos resultados obtidos nos Estudos de Caso 1 e 2.

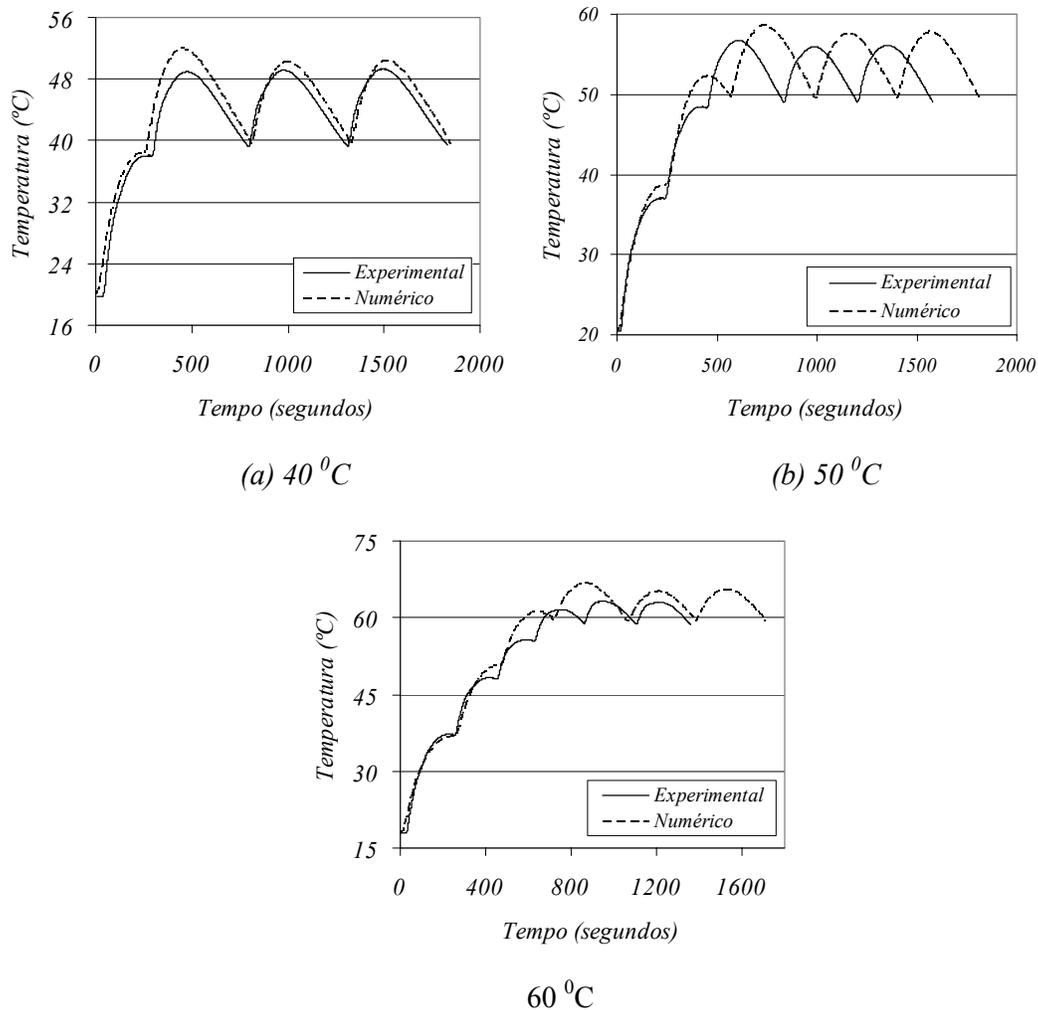


Figura 6.20 - Resultados numéricos e experimentais da variação de temperatura do inserto para o Estudo de Caso 3.

Os resultados de tempo de resfriamento e temperatura máxima atingida pelo ponto monitorado em cada ciclo, para uma temperatura de referência de 40 °C, são mostrados graficamente na Figura 6.21. O valor médio de tempo de resfriamento apresentou uma inversão de valores, se comparados com aqueles obtidos nas análises anteriores. Neste caso, o valor experimental (353 segundos) foi 2.5% superior ao valor determinado numericamente (344 segundos). O comportamento da média das temperaturas máximas atingidas pelo ponto monitorado também apresentou alteração. Os valores numérico e experimental desta grandeza foram de 50.3 °C e 49.4 °C, respectivamente. Um erro, portanto, de +0.35%.

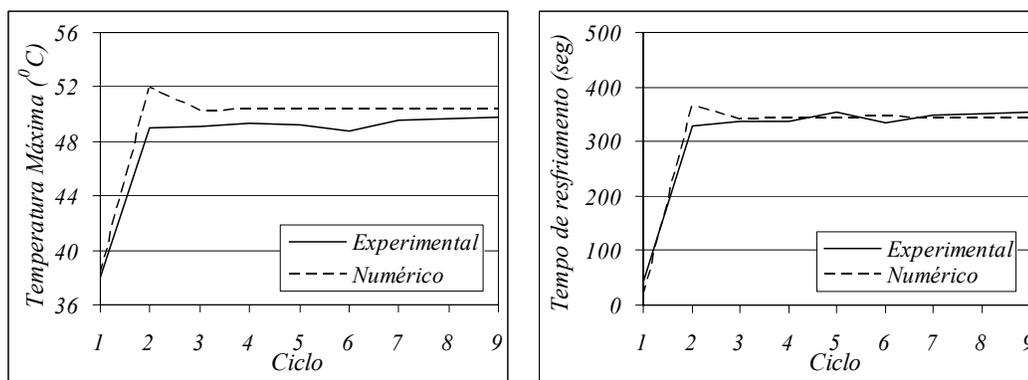


Figura 6.21 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 40°C (Estudo de Caso 3).

Como pode ser visto nos gráficos da Figura 6.22, o comportamento dos resultados numéricos observado para uma temperatura de referência de 50°C , foi diferente daquele revelado nos gráficos da Figura 6.21. O valor médio de tempo de resfriamento obtido na análise (246.8 segundos) foi cerca de 5.75% superior àquele obtido experimentalmente (233 segundos), revelando portanto uma tendência de aumento da diferença com um incremento da temperatura de referência. Os valores médios das temperaturas máximas atingidas pelo ponto monitorado, obtidos experimentalmente e numericamente, foram 56.32°C e 57.7°C , respectivamente. Portanto, um erro percentual de +2.5 %.

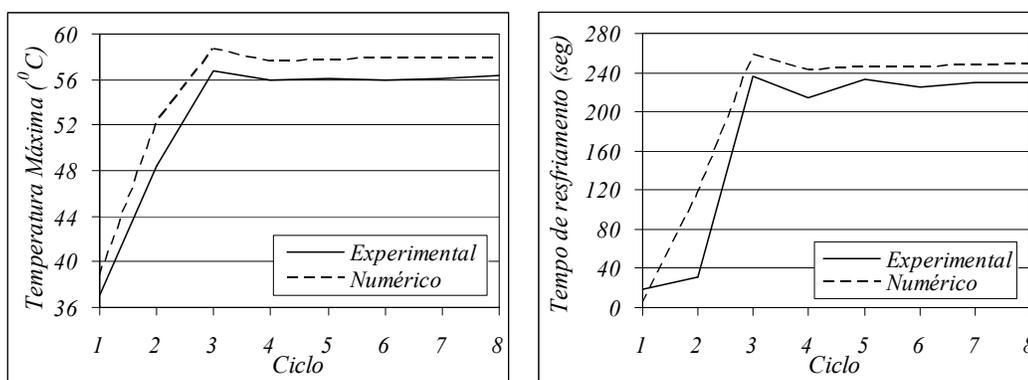


Figura 6.22 - Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 50°C (Estudo de Caso 3).

O comportamento dos resultados obtidos para uma temperatura de referência de 60 °C comprovou a tendência de aumento do tempo de resfriamento uma vez que apresentou erros maiores comparados aos resultados para uma temperatura de referência de 50 °C. O tempo médio de resfriamento determinado numericamente por exemplo (182 segundos), foi cerca de 12.2% superior ao valor medido (162 segundos). A média das temperaturas máximas atingida pelo ponto monitorado por sua vez, apresentou um erro de aproximadamente +4% (63.1 °C e 65.7 °C valores experimental e numérico, respectivamente).

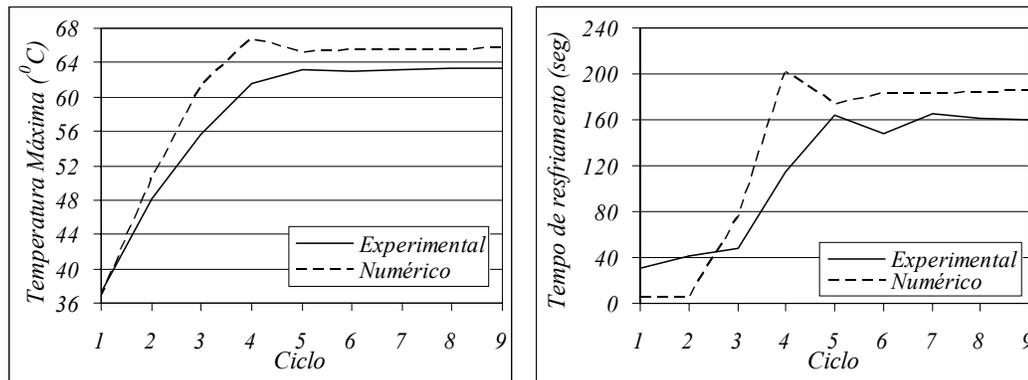


Figura 6.23 – Comparação entre os valores numéricos e experimentais para uma temperatura de referência de 50 °C (Estudo de Caso 3).

Análise dos resultados

O modelo numérico utilizado para desenvolver as análises térmicas transientes nos insertos SL, considera um contato perfeito entre as superfícies da peça injetada e do inserto. Além disso, o procedimento adotado durante as análises assume que a troca de calor entre o material injetado e as paredes do inserto, ocorre apenas após o completo preenchimento da cavidade. Esta simplificação é razoável uma vez que o tempo de injeção é relativamente pequeno comparado ao tempo de resfriamento da peça, principalmente nos casos onde insertos SL são utilizados.

Durante o experimento desenvolvido no Estudo de Caso 3 procurou-se adotar a menor velocidade de injeção possível que permitisse o preenchimento da cavidade. Assim, foram necessários 18 segundos para que todo o material fosse injetado, o que não é apropriado na prática mesmo quando se trata de uso de

insertos SL. O objetivo no entanto foi avaliar o quanto o tempo de preenchimento influencia os resultados numéricos obtidos através do modelo que considera a simplificação supracitada.

Os resultados revelaram que os ciclos de temperaturas obtidos experimentalmente e numericamente apresentaram uma defasagem maior comparados aos resultados obtidos nos estudos de caso 1 e 2. Esta diferença torna-se maior com o aumento da temperatura de referência adotada. Isto ocorreu porque neste caso, não apenas o tempo de resfriamento como também o tempo necessário para que o ponto monitorado atingisse a temperatura máxima foram maiores. No caso do tempo de resfriamento, há uma tendência de aumento do erro entre os valores numérico e experimental quando a temperatura de referência é aumentada.

Outra característica importante dos resultados obtidos no Estudo de Caso 3, refere-se aos valores numéricos de temperatura máxima atingida pelo ponto monitorado que superaram aqueles obtidos experimentalmente. Isto sugere que a quantidade de calor absorvida pelo inserto nas simulações foi maior do que nos experimentos. Estes resultados demonstram a influência do tempo de preenchimento nas análises.

Apesar da inversão de comportamento observado nas análises do Estudo de caso 3, os valores de temperatura do inserto bem como do tempo de resfriamento, obtidos numericamente e experimentalmente apresentaram erros pequenos. Isto sugere que a simplificação adotada não comprometeu a utilização do modelo para estimar o tempo necessário para resfriar o inserto.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Neste capítulo são apresentadas as principais conclusões concernentes à pesquisa descrita neste trabalho, bem como algumas recomendações e sugestões para futuros estudos na área correlata.

7.1 - Conclusões

7.1.1 - Planejamento do processo de injeção em insertos SL

A utilização de ferramentas CAE para desenvolver análises transientes térmicas do inserto SL, baseado no procedimento descrito no Capítulo 5, revelou ser um instrumento eficiente para auxiliar no planejamento do uso dos insertos SL. As análises numéricas permitem determinar o tempo necessário para o inserto atingir a temperatura desejada e conseqüentemente planejar de maneira criteriosa o processo de injeção;

Apesar de Hopkinson & Dickens (1999) não terem obtido resultados aceitáveis através de análises térmicas utilizando programas computacionais baseados no método dos elementos finitos, os estudos de caso descritos no Capítulo 6 revelaram que é possível obter resultados satisfatórios mesmo utilizando modelos numéricos simplificados. Os tempos necessários para resfriar os insertos entre os ciclos de injeção consecutivos determinados numericamente, apresentaram erros na faixa de -2.5% a +15%, o que não inviabiliza o seu uso. Os valores de temperatura máxima atingida pelos insertos por sua vez, apresentaram erros inferiores a 6%, portanto menores que aqueles observados para o tempo de resfriamento.

O procedimento de resfriar o inserto entre ciclos de injeção consecutivos pode evitar a sua falha e conseqüentemente aumentar a sua vida útil. Se a peça for injetada quando a temperatura do inserto for elevada, o risco de ruptura é maior

uma vez que a resistência mecânica da resina é menor. Recomenda-se, portanto, uma avaliação do gráfico da tensão de ruptura versus temperatura da resina, para avaliar uma temperatura de referência a ser adotada no processo de resfriamento do inserto;

A temperatura do inserto, nas regiões de maior concentração de calor, pode ser controlada através do uso de termopares. Todavia, este procedimento revelou-se difícil sob o ponto de vista prático, uma vez que podem ocorrer problemas como ruptura ou perda de contato dos termopares com a superfície do inserto durante a sua instalação. Além disso, a determinação das regiões nas quais a temperatura deve ser monitorada torna-se difícil se o perfil de temperatura do inserto não for previamente conhecido;

7.1.2 - Processo de injeção em insertos SL

O instante adequado para a extração da peça deve ser determinado considerando o efeito do tempo de resfriamento da peça nas forças de extração e o gráfico da tensão máxima *versus* temperatura do material do inserto. Uma extração prematura pode provocar o rompimento do inserto uma vez que, mesmo que as forças de extração sejam menores, o material do inserto apresenta uma redução ainda maior da sua resistência devido ao aquecimento;

Durante os experimentos descritos nos capítulos 4 e 6, foi observado que a temperatura do inserto aumenta gradativamente à medida que peças são injetadas. Contudo, cada ponto do inserto atinge determinadas temperaturas máxima e mínima, caracterizando assim ciclos de temperatura em cada ponto. Para uma mesma geometria e mesmos parâmetros de fabricação do inserto, a amplitude dos ciclos térmicos de cada ponto depende da temperatura de injeção, bem como de parâmetros de injeção tais como tempo de resfriamento e temperatura do inserto no início do ciclo;

7.1.3 - Projeto do inserto SL

A utilização do sistema de refrigeração proposto por Decelles e Barrit (1996), não reduz o risco de ruptura superficial dos insertos SL. Durante o resfriamento da peça, a maior parte do calor retirado do moldado fica concentrado na superfície do inserto. Assim, o metal de preenchimento exerce pouca influência na distribuição de temperatura desta região. Contudo, tais técnicas provavelmente diminuem o tempo de resfriamento do inserto no caso de uso do procedimento de resfriá-lo entre ciclos de injeção consecutivos;

O sistema de refrigeração proposto por Ahrens *et al.* (2001) pode reduzir o risco de falha dos insertos SL uma vez que esta técnica promove uma redução significativa da temperatura na superfície dos insertos. Contudo, as aletas podem diminuir a resistência mecânica dos insertos se o seu projeto não for adequado;

O projeto do inserto é fundamental para garantir que peças possam ser injetadas com a qualidade desejada. Dentre os parâmetros geométricos envolvidos, aquele que apresentou-se como o mais importante, sem considerar as limitações geométricas usuais para projeto de peças plásticas injetadas, foi a linha de abertura do inserto. Se este parâmetro não for definido adequadamente, podem ocorrer problemas como preenchimento incompleto, rebarbas em excesso e quebra do inserto devido a interferências que ocorrem entre as superfícies dos insertos móvel e fixo.

7.1.4 - Comportamento das resinas SL

Os ciclos de temperatura aos quais o inserto é submetido durante o processo de injeção, não afetam significativamente a tensão de ruptura e o módulo de elasticidade da resina Vantico SL 7560[®] à temperatura ambiente. Este resultado sugere que a falha observada no inserto durante a realização do experimento descrito no Capítulo 4, foi causada pelos esforços inerentes ao processo de injeção, atuando no material do inserto, quando a sua resistência estava reduzida devido ao seu aquecimento;

As resinas SL apresentam comportamentos diferentes quando submetidas aos ciclos de injeção. Portanto, as características da resina utilizada devem ser avaliadas para decidir qual a melhor estratégia a ser adotada durante o processo de injeção. O projetista deve avaliar dentre os materiais disponíveis qual aquele que satisfaz as suas necessidades particulares. Insertos fabricados com a resina Vantico SL 7560[®] por exemplo, mostraram-se capazes de produzir mais peças do que a resina CibaTool SL 5170[®], porém a precisão dimensional ficou comprometida;

7.2 - Sugestões para trabalhos futuros

- A utilização da sistemática proposta no Capítulo 5 depende do critério adotado para a escolha da região do inserto cuja temperatura deve ser monitorada durante o processo de injeção. Uma maneira de definir tal região é através de análise estrutural, a partir da qual os pontos mais solicitados do inserto podem ser determinados. Uma sugestão seria determinar um modelo estrutural para desenvolver esta avaliação, considerando os resultados numéricos determinados nas análises térmicas transientes;
- Uma avaliação do comportamento de outras resinas, quando submetidas aos ciclos de injeção, é necessária para estender o uso da sistemática proposta neste trabalho para outras aplicações. Isto pode ser realizado repetindo o experimento descrito no Capítulo 4 aplicando os ciclos térmicos em corpos de prova fabricados com outros materiais;
- A definição dos parâmetros de injeção de peças plásticas em insertos SL deve ser realizada considerando as características particulares deste tipo de ferramenta. É necessário desenvolver um procedimento para estimar os valores iniciais destas variáveis, a fim de não comprometer a vida útil da ferramenta;
- A utilização de ferramentas CAE para simular termicamente os insertos SL durante o processo de injeção pode ser mais eficiente se as propriedades térmicas da resina forem conhecidas. Um trabalho que pode ser desenvolvido para melhorar os resultados numéricos é avaliar tais propriedades e aprimorar o modelo proposto, considerando a variação destas propriedades em função da temperatura;

- A utilização de sistemas de refrigeração alternativos como aquele proposto por Ahrens et al. (2001) pode otimizar o processo de injeção diminuindo o tempo de resfriamento entre os ciclos. Faz-se necessário, no entanto, avaliar a relevância e o comprometimento do uso desta concepção de insertos;
- O maior discernimento a respeito do uso de insertos SL permite ampliar o campo de aplicação desta técnica. O projeto e uso de insertos SL, providos de movimentos laterais, podem ser avaliados. Uma idéia que pode viabilizar tal aplicação seria o uso de insertos SL compostos de partes metálicas;
- As limitações geométricas usuais de peças plásticas injetadas têm uma conotação especial quando se tratam de peças fabricadas em insertos SL. Uma sugestão é definir critérios para o projeto da peça voltado para injeção em insertos não metálicos, considerando as características particulares deste tipo de ferramenta.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.

- AHRENS, Carlos H.; RIBEIRO JR, Armando Sá; BEAL, Valter E. "An Alternative Cooling Technique for Stereolithography Moulds"; TCT2001 - Time-Compression Technologies Conference; Manchester, UK. Setembro, 2001;
- ARTHUR, A.; DICKENS, P. M.; COBB, R. C. "Using rapid prototyping to produce electrical discharge machining electrodes". **Rapid Prototyping Journal**, MCB University Press, v. 2, nº 1, 1996;
- BAXTER, Mike. **Projeto de Produto: Guia prático para o desenvolvimento de novos produtos**. Editora Edgard Blücher Ltda, 1ª ed. p. x+257. 1998;
- BEAL, Valter Estevão."Avaliação do uso de insertos obtidos por estereolitografia na moldagem de pós metálicos por injeção."Dissertação de mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, UFSC. Março, 2002;
- BEAL, Valter Estevão; AHRENS, Carlos Henrique; LAFRATTA, Fernando Hummel. Desenvolvimento perspectivas do uso de técnicas de rapid tooling por estereolitografia na obtenção de moldados por injeção. Plastshow 2002 - Feira e Congresso - Soluções para a Indústria de Transformação de Plásticos, São Paulo – SP, 2002;
- BRYANT, Eric; CHARTOFF, Richard. "Crosslink Density and the Glass Transition in Thermosetting Polymers". Disponível em http://www.udri.udayton.edu/rpdl/Paper_CROSDENS/paper.htm, 2002;
- CEDORGE, Thomas; BAUT, Yann LE; Palmer, ANNE; COLTON, Jonathan. "Design Rules for Stereolithography Injection Molding Inserts". **Proceedings of 8th European Conference on Rapid Prototyping and Manufacturing**. Nottingham, UK. pp. 193-209. July, 1999;

- CHEE KAI, Chua; FAI, Leong Kah. **Rapid Prototyping: principles & applications in manufacturing**. John Wiley & Sons, Inc. New York-NY. p. xviii+317. 1997;
- COLTON, Jonathan; BLAIR, B.M. "Experimental Study of Post-build Cure of Stereolithography Polymers for Injection Molds. **Rapid Prototyping Journal**, v. 5, nº 2, pp. 72-81, 1999;
- CONNELLY, R.; PARUNAK, G., "Microfluidics Applications Using High resolution Stereolithography". **Proceedings from the SME Conference on Rapid Prototyping and Manufacture**. Cincinnati, USA, Abril, 2002;
- DECELLES, P.; BARRITT, M. "Direct AIM™, prototype tooling", Procedural guide. 3D Systems Inc. Valencia, California, USA. 1996;
- DUSEL, K. H.; ESCHL, J.; EYERER, P.; LÜCK, T.; "Rapid Tooling Simulation and Applications of the Injection Moulding Process". **IKP: University of Stuttgart**. Stuttgart, Germany. 1998;
- FERNANDES, Gerson Avelino. Resina fotopolimérica Somos® 7110 para estereolitografia condições de pós-processamento e caracterização química e térmica. Dissertação de Mestrado. Curso de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais. Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina. Fevereiro, 2002;
- FERREIRA, A. C. e LAFRATTA, F. H. "Conheça alguns meios para a obtenção de protótipos de peças injetadas". **Plástico Industrial**, Editora Aranda, São Paulo, Brasil. Setembro, 1998;
- FERREIRA, A. C.; VANDRESEN, M.. "Using the Lost Core Technology to Inject Complex Parts on Stereolithography Manufactured Inserts" In: 9th European Conference on Rapid Prototyping and Manufacturing, 2000, Atenas. Proceedings of the 9th European Conference on Rapid Prototyping and Manufacturing. Nottingham, UK: 2000. The University of Nottingham and Authors, 2000. v.01. p.143 - 151. July, 2000;

- GIANG, Pham; COLTON, Jonathan. "Ejection Force Modeling for Stereolithography Injection Molding Tooling, **Polymer Engineering and Science**, v.42 n^o 4, pp 681-693, 2002;
- GLANVILL, A.; DENTON, E.. "**Injection mould design fundamentals.**" Industrial Press, New York, 1965;
- GOMIDE, Ricardo Borges. "Fabricação de Componentes Injetados com uso de Insertos de Resina Termofixa Produzidos por Estereolitografia". **Dissertação de Mestrado**. Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis-SC, Brasil. Maio, 2000;
- GOMIDE, R. B.; GRELLMANN, D. A.; AHRENS, C. H.; FERREIRA, A. C. "Influência da pós-cura na resistência mecânica de peças de estereolitografia fabricadas com fotopolímero à base de epóxi". **Anais do 5^o Congresso Brasileiro de Polímeros**. Associação Brasileira de Polímeros, Águas de Lindóia-SP, Brasil. Nov, 1999;
- HAGUE, R. J. M.. "The use of stereolithography models as thermally expendable patterns in the investment casting process." **Tese de Doutorado**, De Montfort University, Nottingham, UK, 1997;
- HOPKINSON, Neil. "An Investigation into part ejection and heat transfer in the DIRECT AIMTM process.", **Tese de Doutorado**, De Montfort University, Nottingham, UK, 1999;
- HOPKINSON, Neil; DICKENS, Phil; HARRIS, Russ. "Layer thickness selection for stereolithography injection mould tooling". **Proceedings of 8th European Conference on Rapid Prototyping and Manufacturing**. Nottingham, UK, pp. 79-93. July, 1999;
- HOPKINSON, N.; DICKENS, P.M., "Predicting Stereolithography Injection Mould Tool Behaviour Using Models to Predict Ejection Force and Tool Strength", **International Journal of Production Research**, v. 38 n^o 16, pp 3747-3757, 2000;

- JACOBS, P. F. “Rapid Prototyping & manufacturing: fundamentals of stereolithography”. **Society of Manufacturing Engineers** Michigan, USA. 1992;
- JACOBS, P. F. “Stereolithography and other RP&M technologies – from rapid prototyping to rapid tooling”. **Society of Manufacturing Engineers**, ASME Press, ISBN 0-87263-467-1, USA. 1996;
- JACOBS, P. F. “Recent advances in rapid tooling from stereolithography”, **White Paper**, 3D Systems Inc. Valencia, California, USA. 1997;
- KAMPHUIS, K. and VANHIEL, B. “Rapid tooling for injection molding using casting resin”. **Project Report, Rapid Prototyping and Manufacturing Institute**. Georgia Institute of Technology, Atlanta, Georgia, USA. Spring, 1997;
- KARAPATIS, N. P.; VAN GRIETHUYSEN, J. P. S.; GLARDON, R. “Direct rapid tooling: a review of current research”. **Rapid Prototyping Journal**, MCB University Press, v. 4, n^o 2, pp. 77-89. 1998;
- KULKARNI, Prashant; MARSAN, Anne; DUTTA, Debasish. “A review of process planning techniques in layered manufacturing”. **Rapid Prototyping Journal**, MCB University Press, v. 6, n^o 1, pp. 18-35. 2000;
- LAFRATTA, F. H. “Avaliação da viabilidade do uso de fluidos refrigerantes, temporariamente confinados, no processo de moldagem por injeção de termoplásticos, utilizando técnicas de *rapid tooling*”. **Tese de Doutorado**. Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis-SC, Brasil. Maio, 2003;
- McLAUGHLIN, R. M. Jr. “Structural analysis and design of ACES stereolithography inserts for rapid tooling of prototype injection molds”, **Master Thesis**, Institute of Plastics Innovation, University of Massachusetts at Lowell, USA. 1996;
- MENGES, Georg; MOHREN, Paul. **How to make injection molds**. 2nd Ed. Munich, Germany. 1993;

- PÖTSCH, Gerd; MICHAELI, Walter; “**Injection Molding: An Introduction**”; Hanser/Gardner Publications Inc. München, Germany. 1995;
- RADSTOK, Eric. “Rapid Tooling”. **Rapid Prototyping Journal**. MCB University Press, v. 5 n^o 4. pp. 164-168. 1999;
- RAHMATI, S.; DICKENS, P.M., "Stereolithography for Injection Mould Tooling", **Rapid Prototyping Journal**, v.3 n^o 2, pp 53-60, 1997;
- SALEH, Naguib. Internal Report, "Design For Rapid Manufacture Project", RapidManufacturing Research Group, Loughborough University, 2002;
- SALMORIA, G. V.; AHRENS, C. H.; FREDEL, M.; PIRES, A. T. N. “Fraturografia e análise estrutural por microscopia de corpos fabricados por estereolitografia.” SULMAT - Congresso em Ciência de Materiais do Mercosul, Joinville - SC - Brasil, setembro, 2002;
- SALMORIA, G. V.; BEAL, V. E.; AHRENS, C. H.; PIRES, A. T. N. “The effect of manufacturing and post-fabrication parameters in the dimensional behaviour of stereolithography parts.” COBEM - Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, São Paulo - SP - Brasil, novembro, 2003;
- SACHS, E.; CIMA, M.; CORNIE, J. “Three-dimensional printing: rapid tooling and prototypes directly from a CAD model”. **Annals of the CIRP**, v. 39/1. 1993;
- VANDRESEN, Marcelo. “Avaliação da viabilidade do uso da técnica do núcleo perdido na injeção de peças complexas, em moldes de Rapid Tooling, a partir da estereolitografia”. **Proposta de Tese**. Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis-SC, Brasil. Dezembro, 1999;
- YUN, LI; Gargiulo, EDWARD P.; KEEFE, Michael. “Studies in Direct Tooling Using Stereolithography”. **Transation of the ASME**. v. 122. May, 2000;

- WOHLERS, T., 2002. "Rapid Prototyping and Tooling State of the Industry - 2000 Worldwide Progress Report", **Wohlers Associates**, Inc. Colorado, USA, 2001

APÊNDICES

APÊNDICE A

RESULTADOS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO

RESULTADOS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO

Serão apresentados a seguir os resultados obtidos nos ensaios de tração dos corpos de prova utilizados no experimento descrito no Capítulo 4. Na Figura A-1 são mostrados os diagramas tensão *versus* deformação típicos, obtidos no ensaio de um conjunto de corpos de prova.

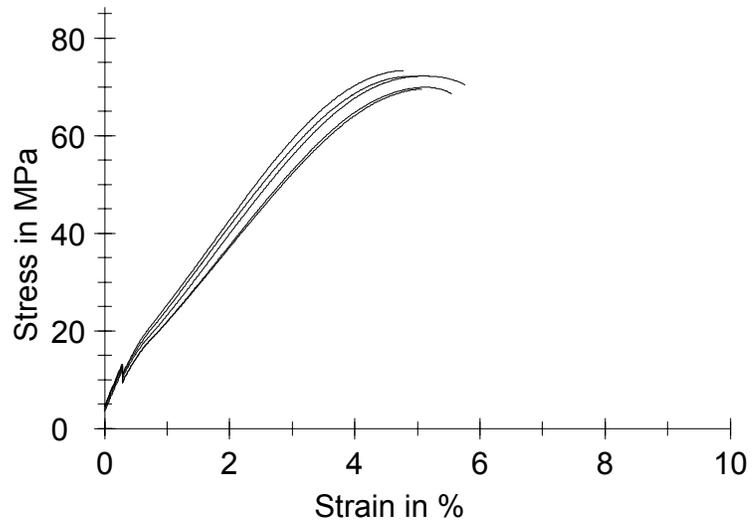


Figura A-1 – Diagramas tensão versus deformação para um conjunto de corpos de prova

Conjunto	Padrão		
Área	Tensão de ruptura	Alongamento máximo	Módulo de elasticidade
10.26	69.89	11.68	2931.80
10.93	69.12	14.10	2775.90
10.25	70.82	11.02	2917.70
10.65	71.65	12.40	2921.20
10.95	70.95	13.06	2892.60
Média	70.49	12.45	2887.84
Min	69.12	11.02	2775.90
Max	71.65	14.10	2931.80
Desvio Padrão	1.975580927	2.394760948	128.4142204

Conjunto Azul
 Temperatura de referência 40 °C
 Número de peças injetadas 20

Área	Tensão de ruptura	Alongamento máximo	Módulo de elasticidade
mm ²	MPa	%	MPa
9.86	70.02	11.69	2842.80
10.44	70.35	11.91	2723.80
11.03	68.76	11.65	2735.60
10.91	69.32	11.63	2566.40
10.58	69.82	11.09	2727.00
Média	69.65	11.59	2719.12
Min	68.76	11.09	2566.40
Max	70.35	11.91	2842.80
Desvio Padrão	1.247685858	0.606234278	197.422714

Conjunto	Verde/Azul
Temperatura de referência	40 °C
Número de peças injetadas	40

Área mm ²	Tensão de ruptura MPa	Alongamento máximo %	Módulo de elasticidade MPa
10.56	69.30	11.38	2658.20
10.42	69.60	13.28	2656.10
10.37	69.58	10.59	2671.80
10.11	68.97	12.48	2669.80
10.18	68.18	13.94	2625.90
Média	69.13	12.33	2656.36
Min	68.18	10.59	2625.90
Max	69.60	13.94	2671.80
Desvio Padrão	1.174870206	2.728941187	36.74631954

Conjunto	Azul/Vermelho
Temperatura de referência	40 °C
Número de peças injetadas	60

Área mm ²	Tensão de ruptura MPa	Alongamento máximo %	Módulo de elasticidade MPa
10.07	68.32	12.50	2568.30
10.63	68.05	12.57	2790.90
10.33	69.11	11.83	2784.90
9.77	69.67	12.33	2786.50
10.18	69.45	12.98	2686.10
Média	68.92	12.44	2723.34
Min	68.05	11.83	2568.30
Max	69.67	12.98	2790.90
Desvio Padrão	1.412940197	0.83443394	194.3383441

Conjunto	Vermelho/Azul
Temperatura de referência	40 °C
Número de peças injetadas	80

Área mm ²	Tensão de ruptura MPa	Alongamento máximo %	Módulo de elasticidade MPa
9.49	71.68	9.98	2971.00
9.7	69.74	9.23	2791.70
11.1	64.98	8.91	2588.50
10.03	68.21	9.39	2409.70
11.33	70.19	11.87	2627.00
Média	68.96	9.88	2677.58
Min	64.98	8.91	2409.70
Max	71.68	11.87	2971.00
Desvio Padrão	5.091424162	2.360830362	425.8778557

Conjunto	Verde/Amarelo
Temperatura de referência	50 °C
Número de peças injetadas	20

Área mm ²	Tensão de ruptura MPa	Alongamento máximo %	Módulo de elasticidade MPa
11.05	68.78	12.21	2628.90
9.91	70.55	11.95	2785.20
10.36	69.63	11.79	2765.80
9.98	69.24	12.94	2708.30
11.15	67.66	13.46	2693.70
Média	69.17	12.47	2716.38
Min	67.66	11.79	2628.90
Max	70.55	13.46	2785.20
Desvio Padrão	2.133794742	1.414708451	124.1408394

Conjunto Vermelho
 Temperatura de referência 50 °C
 Número de peças injetadas 40

Área mm ²	Tensão de ruptura MPa	Alongamento máximo %	Módulo de elasticidade MPa
10.27	69.56	12.16	2617.10
9.88	68.29	10.44	2681.90
9.75	68.80	10.66	2695.70
10.99	67.15	13.32	2545.80
10.13	67.69	10.17	2655.20
Média	68.30	11.35	2639.14
Min	67.15	10.17	2545.80
Max	69.56	13.32	2695.70
Desvio Padrão	1.879436086	2.689535276	120.3473805

Conjunto Amarelo/Verde
 Temperatura de referência 50 °C
 Número de peças injetadas 60

Área	Tensão de ruptura	Alongamento máximo	Módulo de elasticidade
10.74	70.04	13.64	2666.00
9.91	70.92	12.72	2770.40
10.26	70.62	12.84	2635.70
10.62	70.34	13.95	2663.20
10.45	70.93	12.96	2709.20
Média	70.57	13.22	2688.90
Min	70.04	12.72	2635.70
Max	70.93	13.95	2770.40
Desvio Padrão	0.767072356	1.082256901	105.2115963

Conjunto Azul/amarelo
 Temperatura de referência 50 °C
 Número de peças injetadas 80

Área	Tensão de ruptura	Alongamento máximo	Módulo de elasticidade
10.25	69.86	11.31	2813.30
9.8	70.84	11.50	2817.30
9.91	70.64	13.79	2697.20
10.42	68.88	13.27	2660.00
11.05	70.18	13.44	2669.60
Média	70.08	12.66	2731.48
Min	68.88	11.31	2660.00
Max	70.84	13.79	2817.30
Desvio Padrão	1.545833109	2.329265979	155.4774196

Conjunto Amarelo/Vermelho
 Temperatura de referência 60 °C
 Número de peças injetadas 20

Área	Tensão de ruptura	Alongamento máximo	Módulo de elasticidade
10.96	68.84	11.65	2755.10
10.23	68.92	12.43	2713.70
9.81	69.62	11.78	2732.70
10.23	68.74	10.25	2655.90
10.21	68.76	14.28	2637.50
Média	68.98	12.08	2698.98
Min	68.74	10.25	2637.50
Max	69.62	14.28	2755.10
Desvio Padrão	0.733975476	2.930235485	100.6918467

Conjunto Vermelho/Amarelo
Temperatura de referência 60 °C
Número de peças injetadas 40

Área	Tensão de ruptura	Alongamento máximo	Módulo de elasticidade
10.13	70.44	11.95	2683.70
11.35	68.55	14.40	2728.40
10.3	69.61	13.47	2709.40
10.55	69.15	12.53	2709.60
9.95	68.52	13.06	2692.20
Média	69.25	13.08	2704.66
Min	68.52	11.95	2683.70
Max	70.44	14.40	2728.40
Desvio Padrão	1.60577707	1.863942059	34.71357083

Conjunto Verde/Vermelho
Temperatura de referência 60 °C
Número de peças injetadas 60

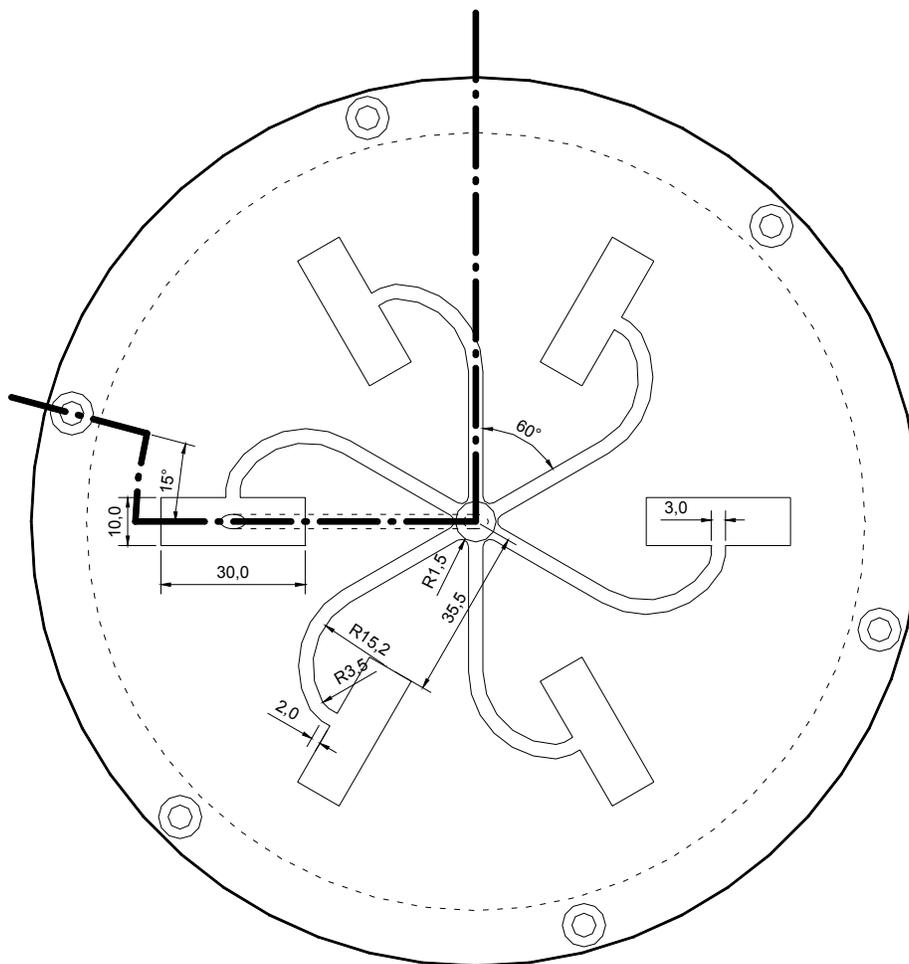
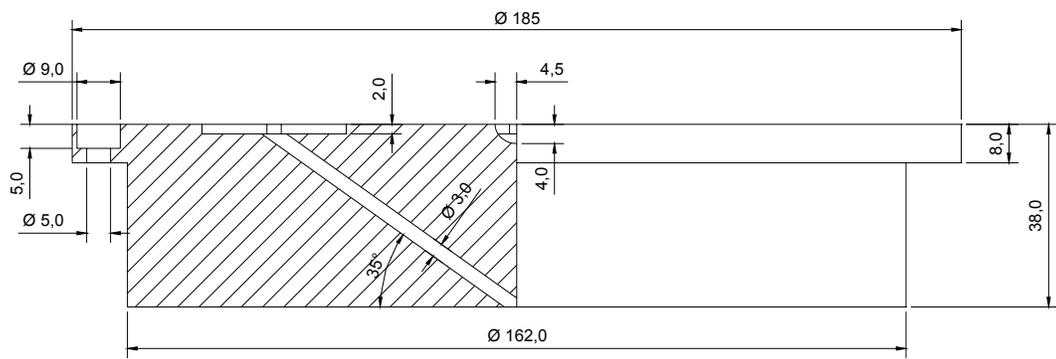
Área	Tensão de ruptura	Alongamento máximo	Módulo de elasticidade
10.13	70.47	11.61	2781.40
10.15	68.59	10.07	2724.60
10.21	68.65	10.72	2672.30
10.69	69.25	12.17	2667.80
10.04	67.01	8.83	2956.50
Média	68.79	10.68	2760.52
Min	67.01	8.83	2667.80
Max	70.47	12.17	2956.50
Desvio Padrão	2.502382864	2.623204148	237.7270452

Conjunto	Vermelho/Verde
Temperatura de referência	60 °C
Número de peças injetadas	80

Área	Tensão de ruptura	Alongamento máximo	Módulo de elasticidade
10.54	68.23	12.68	2685.00
10.28	69.43	13.57	2734.00
10.26	69.70	13.17	2613.30
10.36	69.13	11.87	2659.20
10.18	69.98	13.48	2757.90
Média	69.29	12.95	2689.88
Min	68.23	11.87	2613.30
Max	69.98	13.57	2757.90
Desvio Padrão	1.346447177	1.397469141	115.7707562

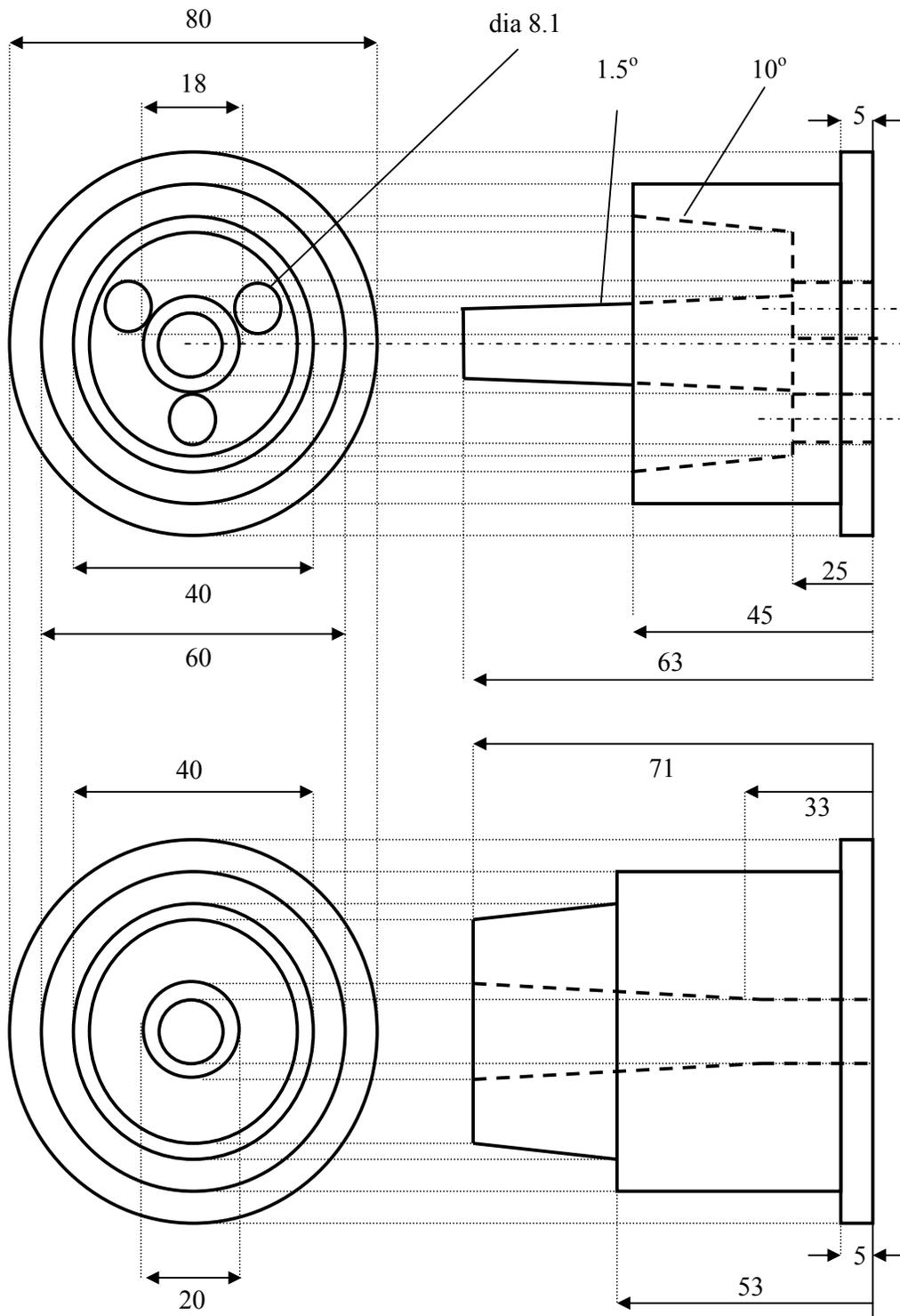
APÊNDICE B

INSERTOS UTILIZADOS NOS EXPERIMENTOS



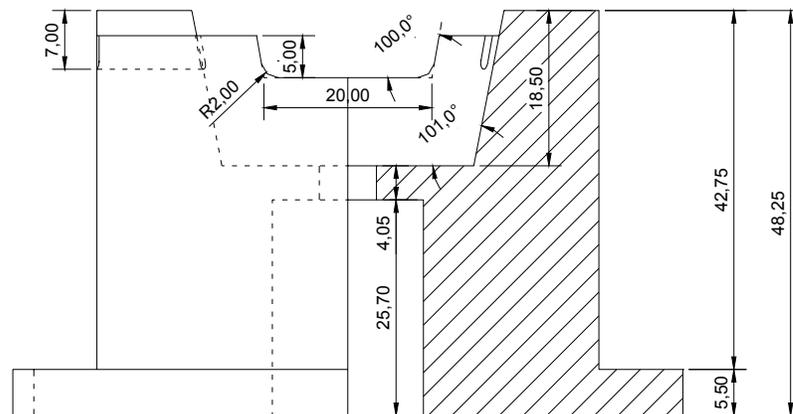
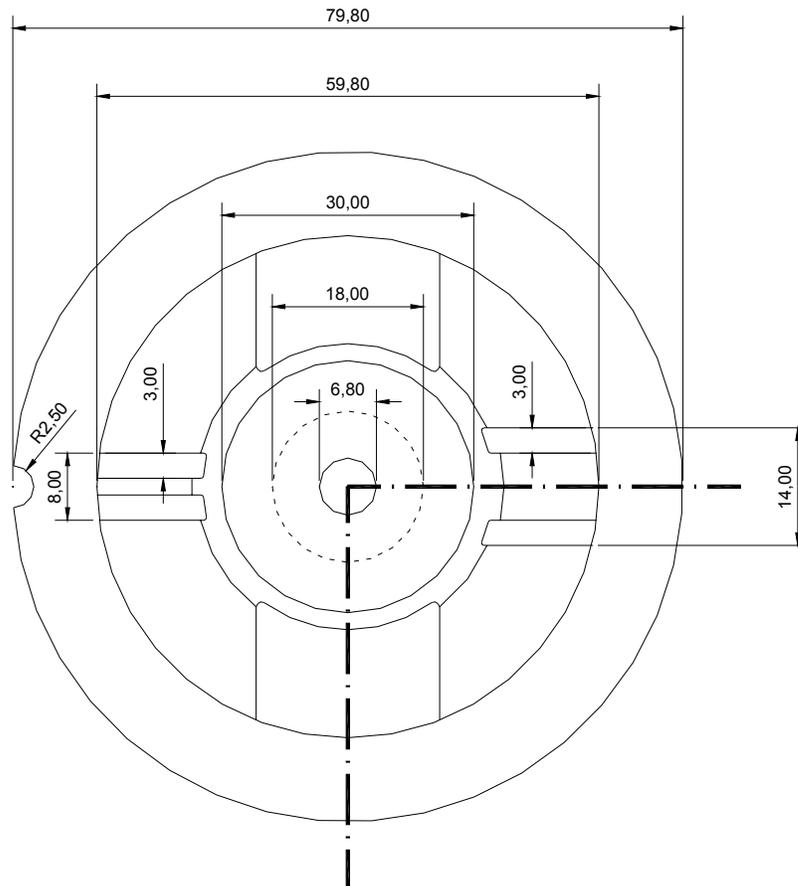
Dimensões em milímetros

INSERTO UTILIZADO NOS ESTUDOS DE CASO 1 E 2



Dimensões em milímetros

INSERTO UTILIZADO NO ESTUDO DE CASO 3 (INSERTO FIXO)



Dimensões em milímetros

Apêndice C

DESCRIÇÃO DO PROGRAMA “MACRO”

DESCRIÇÃO DO PROGRAMA “MACRO”

Será apresentado a seguir o programa computacional desenvolvido para auxiliar as análises térmicas transientes utilizando o Ansys 5.6. A maioria dos comandos utilizados corresponde aos comandos de linha específicos da linguagem de programação do Ansys. Contudo, alguns são comuns àqueles encontrados na linguagem de programação Fortran.

PROGRAMA "MACRO"

!arg1: temperatura de controle	ICDELE
!arg2: temperatura de injeção	LSCLEAR,ALL
!arg3: Temperatura inicial do molde	
!arg4: Temperatura do ar	*IF,n,NE,1,THEN
!arg5: TEmpo de molde fechado (usar 4 segundos a menos do que o indicado nos arquivos)	ldread,temp,,TEMPOINICIAL+4,2, ANALISE,RTH
!arg6: tempo de resfriamento (Valor grande 800s +/-)	ASEL,S, , , 3 NSLA,S,1 NPLOT
!arg7: numero de ciclos	FLST,2,1027,1,ORDE,2 FITEM,2,9375
!OBS=> nessa macro já são considerados os 4 segundos de "delay"	FITEM,2,-10401 IC,P51X,TEMP,arg2, ASEL,INVE APLOT
TAMANHO=1000	LSLA,S
*dim,TEMPO,ARRAY,TAMANHO	LPLOT
*DIM,TERMOPAR,ARRAY,TAMANHO	FLST,5,8,4,ORDE,6
HO	FITEM,5,6
n=1	FITEM,5,-9 FITEM,5,17
*DO,n,1,ARG7,1	FITEM,5,-18 FITEM,5,33
/SOLU	FITEM,5,-34
ANTYPE,4	LSEL,R, , ,P51X
TRNOPT,FULL	LPLOT
LUMPM,0	NSLL,S,1
THOPT,FULL,0.05,64,15,300,	NPLOT
EQSLV, , ,0,	FLST,2,285,1,ORDE,13
PRECISION,0	FITEM,2,193
MSAVE,0	FITEM,2,234
TOFFST,273.15,	FITEM,2,-353
ALLSEL,ALL	FITEM,2,4202

```

FITEM,2,-4278
FITEM,2,4521
FITEM,2,4562
FITEM,2,-4580
FITEM,2,10402
FITEM,2,-10458
FITEM,2,10471
FITEM,2,10527
FITEM,2,-10535
IC,P51X,TEMP,arg2,
ALLSEL,ALL
NPLOT

*ELSE

FLST,2,11150,1,ORDE,2
FITEM,2,2
FITEM,2,-11151
IC,P51X,TEMP,arg3,
ASEL,S, , , 3
NSLA,S,1
NPLOT
FLST,2,1027,1,ORDE,2
FITEM,2,9375
FITEM,2,-10401
IC,P51X,TEMP,arg2,
ASEL,INVE
APLOT
LSLA,S
LPLOT
FLST,5,8,4,ORDE,6
FITEM,5,6
FITEM,5,-9

FITEM,5,17
FITEM,5,-18
FITEM,5,33
FITEM,5,-34
LSEL,R, , ,P51X
LPLOT
NSLL,S,1
NPLOT
FLST,2,285,1,ORDE,13
FITEM,2,193
FITEM,2,234
FITEM,2,-353
FITEM,2,4202
FITEM,2,-4278
FITEM,2,4521
FITEM,2,4562
FITEM,2,-4580
FITEM,2,10402
FITEM,2,-10458
FITEM,2,10471
FITEM,2,10527
FITEM,2,-10535
IC,P51X,TEMP,arg2,
ALLSEL,ALL
NPLOT

*ENDIF

OUTRES,NSOL,ALL,
TIME,arg5
AUTOTS,-1
DELTIM,1, , ,1
KBC,0

```

TSRES,ERASE	/PREP7
/STATUS,SOLU	CPINTF,TEMP,1e-007,
SOLVE	
	/AUTO,1
!Pós processamento da parte1	EPLLOT
/POST26	
NSOL,2,430,TEMP, ,Termopar	!APLICAÇÃO DAS CONDIÇÕES E
/output,CICLO_A.txt,,	SOLUÇÃO
PRVAR,2, , , , ,	
/OUTPUT	/SOLU
	ANTYPE,4
/syp, md , %n%	TRNOPT,FULL
/syp, copy CICLO_A.TXT ,%n%	LUMPM,0
/syp, copy ANALISE.rth ,%n%	THOPT,FULL,0.05,64, , ,
/sys, del CICLO_A.TXT	EQSLV, , ,0,
	PRECISION,0
/POST1	MSAVE,0
RESET	TOFFST,273.15,
	LSCLEAR,ALL
! parte 2	ICDELE
	FLST,2,12,4,ORDE,6
!MOVIMENTAÇÃO DAS PARTES	FITEM,2,6
/PREP7	FITEM,2,-11
FLST,3,2,5,ORDE,2	FITEM,2,15
FITEM,3,2	FITEM,2,-18
FITEM,3,4	FITEM,2,33
AGEN, ,P51X, , , ,0.05, , , ,1	FITEM,2,-34
FLST,3,1,5,ORDE,1	/go
FITEM,3,1	SFL,P51X,CONV,10, ,ARG4,
AGEN, ,P51X, , , , -0.05, , , ,1	ldread,temp,,arg5,2,ANALISE,rth
	/GST,1,0
CPDELE,1,999999999,,ANY	OUTRES,NSOL,ALL,
	TIME,ARG6

```

AUTOTS,-1
DELTIM,1, , ,1
KBC,0
TSRES,ERASE

solve

!Pos processamento
/POST26
NSOL,2,430,TEMP, ,termopar
/output,CICLO_B.txt,,,
PRVAR,2, , , , ,
/OUTPUT

/syp, copy CICLO_B.txt ,%n%
/sys,      ren      ANALISE.rth
Analise_b.rth
/syp, copy ANALISE_B.rth ,%n%
/sys, del CICLO_B.txt
/sys, ren Analise_b.rth Analise.rth

! Lógica do ciclo
VGET,TEMPO(1),1,0,0
VGET,TERMOPAR(1),2,0,0

TEMPOINICIAL=0
FALTOURESFRI=0
TEMPMAX=0

*DO,CONTADOR,1,TAMANHO,1
*IF,TERMOPAR(CONTADOR),GT,
ARG1,THEN
FALTOURESFRI=1

*IF,TERMOPAR(CONTADOR+1),N
E,0,THEN
*IF,TERMOPAR(CONTADOR+1),L
T,ARG1,THEN
TEMPOINICIAL=(TEMPO(CONTA
DOR)+TEMPO(CONTADOR+1))/2
FALTOURESFRI=0
*EXIT
*ENDIF
*ENDIF
*ENDIF

*IF,TERMOPAR(CONTADOR),EQ,
ARG1,THEN
*IF,TERMOPAR(CONTADOR+1),N
E,0,THEN
*IF,TERMOPAR(CONTADOR+1),L
T,ARG1,THEN
TEMPOINICIAL=TEMPO(CONTAD
OR)
FALTOURESFRI=0
*EXIT
*ENDIF
*ENDIF
*ENDIF

*IF,TERMOPAR(CONTADOR),LT,
ARG1,THEN
*IF,TERMOPAR(CONTADOR),GT,
TEMPMAX,THEN
TEMPMAX=TERMOPAR(CONTAD
OR)

```

```

TEMPOINICIAL=TEMPO(CONTAD      CPINTF,TEMP,1e-007,
OR)
FALTOURESFRI=0                /AUTO,1
*ENDIF                          E PLOT
*ENDIF
                                *ENDDO
*ENDDO

*IF,FALTOURESFRI,EQ,1,THEN
*MSG,UI
AUMENTE O TEMPO DE
RESFRIAMENTO
*EXIT
*ENDIF

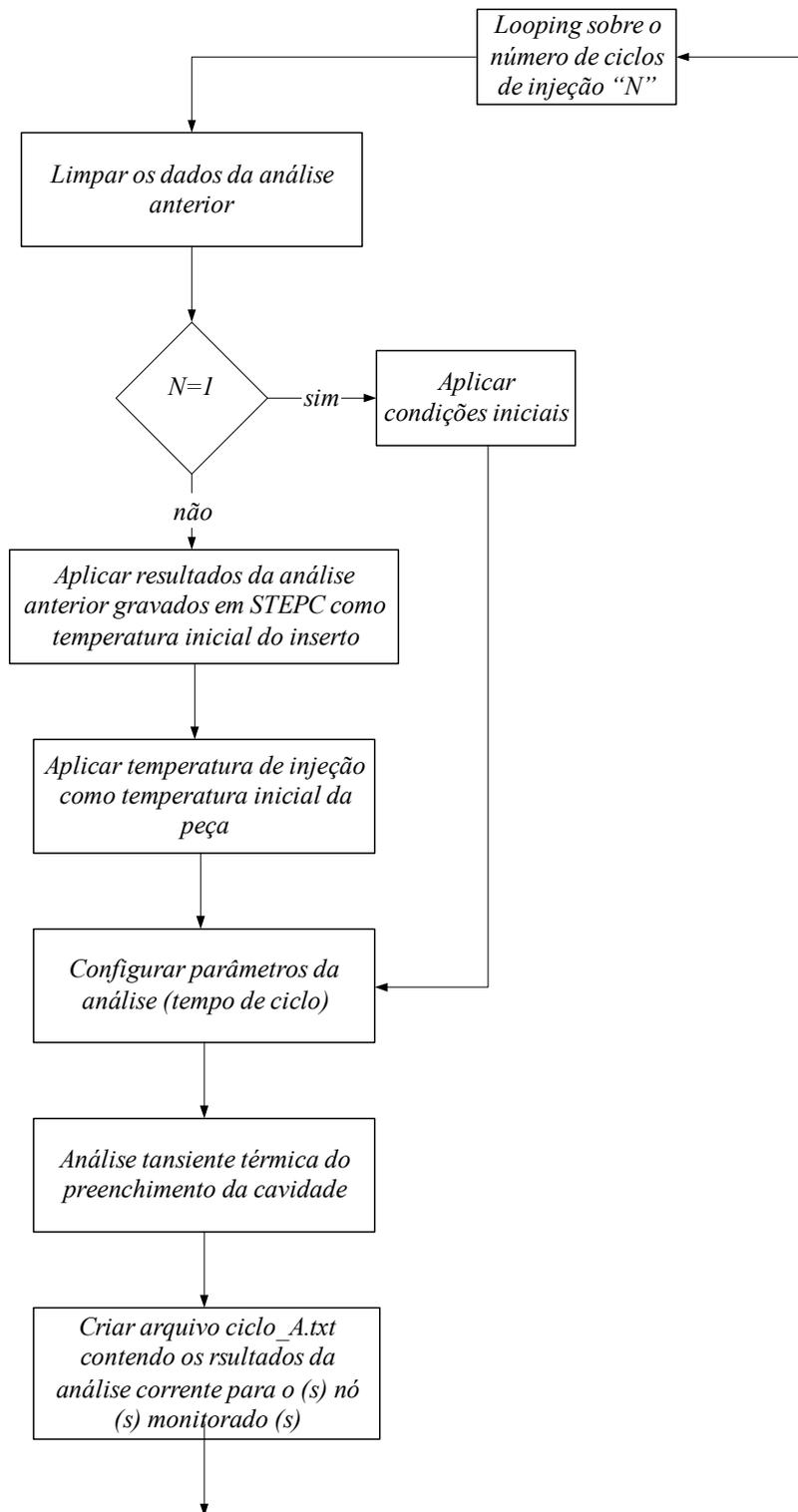
RESET

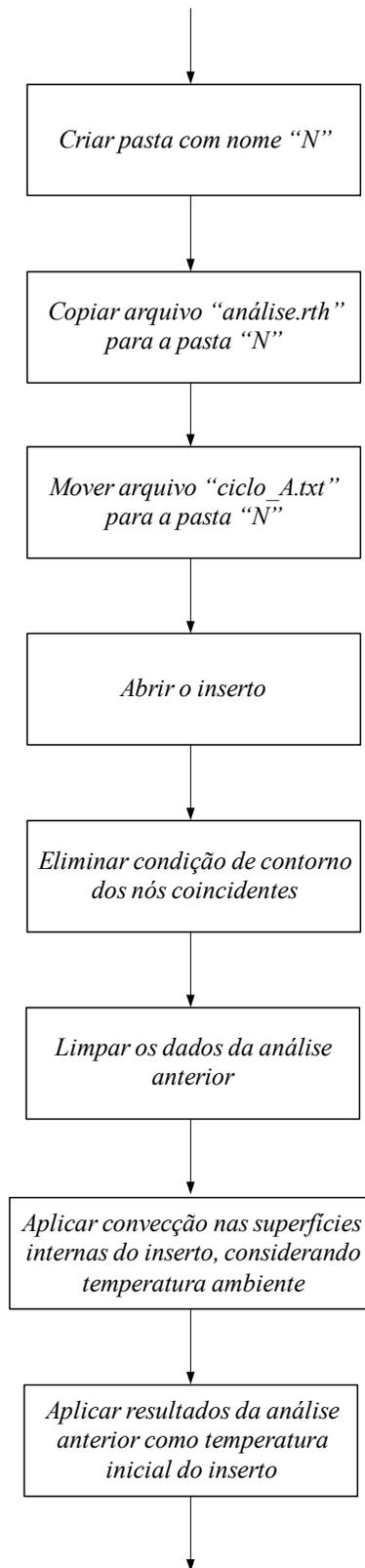
!REARRANJANDO PARA A
INJEÇÃO
!MOVIMENTAÇÃO DAS PARTES
/PREP7
FLST,3,2,5,ORDE,2
FITEM,3,2
FITEM,3,4
AGEN, ,P51X, , ,,-0.05, , , ,1
FLST,3,1,5,ORDE,1
FITEM,3,1
AGEN, ,P51X, , , ,+0.05, , , ,1

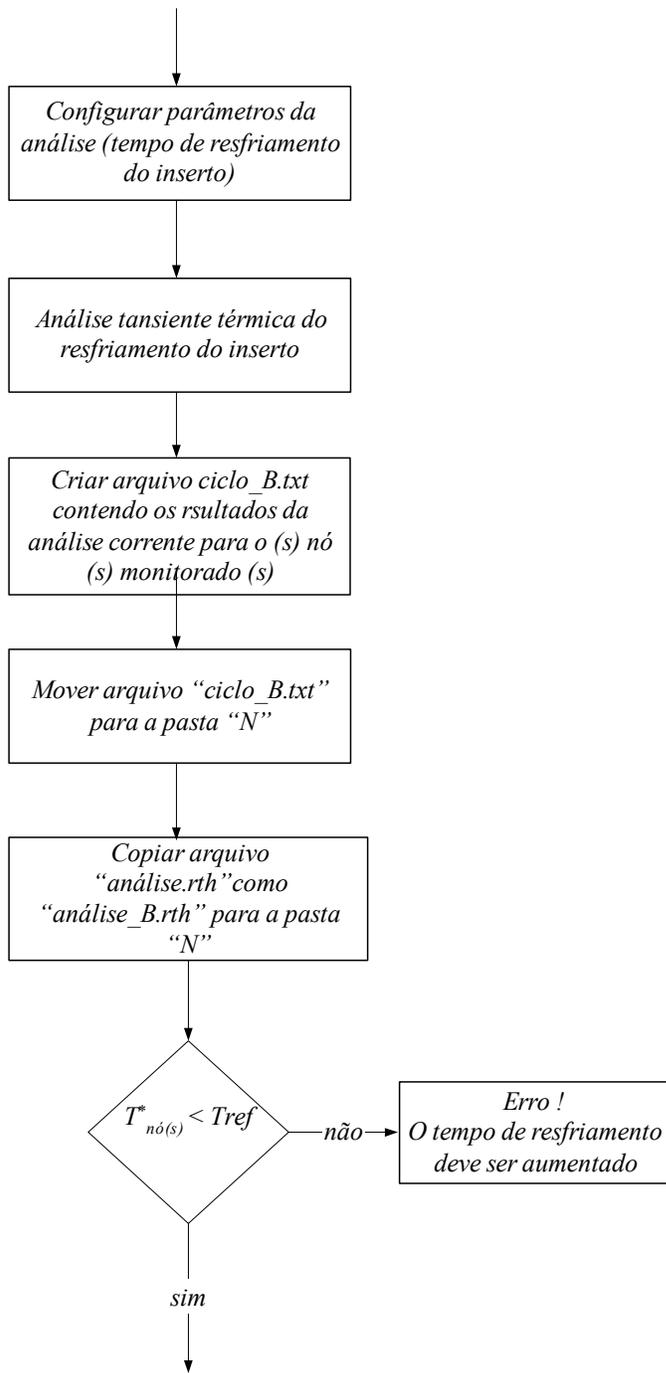
CPDELE,1,999999999,,ANY

/PREP7

```







T^* = tempertura no último passo da análise anterior

