

Universidade Federal de Santa Catarina
Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica

**USO DE FLUIDO REFRIGERANTE,
TEMPORARIAMENTE CONFINADO, EM
FERRAMENTAL RÁPIDO PARA A INJEÇÃO DE
TERMOPLÁSTICOS**

Tese submetida à Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do
grau de Doutor em Engenharia Mecânica.

Fernando Humel Lafratta

Florianópolis, fevereiro de 2004.

**USO DE FLUIDO REFRIGERANTE,
TEMPORARIAMENTE CONFINADO, EM FERRAMENTAL
RÁPIDO PARA A INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS**

Fernando Humel Lafratta

Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de

**DOUTOR EM ENGENHARIA
ESPECIALIDADE MECÂNICA**

Sendo aprovada em sua forma final.

Orientador: Prof. Aureo Campos Ferreira, Ph.D.

Coordenador do Programa: José A. Bellini da Cunha Neto

Banca Examinadora

Prof. Franciso Baccaro Nigro, Ph.D.– IPT, SP

Prof. Neri Volpato, Ph.D. – CEFET-PR

Prof. Carlos Henrique Ahrens, D. Eng., UFSC

Prof. Victor Juliano De Negri, D. Eng., UFSC

Dedicatória

Dedico este trabalho à Andrea e Mayara, respectivamente, minha esposa e filha, e
a quem mais chegar.....

Agradecimentos

Primeiramente, quero agradecer a minha esposa e filha, Andrea e Mayara respectivamente, pelo apóio, companheirismo, compreensão e carinho dados no decorrer deste trabalho. Em seguida, aos meus pais, sogro e sogra, pelo apóio e companhia nos momentos alegres e difíceis. Ao meu orientador brasileiro, muito obrigado pelo apóio incondicional. Ao meu orientador nos Estados Unidos, meu também muito obrigado pelo apóio e oportunidades para eu aumentar o meu conhecimento. À banca examinadora pelo respeito com a leitura e crítica ao meu trabalho. Aos professores Niño, Laboratório de Soldagem, DeNegri, Laboratório de Sistemas Hidráulicos e Pneumáticos, Fredel, Laboratório de Materiais, e Usicon, pelo suporte material e técnico que permitiram a realização dos ensaios de maneira mais harmoniosa. E, finalmente, aos amigos do Cimject e outros, que com suas críticas, sugestões, dicas e companheirismo contribuíram de maneira decisiva no bom termo deste trabalho. São eles, em ordem alfabética: Armando, Badoti, Busato, Caico, Diovani, Foggiatto, Fraga, Gean, Germano, Gomide, Jonas, Lelo, Malone, Pereira, Rodrigo “Netscape”, Ruth, Rafael e Valter.

ÍNDICE

Lista de tabelas.....	viii
Lista de figuras	ix
Lista de símbolos e anotações.....	xvii
Glossário de siglas.....	xix
Resumo.....	xxi
Title & Abstract	xxii
1 Introdução e objetivos.....	1
2 Prototipagem rápida e ferramental rápido.....	7
2.1 Prototipagem rápida: estereolitografia	7
2.2 Ferramental rápido	10
2.2.1 Ferramental rápido indireto	14
2.2.2 Ferramental rápido direto	19
3 Insertos por estereolitografia.....	27
3.1 Tipos de insertos por estereolitografia.....	27
3.1.1 Direct AIM ou insertos em casca	27
3.1.2 Insertos sólidos.....	29
3.1.3 Insertos “conformal cooling” ou canais de refrigeração incorporados ...	30
3.1.4 Insertos aletados	31
3.2 Mecanismos de falha de insertos por estereolitografia	32
3.2.1 Mecanismo de Falha: classificação e estrutura dos polímeros.....	34
3.2.2 Mecanismo de Falha: o grau de cura e sua influência	40
3.2.3 Mecanismo de Falha: a espessura de camada e sua influência	45
3.2.4 Mecanismo de Falha: o efeito da temperatura nas propriedades mecânicas da resina curada	49
3.3 Insertos por estereolitografia: troca de calor com o moldado	56
3.4 Insertos por estereolitografia: novas resinas	63
4 Aprimoramento do sistema de canais de refrigeração incorporados: razões e fundamentos para a solução proposta.....	65

4.1 Sistema de controle hidráulico com pressurização variável	67
4.2 Auto pressurização dos canais de refrigeração incorporados	73
4.2.1 Auto pressurização dos canais incorporados: fontes de erros	75
5 Estudos de caso	77
5.1 Estudo de caso 1	77
5.1.1 Objetivos do ensaio	77
5.1.2 Materiais e métodos	78
5.1.3 Resultados e discussões	83
5.2 Estudo de caso 2	85
5.2.1 Ensaio de referência com inserto em aço	87
5.2.2 Ensaio de referência com inserto SL em casca	92
5.2.3 Ensaio com inserto SL com canais incorporados	98
5.3 Estudo de caso 3	108
5.3.1 Inserto pseudo-maciço “prendedor”	109
5.3.2 Estudo de caso 3: “prendedor” com canais incorporados auto pressurizados	113
6 Proposição de um modelo matemático representativo do fenômeno em estudo	117
6.1 Modelo matemático proposto	117
6.2 Modelo matemático: considerações iniciais e definição dos valores das variáveis	123
6.3 Determinação da distribuição de temperatura: considerações iniciais e definição dos valores das variáveis para simulação	126
6.4 Apresentação dos resultados e comentários: pressão no fluido de refrigeração e deformação da placa	127
6.4.1 Inserto SL com espessura de 1,0 mm: resultados e comentários	129
6.4.2 Inserto SL com espessura de 3,0 mm: resultados e comentários	136
6.5 Apresentação dos resultados e comentários: perfil de temperatura na peça injetada	140
7 Conclusões e Recomendações para Futuros Trabalhos ..	145
8 Referências bibliográficas	149
ANEXO I – Detalhamento dos insertos fixo e móvel da peça “retangular”	157

ANEXO II - Resultados de medição da parte central peças injetadas no estudo de caso 1.....	160
ANEXO III - Detalhamento dos insertos fixo e móvel do corpo de prova “gravatinha” – aço.....	162
ANEXO IV - Método do Preenchimento Incompleto	165
ANEXO V - Dados completos e gráficos do ensaio de variação de dureza Shore D de corpos de prova moldados em insertos em aço e SL em casca.....	168
ANEXO VI - Detalhamento do inserto móvel do corpo de prova “gravatinha” – canais incorporados.....	171
ANEXO VII - Cálculo da distância entre os canais de refrigeração e a cavidade do inserto SL com canais incorporados.....	176
ANEXO VIII - Cálculo da distância entre os canais de refrigeração e a cavidade do inserto SL com canais incorporados.....	178

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 1.....	82
Tabela 2: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 2, inserto em aço	89
Tabela 3: Dados brutos, médias e desvio padrão dos pontos ensaiados em corpos de prova moldados em insertos em aço	91
Tabela 4: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 2, inserto em casca.....	94
Tabela 5: Dados brutos, médias e desvio padrão dos pontos ensaiados em corpos de prova produzidos em insertos SL em casca	98
Tabela 6: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 2, inserto com canais incorporados autopressurizados.....	102
Tabela 7: Dados brutos, médias e desvio padrão dos pontos ensaiados em corpos de prova produzidos em insertos SL com canais incorporados autopressurizados	107
Tabela 8: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 3.....	111
Tabela 9: Quadro dos valores das variáveis utilizadas na planilha eletrônica.....	125

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Modelo, molde e peça acabada utilizando-se o processo RTV	2
Figura 1.2: Molde em epóxi (Cast It 2000™) utilizado no processo de transferência por compressão	2
Figura 1.3: Representação esquemática do processo de RT “pulverização ao arco elétrico”	2
Figura 1.4: Usinagem de uma peça protótipo e exemplos	3
Figura 1.5: Molde usinado em alumínio e peça produzida pelo processo de transferência por compressão.....	3
Figura 2.1: Representação esquemática do processo SL	9
Figura 2.2: Tipos de suportes utilizados na SL.....	10
Figura 2.3: Exemplo de aplicação de protótipo funcional em SL. Destaque direita: modelo antigo; destaque centro: protótipo em espuma; destaque esquerda: modo de uso; foto maior: protótipo em SL antes da pintura com placas eletrônicas e componentes mecânicos montados.....	11
Figura 2.4: “Headset” lixado, e pintado.....	12
Figura 2.5: Exemplos de protótipos de visualização. Da esquerda para direita: modelo de cêra pronto, modelo em espuma pintado e modelos em cêra com suportes ainda na plataforma de construção.....	12
Figura 2.6: Seqüência de obtenção de moldes de silicone	15
Figura 2.7: “Caixa” em cêra para posterior preenchimento com Cast It 2000™, e conjunto peça injetada em PBT e inserto utilizado	17
Figura 2.8: Passos para a geração de uma ferramenta em Keltool e exemplos de insertos	18
Figura 2.9: Representação esquemática do processo RSPTooling	19

Figura 2.10: Representação do funcionamento do processo SLS – (1) feixe de laser, (2) área de trabalho, (3) dispersor de pó, (4) reservatório de pó	21
Figura 2.11: Seqüência para a obtenção de uma FRD utilizando o processo SLS	22
Figura 2.12: Representação esquemática do processo LENS	23
Figura 2.13: Representação esquemática do funcionamento do processo 3D Metal Printing	24
Figura 2.14 a: Insertos em ABS fabricados pelo processo FDM	25
Figura 2.14 b: Preenchimento dos insertos com resina de poliéster	25
Figura 2.15: Inseto usinado em placa epóxi	25
Figura 3.1: Esquema de insertos fabricados pelo processo <i>Direct AIMTM</i>	28
Figura 3.2: Esquema de insertos construídos no formato sólido	30
Figura 3.3: Uso de canais incorporados ao inseto de estereolitografia	31
Figura 3.4: Insertos providos de aletas para auxiliar a extração de calor da peça	31
Figura 3.5: Estruturas linear (a) e tridimensional (b) dos polímeros	36
Figura 3.6: Organização dos cristalitos	37
Figura 3.7: Arranjos esteriotáticos do polipropileno	38
Figura 3.8: Difratoograma obtidos para o PP isotático apresentando as formas alfa e beta, da fase cristalina, e o halo da fase amorfa	39
Figura 3.9: Micrografia de 2 corpos de prova rompidos. a) pós-curado uv 30 h, b) pós-curado termicamente a 125 °C por 30 minutos	42
Figura 3.10: O efeito escada, representado exageradamente, em função de diferentes ângulos de saída.....	46
Figura 3.11: Perfil parabólico da cura gerado pelo laser durante a fase de construção da peça/inseto	47

Figura 3.12: Sobreposição δ gerado em função do perfil parabólico e da espessura de camada	47
Figura 3.13: Resistência à deformação em função da temperatura para plásticos amorfos (linha cheia) e semi-cristalinos (linha pontilhada)	50
Figura 3.14: Diminuição do valor da tensão máxima da resina SL 5170 em função do aumento da temperatura	51
Figura 3.15: Insertos fabricados para se estudar o efeito do envelhecimento térmico sobre as propriedades do inserto	53
Figura 3.16: Fluxo de calor em um molde de injeção	57
Figura 3.17: Considerações térmicas e geométricas do fluxo de calor condutivo	59
Figura 3.18: Parâmetros geométricos para o projeto do sistema de refrigeração de moldes.....	61
Figura 4.1: Perfil de pressão na cavidade	67
Figura 4.2: Exemplo de um possível canal de refrigeração construído na parte posterior do inserto.....	69
Figura 4.3: Vista esquemática do sistema proposto e seus componente	69
Figura 4.4: Esboço do sistema hidráulico de controle de pressão com válvulas proporcionais acopladas à câmara posterior do inserto por SL.....	70
Figura 4.5: Sistema de controle de pressão	71
Figura 4.6: Posicionamento esquemático das válvulas de abertura e fechamento do fluido refrigerante	74
Figura 4.7: Esboço do novo sistema proposto – autopressurização – sendo 1V1 válvula solenóide normalmente fechada e 1V2 válvula de retenção	74
Figura 5.1 Corte para ilustrar coletores e canais de refrigeração bem como detalhe da montagem, em porta molde, do inserto SL fabricado	79
Figura 5.2: Vista do inserto em SL e seu corte.....	79
Figura 5.3: Dimensões existentes de um ponto de injeção	80

Figura 5.4: Receptáculo para interfaceamento dos tubos com os canais incorporados e espaço posterior a ser preechido com massa plástica	81
Figura 5.5: Conjunto porta moldes, válvulas para controle de fluxo de fluido refrigerante, tubulações, mangueiras, manômetro e insertos em SL montados na máquina injetora ARBURG 320S 500-150	81
Figura 5.6: Peças moldadas para o estudo de caso 1.....	83
Figura 5.7: Vista em ângulo e em corte da falha ocorrida no inserto em SL durante a realização do estudo de caso 1	84
Figura 5.8: Localização dos pontos a serem ensaiados para a medição da variação da dureza Shore D em corpos de prova	86
Figura 5.9: Corte longitudinal do inserto em aço do corpo de prova	88
Figura 5.10: Representação 3D da variação da dureza Shore D para corpos de prova moldados em insertos em aço	90
Figura 5.11: Difratoograma mostrando as fases amorfa e cristalina, na sua forma alfa, do corpo de prova moldado, em inserto em aço.....	92
Figura 5.12: Corte no inserto móvel SL em casca mostrando a localização dos termopares.....	93
Figura 5.13: Sistema de aquisição de sinais Pico Log modelo TC 08	95
Figura 5.14: Perfil da variação da temperatura no inserto em casca, medidas nos termopares 1 (linha mais escura) e 2.....	96
Figura 5.15: Difratoograma mostrando as fases amorfa e cristalina, na sua forma alfa e beta, do corpo de prova moldado em inserto SL em casca	97
Figura 5.16: Representação 3D da variação da dureza Shore D para as peças injetadas em insertos SL em casca.....	98
Figura 5.17: Vista geral do inserto SL com canais incorporados em corte	100
Figura 5.18: Válvulas solenóide e de retenção utilizadas para a automação do controle de fluxo do fluido refrigerante.....	101

Figura 5.19: Perfil de temperatura captado pelos termopares 1 e 2 no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados.....	104
Figura 5.20: Perfil de temperatura captado pelos termopares 1 e 2 no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados, no momento de uma pane na injetora.....	104
Figura 5.21: Difratoograma mostrando as fases amorfa e cristalina, na sua forma alfa e beta, do corpo de prova moldado em inserto SL com canais incorporados autopressurizados	101
Figura 5.22: Representação 3D da variação da dureza Shore D para as peças moldados em insertos SL com canais incorporados autopressurizados.....	107
Figura 5.23: Modelo CAD 3D do prendedor	109
Figura 5.24: Inserto SL, com canais incorporados, e a posição do termopar.....	110
Figura 5.25: Perfil de temperatura captado pelo termopar posicionado no inserto móvel SL pseudo-maciço	112
Figura 5.26: Perfil de temperatura captado pelo termopar para diferentes temperaturas de referência para o inserto móvel SL pseudo-maciço.....	113
Figura 5.27: Perfil de temperatura captado pelo termopar no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados, com as válvulas sendo abertas após a ejeção do moldado.....	114
Figura 5.28: Perfil de temperatura captado pelo termopar no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados, com abertura das válvulas durante o ciclo de refrigeração– temperatura de ref.= 30°C.....	115
Figura 5.29: Perfil de temperatura captado pelo termopar no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados, com abertura das válvulas durante o ciclo de refrigeração– temperatura de ref.= 25°C.....	116
Figura 6.1: Representação esquemática dos esforços e modelo físico considerado na modelagem matemática.....	118

Figura 6.2: Malha utilizada para definir a distribuição de temperatura no inserto e moldado.....	126
Figura 6.3: Distribuição de temperatura no fluido e na coluna de resina para uma espessura de 1,0 mm de resina entre cavidade e canais	128
Figura 6.4: Distribuição de temperatura no fluido e na coluna de resina para uma espessura de 3,0 mm de resina entre cavidade e canais	128
Figura 6.5: Resultado da variação de pressão no fluido para um módulo de elasticidade da resina constante e 1% de ar livre no fluido refrigerante – espessura de 1 mm e temperatura do fluido de 20 °C	130
Figura 6.6: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C	130
Figura 6.7: Pressão de atuação X pressão no fluido – espessura de 1,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C.....	131
Figura 6.8: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, módulo de elasticidade da resina em 5% do valor inicial e temperatura do fluido de 20 °C	131
Figura 6.9: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, módulo de elasticidade da resina em 5% do valor inicial e pressão inicial de 10,0 bar	132
Figura 6.10: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,5%, módulo de elasticidade da resina em 5% do valor inicial e pressão inicial de 2,0 bar	133
Figura 6.11: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,5% e pressão inicial de 10,0 bar	134
Figura 6.12: Pressão de atuação X pressão no fluido – espessura de 1,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,5% e pressão inicial de 10,0 bar	134

Figura 6.13: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,1% e pressão inicial de 2,0 bar	135
Figura 6.14: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,08% e pressão inicial de 2,0 bar	136
Figura 6.15: Pressão de atuação X pressão no fluido – espessura de 3,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C.....	137
Figura 6.16: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 3,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C	137
Figura 6.17: Variação da temperatura média observada na camada de espessura de 3,0 mm.....	138
Figura 6.18: Variação da temperatura média observada na camada de espessura de 3,0 mm.....	139
Figura 6.19: Pressão de atuação X pressão no fluido – espessura de 3,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C e Eres 50%	139
Figura 6.20: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 3,0 mm, temperatura do fluido 20 °C e Eres 50%.....	140
Figura 6.21: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) SL de espessura 1,0 mm (5 e 10 °C) – tempo de 1,5 s.....	142
Figura 6.22: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 1,0 mm (5 e 10 °C) – tempo de 3,0s	142
Figura 6.23: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 1,0 mm (5 e 10 °C) – tempo de 6,0s	143

Figura 6.24: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 1,0 mm (5 e 10 °C) – tempo de 10,0s	143
Figura 6.25: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 0,5 mm (-10 °C) – tempo de 3,0s	144

LISTA DE SÍMBOLOS OU NOTAÇÕES

SÍMBOLO	SIGNIFICADO
$\dot{Q}_{Plástico}$	taxa de troca de calor do polímero para dentro do molde
\dot{q}	troca de calor específico
A_m	área do moldado
c_p	calor específico do polímero
d	diâmetro do canal de refrigeração
e	espessura da peça
$F_{efeito\ escada}$	força necessária para superar a sobreposição δ
$F_{extração}$	força de ejeção ou extração
F_f	fator de forma dos canais de refrigeração
$F_{fricção}$	força de interação entre moldado e as protruções do inserto
i_F	calor latente de fusão do polímero
k	condutividade térmica
l	espessura de camada
L	distância entre o centro do canal de refrigeração e a superfície do inserto
Q_{cond}	transferência de calor por condução
$Q_{conv\ forçada}$	transferência de calor convecção forçada
$Q_{conv\ natural}$	transferência de calor convecção natural
Q_{Ff}	calor transferido do fundido para o fluido de refrigeração
$Q_{plástico}$	fluxo de energia para dentro do molde
Q_{rad}	transferência de calor radiação
r	raio do canal de refrigeração

R_e	número de Reynolds
T_E	temperatura de extração ou ejeção
T_f	temperatura de fusão
T_F	temperatura do fundido
T_{fr}	temperatura do fluido refrigerante
T_g	temperatura de transição vítrea
T_p	temperatura média da parede do molde/inserto
T_{pc}	temperatura da parede do canal de refrigeração
t_r	tempo de resfriamento
t_r	tempo de resfriamento
v_f	velocidade do fluido/líquido refrigerante
x	distância entre os canais de refrigeração
y	distância entre o centro do canal e a superfície do molde
α	forma cristalográfica alfa
α	coeficiente global de transferência de calor
β	forma cristalográfica beta
β	coeficiente de forma do molde/inserto
γ	forma cristalográfica gama
δ	sobreposição
Δh	diferença de entalpia do polímero
ΔT_2	diferença de temperatura entre a parede do canal de refrigeração e a média do fluido refrigerante
η	viscosidade dinâmica do fluido
θ	ângulo de difração ou ângulo de saída
ρ	densidade do líquido refrigerante
ρ_F	densidade do fundido

GLOSSÁRIO DE SIGLAS

SIGLA	SIGNIFICADO
3D	Tridimensional
ABS	Acrilonitrilo Butadieno Estireno
ACES	<i>Accurate Clear Epoxy Structures</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CAD	<i>Computer Aided Design</i> – Projeto Auxiliado por Computador
CAE	<i>Computer Aided Engineering</i> – Engenharia Auxiliada por Computador
CAM	<i>Computer Aided Manufacturing</i> – Manufatura Auxiliada por Computador
DLS	<i>Direct Laser Sintering</i> – Sinterização Direta a Laser
DMLS	Direct Metal Laser Sintering – Sinterização Direta de Metais a Laser
DRT	<i>Direct Rapid Tooling</i> – Ferramental Rápido Direto
DRX	Difração de Raio X
FDM	<i>Fused Deposition Modeling</i> – Modelagem por Fusão e Deposição
FFF	FreeForm Fabrication – Fabricação de Formas Livres
HSC	<i>High Speed Cutting</i> – Usinagem à Alta Velocidade
INEEL	<i>Idaho National Engineering and Environmental Laboratory</i>
IPI	<i>Institute for Plastics Innovation</i>
IRT	<i>Indirect Rapid Tooling</i> – Ferramental Rápido Indireto
LENS	<i>Laser Engineered Net Shaping</i> – Laser Esculpindo a Forma Final
PAT	Processos e Produtos de Alta Tecnologia
PC	Polycarbonato
PE	Polietileno

PIM	Powder Injection Molding – Moldagem por Injeção de Pós
PP	Polipropileno
PRONEX	Programa de Desenvolvimento de Núcleos de Excelência
PS	Poliestireno
PVC	Cloreto de polivinila
RP	<i>Rapid Prototyping</i> – Prototipagem Rápida
RPS Tooling	<i>Rapid Solidification Process Tooling</i> – Ferramental por Solificação Rápida
RT	<i>Rapid Tooling</i> – Ferramental Rápido
RTV	<i>Room Temperatura Vulcanization</i> – Vulcanização de Silicone à Temperatura Ambiente
SFF	Solid Freeform Fabrication – Fabricação de Formas Sólidas Livres
SL	<i>StereoLithography</i> – Estereolitografia
SLA	<i>StereoLithography Apparatus</i> – Máquina de estereolitografia
SLS	<i>Selective Laser Sintering</i> – Sinterização Seletiva a Laser
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
uv	Luz ultravioleta

RESUMO

Um dos grandes problemas da aplicação do Ferramental Rápido, ao processo de moldagem por injeção de termoplásticos, é o baixo número de peças boas obtidas, principalmente quando são usados insertos a base de resinas epóxi. Isto se deve ao fato do epóxi, matéria prima do processo de estereolitografia, ser um isolante térmico e possuir baixas propriedades mecânicas, se comparado a insertos em aço ou alumínio. Procurando aumentar a eficiência da refrigeração dos insertos em epóxi, e, por conseguinte, a eficiência do processo, o presente trabalho utiliza canais de refrigeração incorporados, com espessuras de parede (distância entre os canais e a cavidade) entre 1,05 e 3,0 mm. Em função da reduzida espessura, o suporte estrutural necessário, para que os canais resistam às pressões exercidas pelo fundido, durante as fases de preenchimento da cavidade e recalque, é efetuado com o confinamento do fluido refrigerante dentro dos canais, através do fechamento de válvulas. Isto permite a autopressurização do fluido, em resposta aos esforços oriundos do processo. Iniciada a fase de resfriamento, as válvulas são abertas e o fluido de refrigeração volta a cumprir sua função primária. Utilizando o polipropileno isotático como matéria prima, foram efetuados 3 estudos de caso para comprovar e aprimorar o princípio apresentado. Corpos de prova padronizados, moldados em insertos em aço e de epóxi (com e sem canais de refrigeração), foram ensaiados quanto à variação de sua dureza Shore D e à presença da forma cristalina beta em suas estruturas, através de ensaios de difração de raio-X. Os resultados gerais apresentaram, em comparação aos corpos de prova de referência, uma redução no tempo de ciclo de injeção e da temperatura máxima alcançada pelo inserto durante a injeção, além de diminuir a presença da forma beta no moldado, indicando uma melhora na refrigeração do inserto. Com base nos resultados obtidos nos estudos de caso, se propôs uma formulação matemática para representar o fenômeno em estudo, onde foi possível verificar a influência da compressibilidade do fluido refrigerante e das dilatações térmicas na eficiência do processo proposto.

TITLE & ABSTRACT

Cooling fluids, temporarily confined, applied on stereolithography rapid tooling for thermoplastics injection molding – viability evaluation

One of the greatest problems in applying Rapid Tooling, to the process of thermoplastics injection molding, is the low number of good parts obtained, mainly when using epoxy based resins. This is because such resins, raw material on the stereolithography process, are thermal insulators and have poor mechanical properties, if compared to steel or aluminum. The more efficient the stereolithography insert cooling system is; the better will be its life and molded quality. In order to maximize the cooling efficiency on these inserts, the present work uses conformal cooling channels, with wall thickness (distance between the channels and the cavity) between 1,05 and 3,0 mm. To compensate the weakness of the channels' wall, that is thin, the cooling fluid is confined inside it by closing the valves, providing the necessary structural support. This allows the cooling fluid to pressurize itself in reply to the efforts applied during the process. As the cooling phase begins, the valves are opened and the cooling fluid is able to perform its primary function. Using isotactic polypropylene as raw material, 3 case studies have been done to prove and improve the proposed method. Standardized specimen, molded using steel and epoxy inserts (with and without cooling channels), have been assayed in order to measure its Shore D hardness variation and to identify, through X-ray diffraction analyses, the presence of the beta crystalline form on its structures. The general results have shown a reduction of the beta form presence, indicating an improvement on the inserts' cooling process. It was also observed, a decrease in the injection cycle time and in the maximum temperature achieved during the injection process. Based on the practical results, a mathematical model of the phenomena was proposed, where was possible to verify the influence of the cooling fluid's bulk module and the thermal expansion on the efficiency of the proposed process.

1. Introdução e objetivos

A Prototipagem Rápida (Rapid Prototyping – RP), técnica de fabricação de peças por adição de materiais em camadas, vem sendo utilizada, de maneira cada vez mais intensa, nos mais diversos campos de aplicação – engenharia, arquitetura, medicina, desenho industrial, artes plásticas, entre outros. Sendo recente – primeiro teste em versão beta de um equipamento de RP ocorreu em 1988 [Jacobs 1992] – ainda carece de um maior desenvolvimento para que se possa aumentar a sua eficiência e ampliar ainda mais seu campo de aplicação. Como derivação da RP tem-se a técnica de Ferramental Rápido (Rapid Tooling – RT). A RT tem sido usada, basicamente, para a fabricação de insertos utilizados no processo de moldagem por injeção de termoplásticos [Castleisland 2002]. Por outro lado, também é possível se deparar com estudos visando aplicações de RT em diversas outras áreas, tais como: produtos de fibra de vidro [Longhi 2002], Moldagem por Injeção de Pós (Powder Injection Molding – PIM) [Beal 2001], sopro e extrusão.

No desenvolvimento de um produto, a necessidade de se ter um lote piloto para julgar se a peça produzida é “igual” a projetada, torna a aplicação de ferramentas rápidas uma solução natural. Antes do evento do RP, o mercado se valia de outras opções para produzir protótipos com o objetivo de provar a viabilidade de um projeto ou aprimorar um produto. Métodos como o de vulcanização de silicone à temperatura ambiente (Room Temperature Vulcanization – RTV) (figura 1.1), ferramentas de epóxi (figura 1.2), pulverização ao arco elétrico (figura 1.3), ainda são largamente utilizadas no campo de desenvolvimento de produtos. Estes métodos têm em comum o uso de um padrão/modelo que é usado para gerar os insertos/moldes utilizados na

produção das peças desejadas. As diversas técnicas de RP deram, a estes processos, uma maior e melhor aplicabilidade, pois tornou possível a rápida produção de modelos complexos com qualidade.

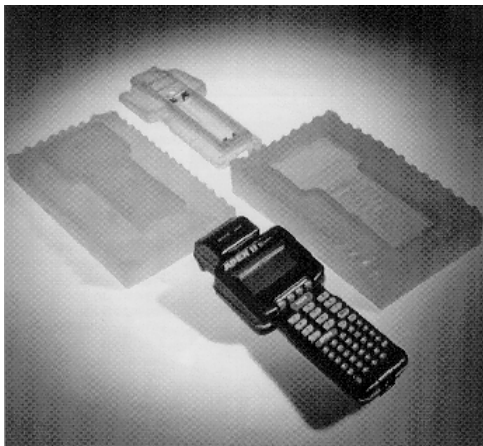


Figura 1.1: Modelo, molde e peça acabada utilizando-se o processo RTV [Jacobs 1996].

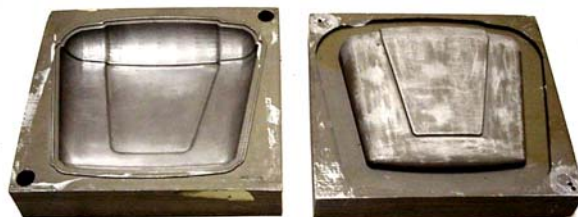


Figura 1.2: Molde em epóxi (Cast It 2000™) utilizado no processo de moldagem por compressão.

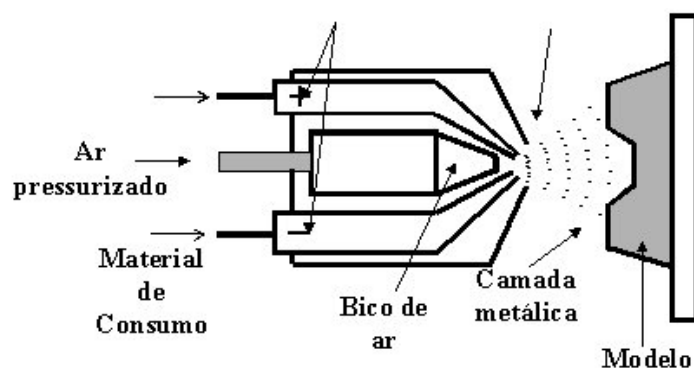


Figura 1.3: Representação esquemática do processo de RT “pulverização ao arco elétrico” [Koike 1995].

Outros processos também são usados até hoje. Usinar uma peça no material selecionado, ou outro qualquer, às vezes é o bastante para se ter uma boa idéia sobre como ela será e verificar as possíveis falhas de projeto (figura 1.4). Também é possível usar o processo de usinagem para se obter insertos em alumínio, por exemplo, e produzir as peças desejadas no material selecionado na fase de projeto (figura 1.5). Cada um destes processos tem

vantagens e limitações. Nenhum deles pode resolver, adequadamente, todos os problemas inerentes aos processos de prototipagem e desenvolvimento de produtos, incluindo os novos processos (RP e RT).

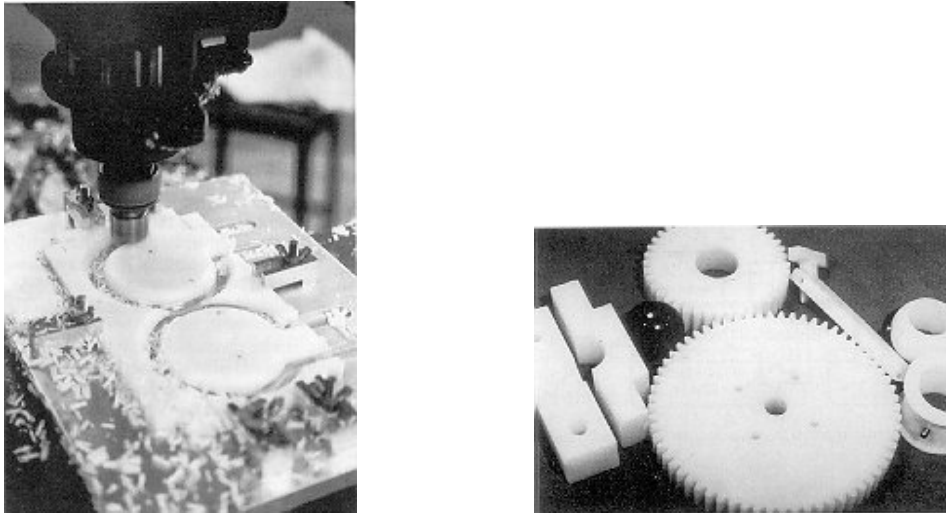


Figura 1.4: Usinagem de uma peça protótipo e exemplos [Malloy 1994].

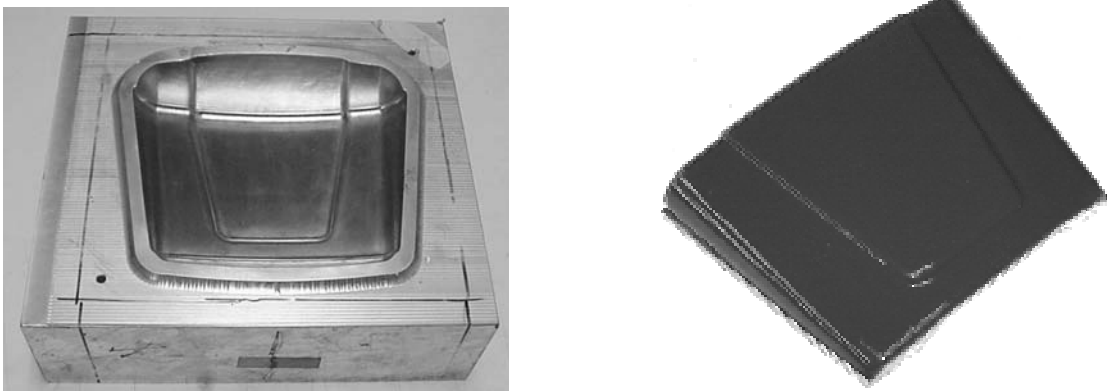


Figura 1.5: Molde usinado em alumínio e peça produzida pelo processo de moldagem por compressão.

Existe também um outro enfoque que consiste em usar as ferramentas rápidas, por exemplo, as produzidas pelo processo de estereolitografia (SL), como ferramentas de produção e não como RT, isto é, utilizá-las para produzir pequenos lotes de peças. O mote central deste ponto de vista está em adequar o projeto da peça às características de processamento dos insertos de SL ao invés de se tentar reproduzir as condições de injeção para ferramentas de

produção, como seria o desejável quando se produz protótipos para avaliação em campo. Esta parece ser uma solução mais lógica, pois minimiza alguns problemas, tais como, a falta ou redução do uso da pressão de recalque, que em uma primeira análise, garantem as características dimensionais e de forma da peça moldada por injeção [Rees 1995].

No que se refere ao RT aplicado à produção de protótipos, na moldagem por injeção de termoplásticos, um dos grandes problemas é o baixo número de peças boas obtidas, principalmente quando são usados insertos a base de resinas epóxi. Por exemplo, os insertos fabricados por estereolitografia (SL), objeto de estudo deste trabalho, têm como tamanho de lote usual, um número entre 20 e 500 peças, dependendo da complexidade geométrica e do material injetado [Pham 2002]. Este tamanho de lote reduzido se deve ao fato de que o epóxi, matéria prima do processo de estereolitografia, é um isolante térmico e possui baixas propriedades mecânicas, se comparado a ferramentas de produção ou de alumínio. Em função disto, durante o processo de injeção, e a partir de um certo número de peças, se dá início ao mecanismo de falha dos insertos, quando começam a aparecer delaminações, deformações permanentes dos insertos, rebarbas, aderência do fundido aos insertos e até a ruptura dos mesmos [Gomide 2000, Beal 2001]. Procurando minimizar o aparecimento destas falhas, atualmente se recomenda [Ahrens et al(1) 2002, Arciprete 1999, Decelles 1996]:

- Utilizar a mínima temperatura recomendada para o processamento do fundido;
- Utilizar pressões de injeção e de recalque, as mais baixas possíveis, podendo até suprimir esta última,

- Resfriar ao máximo a superfície dos insertos antes de reinicializar o ciclo de moldagem.

Tais procedimentos, por outro lado, podem induzir resultados indesejáveis, tais como a mudança das características ópticas e mecânicas das peças injetadas, uma vez que suas funções e características são fortemente influenciadas pelas condições de projeto, de manufatura da ferramenta e de injeção do moldado [Malloy 1994, Ahrens et al(2) 2002, Birley 1991].

Uma outra solução, fortemente recomendada em trabalhos desenvolvidos no IPI – Institute for Plastics Innovation, Lowell, Massachusetts, EUA - para retardar o aparecimento das falhas referidas anteriormente, consiste em obter uma melhor refrigeração, do inserto, durante as fases de preenchimento da cavidade, recalque e refrigeração [Janczyk 1996]. O presente trabalho adotou este último enfoque como linha de investigação e propõe, como objetivo principal do mesmo, o seguinte:

“Avaliar a viabilidade da aplicação de um fluido refrigerante, temporariamente confinado em canais de refrigeração incorporados aos insertos por SL (“conformal cooling”), com a função de sustentação estrutural e resfriamento do conjunto inserto/peça durante as fases de preenchimento, recalque e resfriamento do processo de moldagem por injeção de termoplásticos”

Como objetivos secundários tem-se:

- Avaliar o quanto as propriedades mecânicas das peças injetadas pelo sistema proposto, se aproximam daquelas obtidas em ferramentas de produção;

- Contribuir na investigação sobre como atua o mecanismo de falha dos insertos por SL para prolongar sua vida útil;
- Aprimorar a técnica de injeção em insertos por SL;
- Contribuir com uma nomenclatura, na área de RP, mais adequada à língua portuguesa.

Portanto, este trabalho tem como foco principal o aprimoramento da técnica de RT, utilizando insertos em estereolitografia, aplicada à produção de protótipos pelo processo de moldagem por injeção de termoplásticos.

O capítulo seguinte traz informações mais detalhadas sobre o processo de RP escolhido – estereolitografia – e sua aplicação em RT, discorrendo, de maneira simplificada, sobre as principais técnicas de RT, vigentes no mercado, bem como algumas em desenvolvimento. O capítulo 3 se dedica aos tipos de insertos por estereolitografia, seus mecanismos de falha e sobre a troca de calor entre o moldado e o inserto. O capítulo 4 explica a solução proposta para se atingir o objetivo definido neste trabalho. O capítulo 5 descreve os experimentos realizados para comprovação da solução proposta e seus resultados. O capítulo 6 apresenta um modelo matemático simples para se inferir sobre o comportamento do inserto por estereolitografia durante o processo de injeção. E finalmente, o capítulo 7 traz as conclusões e recomendações para futuros trabalhos.

2. Prototipagem rápida e ferramental rápido

Prototipagem Rápida é o nome mais comum dado a um conjunto de tecnologias relacionadas, que são usadas para fabricar objetos físicos diretamente de dados gerados em um sistema CAD. Estas tecnologias se diferenciam das demais no tocante ao processo de construção das peças, que consiste em adicionar e colar materiais em camadas para formar as peças, ao invés de retirá-los, como ocorre, por exemplo, nos processos de usinagem [Castleisland 2002]. Por isto também são chamadas de Tecnologias Aditivas. Tais sistemas também são conhecidos como: fabricação de formas livres (**FreeForm Fabrication – FFF**), fabricação de formas sólidas livres (**Solid Freeform Fabrication – SFF**), manufatura por camadas (layered manufacturing) além de outras denominações. A aplicação das atuais tecnologias aditivas oferece vantagens se comparadas aos métodos clássicos de fabricação, por subtração/retirada de materiais, tais como os tradicionais processos de usinagem. Dentre elas destacam-se:

- As peças podem ser fabricadas praticamente com qualquer geometria, por mais complexa que ela seja, sem a necessidade de um elaborado ajuste inicial da máquina ou montagem final;
- Os sistemas de prototipagem rápida reduzem a construção de objetos complexos a um processo de boa maneabilidade, direto, e relativamente rápido.

2.1 Prototipagem rápida: estereolitografia

Dentre as diversas tecnologias disponíveis no mercado hoje em dia – site <http://home.att.net/~castleisland/> entre outros – o processo de

estereolitografia (**StereoLithography** – SL), chama atenção pela qualidade, resolução e precisão na construção de peças, além de possuir a maior base instalada de equipamentos [Wholers 2001]. Modelos atuais, como a SLA 7000, têm capacidade de construir peças com camadas de até 0,025 mm [3DSystems(1) 2003], bom acabamento superficial e precisão dimensional de até $\pm 0,05$ mm/25 mm [Wohlers 2001]. Permite também, o uso de uma gama crescente de materiais com propriedades distintas entre si [3DSystems(2) 2003, DSMSomos 2003]. Pronta a peça é possível realizar diferentes tipos de acabamentos superficiais, incluindo polimento, jateamento de areia ou vidro, pintura e metalização [Lencina 2002] Tais características tornam este sistema bastante adequado a geração de protótipos de peças de plástico, cuja variação dimensional para a maioria das peças para produção está na casa dos $\pm 0,05$ mm [Jacobs 1996].

Em função, principalmente das características apresentadas anteriormente, o Departamento de Engenharia Mecânica da UFSC, através do PAT – Processos e Produtos de Alta Tecnologia (programa PRONEX aprovado em meados de 1997) adquiriu a máquina de estereolitografia SLA 250-30A, produzida pela empresa norte americana “3D Systems” (www.3dsystems.com). O equipamento está atualmente instalado nas dependências do laboratório CIMJECT, que também é responsável pelo seu gerenciamento.

A estereolitografia é baseada na foto-polimerização de uma resina líquida através da incidência, sobre sua superfície, de um feixe de laser ultravioleta. O início de todo o processo se dá com a obtenção de um modelo CAD 3D e sua transformação para o padrão de arquivo “stl” [Jacobs 1992], seguido pela transmissão do mesmo para o programa proprietário da máquina,

que efetua o fatiamento da peça e a geração do programa CAM para fabricar as camadas a serem sobrepostas (figura 2.1).

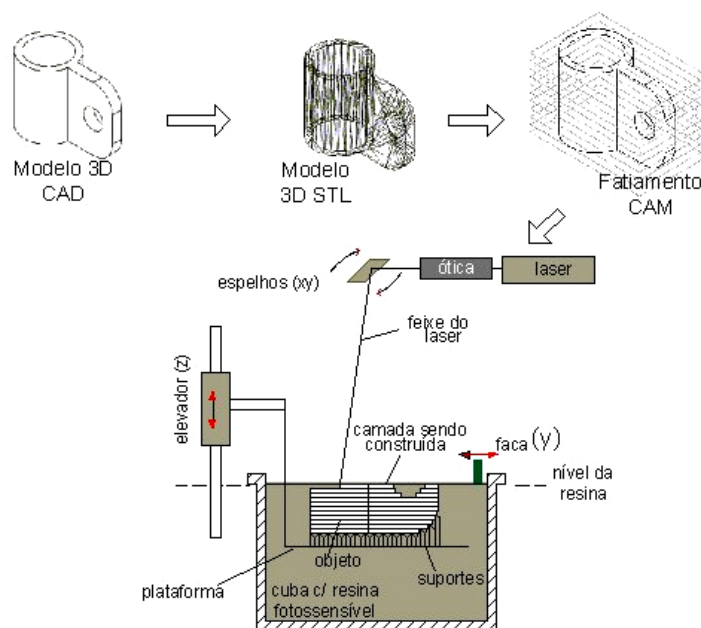


Figura 2.1: Representação esquemática do processo SL [Ahrens et al (1) 2002].

Com isto, o controlador da SLA (Stereolithography Apparatus) tem condições de gerar as trajetórias em “x” e “y”, através do controle de movimentos dos espelhos de varredura (galvanométricos), que traçam inicialmente as bordas e depois as partes internas da seção reta da camada (figura 2.1). Presa à plataforma através de suportes, que têm por função, além de nivelar a peça, dar-lhe maior resistência e prover sustentação às ilhas durante o processo de polimerização (figura 2.2), a nova camada é submersa a uma profundidade igual à espessura da camada subsequente. Uma lâmina de varredura é passada sobre a camada, recém construída, para realizar o nivelamento (figura 2.1) e com isto minimizar o menisco que se forma ao redor da peça em construção. Finalizado o recobrimento, a peça permanece em repouso por um período de tempo suficiente para que os meniscos se tornem

planos. No passo seguinte, o processo de polimerização se repete com a incidência do laser, adicionando uma nova camada a anterior, e assim sucessivamente até que a última camada seja executada. Só então, a plataforma emerge e a peça é retirada da máquina e colocada em um solvente, para eliminar o excesso de resina e pós-processada, que consiste na retirada dos suportes e finalização da cura em forno de luz ultravioleta e/ou térmico seguindo-se ao acabamento final (polimento, pintura, tratamento superficial, etc).

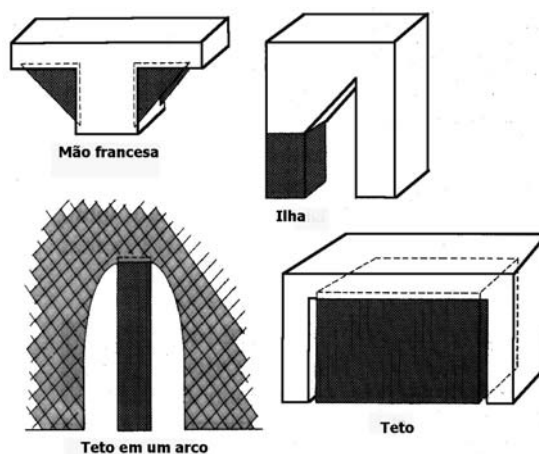


Figura 2.2: Tipos de suportes utilizados na SL [Jacobs 1993].

2.2 Ferramental rápido

Basicamente, o que se deseja de uma peça protótipo é obter informações sobre o comportamento da peça projetada, antes que a sua produção se inicie. Com isto é possível antecipar expectativas ou, caso contrário, constatar desvios do comportamento esperado e promover ações para corrigí-los. Os protótipos, por sua vez, podem ser classificados como [Malloy 1994]:

- de Visualização – utilizados na verificação da função estética da peça, estudo de viabilidade, análise de mercado, estudo de embalagens, grupos de estudos e revisão de projetos;
- Funcionais – utilizados na avaliação das propriedades mecânicas, térmicas, elétricas, químicas, ópticas e dimensionais da peça em desenvolvimento.

A figura 2.3 exemplifica o uso de um protótipo funcional, no desenvolvimento de um intercomunicador para chão de fábrica de uso individual e/ou em grupo onde, para validar a montagem das placas de circuito integrado em seu invólucro e realizar ensaios de campo para testar as concepções eletrônicas e mecânicas do produto, foram construídos protótipos por SL. Estes foram lixados, pintados e depois montados com seus componentes mecânicos e eletrônicos (figura 2.4).

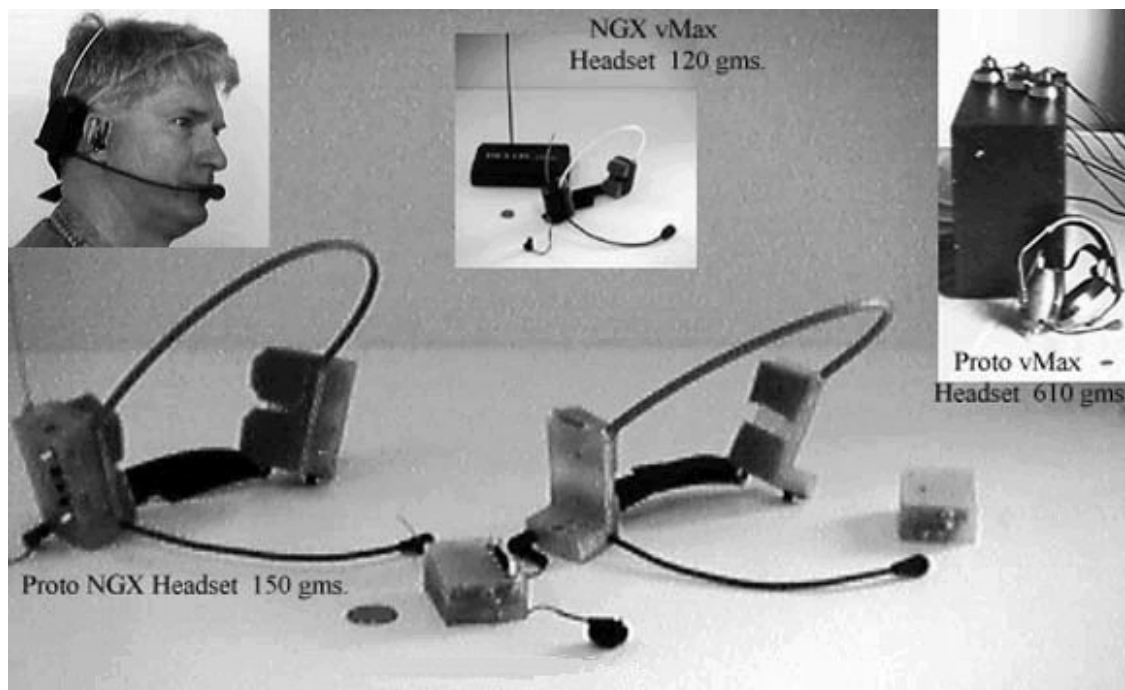


Figura 2.3: Exemplo de aplicação de protótipo funcional por SL. Destaque direita: modelo antigo; destaque centro: protótipo em espuma; destaque esquerda: modo de uso; foto maior: protótipo por SL antes da pintura com placas eletrônicas e componentes mecânicos montados.



Figura 2.4: “Headset” lixado, e pintado.

Como resultado destes ensaios, foram obtidas algumas informações para o aprimoramento do projeto que, junto com a redução do tamanho das placas de circuito impresso, culminaram em uma mudança de concepção. A figura 2.5 ilustra esta etapa seguinte, onde depois de se rascunhar algumas possíveis novas soluções, partiu-se para um protótipo de visualização feito em espuma, para depois fabricá-lo em cera, utilizando o processo thermojet (www.3dsystems.com).

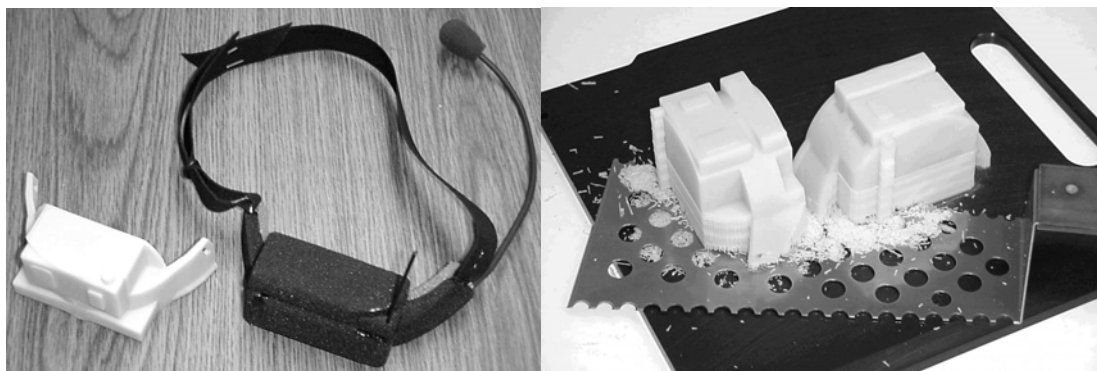


Figura 2.5: Exemplos de protótipos de visualização. Da esquerda para direita: modelo de cera pronto, modelo em espuma pintado e modelos em cera com suportes ainda na plataforma de construção.

Estes protótipos foram usados em reuniões multidisciplinares, onde se discutiu os prós e contras das concepções e ações a serem tomadas para

continuar o desenvolvimento do produto, cumprindo assim uma das funções dos protótipos de visualização.

Quando se refere a utilização dos novos processos de RP na produção de protótipos de peças a serem produzidas em escala industrial por moldagem por injeção, tem-se que ter em mente algumas considerações importantes:

- os tipos de materiais de construção passíveis de uso por estes sistemas são limitados, frente àqueles comumente disponíveis para seleção quando se desenvolve um projeto, e variam conforme o método escolhido;
- estes sistemas ainda não permitem reproduzir as características e funções adquiridas por uma peça moldada por injeção; por serem estas fortemente influenciadas pelas condições de injeção, de projeto e de manufatura da ferramenta que a irá produzir;
- os custos e tempos envolvidos para produzir a quantidade de peças desejada, utilizando a RP, podem não ser econômicos e/ou desejáveis.

Portanto, para se tentar contornar pelo menos alguns dos problemas anteriormente levantados, principalmente para a produção de protótipos funcionais, pode-se lançar mão das técnicas de ferramental rápido. O ferramental rápido (rapid tooling – RT), consiste em obter um molde protótipo utilizando-se, em algum momento de sua produção, das tecnologias de adição. Com ele será possível a injeção de peças cumprindo-se todas ou algumas das condições de contorno do projeto do molde (localização do ponto de injeção, por exemplo), da peça (material selecionado, p.e.) e do processo (velocidades de injeção, p.e.). A prototipagem rápida pode contribuir de duas maneiras na realização deste propósito: os moldes podem ser diretamente fabricados por

um sistema de RP – Ferramental Rápido Direto (Direct Rapid Tooling – DRT), ou as peças geradas em RP podem ser usadas como padrões na fabricação de um molde/inserto, chamados assim de Ferramental Rápido Indireto (Indirect Rapid Tooling – IRT) ou ainda processos indiretos ou secundários.

2.2.1 Ferramental rápido indireto

Neste trabalho entende-se, como ferramental rápido indireto (IRT), toda ferramenta protótipo, que utiliza como padrão para operações secundárias de transferência de forma e material, modelos construídos através do uso de tecnologias aditivas (RP). Apesar de se ter vários processos de ferramental rápido indireto no mercado ou em diferentes estágios de desenvolvimento, apenas alguns são comuns e comercialmente importantes, hoje em dia. O mais difundido deles, com amplo domínio da técnica, é o de vulcanização à temperatura ambiente (RTV), mais comumente conhecido por “moldes de silicone”. O processo se inicia com a suspensão do modelo, que pode ser um protótipo rápido, dentro de uma caixa de moldagem (figura 2.6). O silicone é misturado com o endurecedor, desgaseificado, e vertido sobre o modelo, envolvendo-o totalmente. Após a cura do silicone, o conjunto é retirado da caixa e as cavidades separadas com o auxílio de facas. Separados os moldes, o modelo é retirado, e tem-se uma cavidade pronta para ser preenchida com uretanos ou epóxis. O preenchimento pode ser feito por gravidade, com ou sem o auxílio de vácuo, ou ainda sob pressão, quando for utilizado uretanos de secagem rápida. Pode-se obter uma durabilidade média por molde entre 20 a 30 peças [Jacobs 1996].

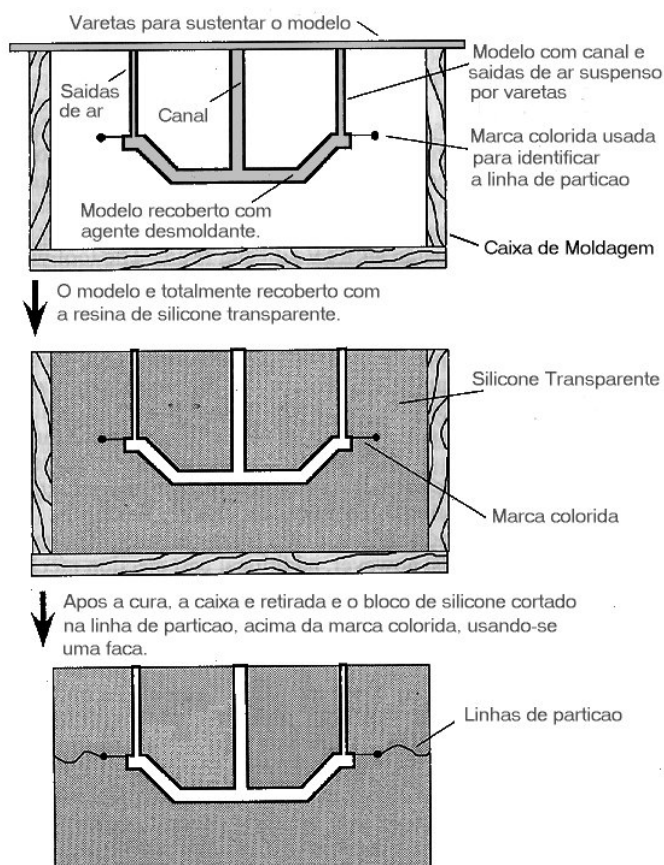


Figura 2.6: Seqüência de obtenção de moldes de silicone [Malloy 1994].

Novamente, uma das grandes limitações é quanto ao número de materiais que se pode utilizar na produção das peças, apesar da existência de uma boa gama de uretanos que simulam alguns tipos de termoplásticos. Além disto, estes processos fornecem pouca ou quase nenhuma indicação sobre as características a serem adquiridas pela peça em função das condições de processamento, quando estas forem moldadas por injeção – produção final.

Uma outra alternativa bastante utilizada é o uso de epóxis como matéria-prima do inserto/molde, ao invés de silicone. São as denominadas “Ferramentas em Epóxi”. Estas funcionam analogamente a uma ferramenta de produção, isto é, para a obtenção de uma peça, a mesma tem que ser montada em uma injetora e seguir, basicamente, os mesmos passos de uma ferramenta

de produção. A seguir é apresentado um processo de produção de ferramenta em epóxi, ainda em fase de aprimoramento no “Institute for Plastics Innovation” (IPI), em Lowell, MA, EUA, que utiliza um meio pouco comum para a geração dos insertos. A partir da peça projetada em um sistema CAD, define-se a linha/plano de partição desejada e gera-se uma caixa de moldagem que envolve cada metade dividida pelo plano de partição, sendo este último coincidente com o fundo da caixa. Cumprida esta etapa, obtem-se os arquivos stl’s devidos e constroem-se as “caixas” através de uma Thermojet [3DSystems (3) 2003], que usa cera como matéria-prima (figura 2.7). Retirados os suportes as caixas são preenchidas com a mistura de epóxi e alumínio (Cast It 2000™[Vantico 2003]) e seu endurecedor, colocadas em uma câmara de vácuo, para que a mistura possa ser desgaseificada, e então encaminhadas para a seqüência de cura, sugerida pelo fornecedor do epóxi, que consiste em:

- Iniciar a cura da mistura em um forno convencional, a 60° C, por um período inicial de 3 horas;
- Retirar a mistura e deixar em repouso de um dia para outro;
- Efetuar um último tratamento térmico, em forno convencional, por 6 horas a 150° C.

Findas estas etapas, os insertos são acabados (polidos, p.ex.) e montados nos porta moldes com seus pinos ejetores, quando for necessário empregá-los. O uso de processos como estes, tornam possível a moldagem por injeção de peças utilizando os vários termoplásticos possíveis de serem selecionados na fase de projeto, além de se simular os parâmetros de processamento e de manufatura da ferramenta. O número de peças injetadas está na ordem das centenas, variando conforme as condições de injeção e de projeto da peça.

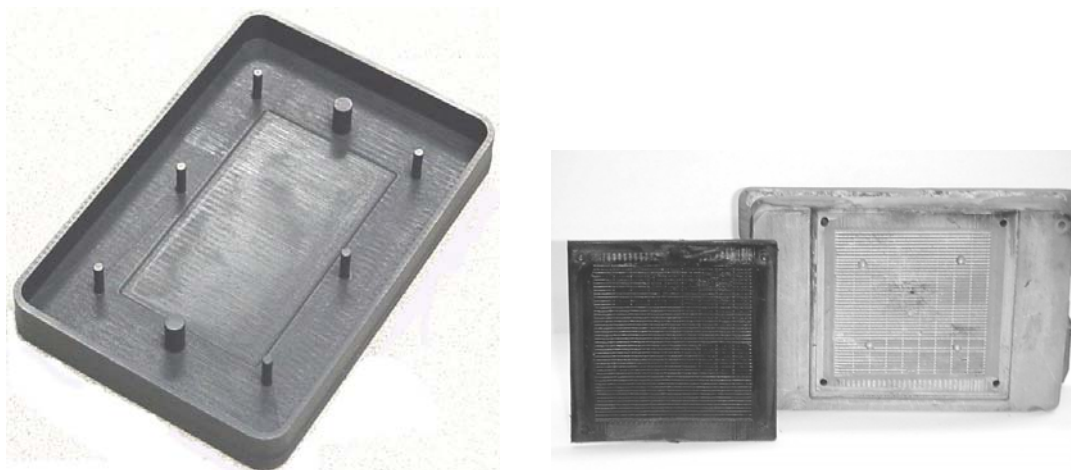


Figura 2.7: “Caixa” em cera para posterior preenchimento com Cast It 2000™, e conjunto peça injetada em PBT e inserto utilizado.

Outro exemplo, com relevante importância dentre as diversas técnicas de IRT, é o processo denominado “KELTOOL™”. O processo se baseia na construção de insertos, ou eletrodos, através da sinterização de pós-metálicos. A obtenção do inserto pode ser feita por dois caminhos que resultam em um mesmo produto, conforme mostra a figura 2.8. Apesar dos dois passos extras, o caminho denominado “Geração Reversa”, pode apresentar substanciais simplificações no acabamento [Jacobs 1996]. A descrição que se segue é referente ao processo anteriormente mencionado.

Com a peça positiva construída por SL, ou outro processo, (figura 2.8, passo 1) é obtido um molde em silicone, aqui denominando “Negativo em Silicone” (passo 3). Utilizando o molde anterior, gera-se o molde denominado “Positivo em Silicone” (passo 4), que é preenchido com a mistura de pó metálico com aglutinante (passo 5). Depois da cura obtêm-se a chamada “Peça Verde”, que é colocada em um forno para eliminar o aglutinante e em seguida sinterizada. Com 30% de espaços vazios, o sinterizado é infiltrado com cobre ou bronze, resultando em uma peça 100% sólida. Este processo se destaca por sua capacidade de produzir um número elevado de peças – mais de 40.000

– e o uso de materiais com características muito similares àqueles utilizados na manufatura de ferramentas de produção, quando não o próprio material [Wohlens 2001, Jacobs 1996]. A figura 2.8 mostra alguns insertos feitos por esta técnica.

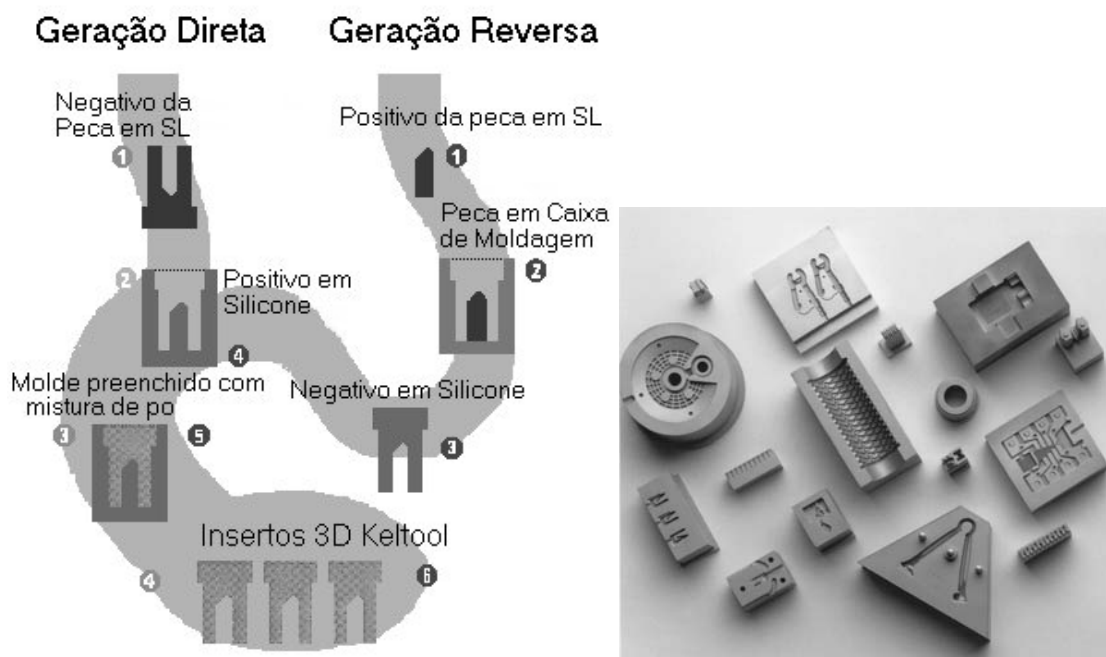


Figura 2.8: Passos para a geração de uma ferramenta em Kelttool e exemplos de insertos [Gomide 2000].

Outra técnica recente que merece destaque neste apanhado, é a denominada Ferramental por Solidificação Rápida (Rapid Solidification Process Tooling – RSP Tooling), desenvolvida pela INEEL (Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, Idaho, EUA) [INEEL 2003]. Este é semelhante ao processo de RT “pulverização ao arco elétrico”, mas ao invés de ar, usa nitrogênio a alta velocidade e temperatura para pulverizar metais fundidos sobre a superfície de um modelo. A grande vantagem do RSP Tooling é poder utilizar metais fundidos como o aço H13 [RSPTooling 2003]. A figura 2.9 ilustra este processo.

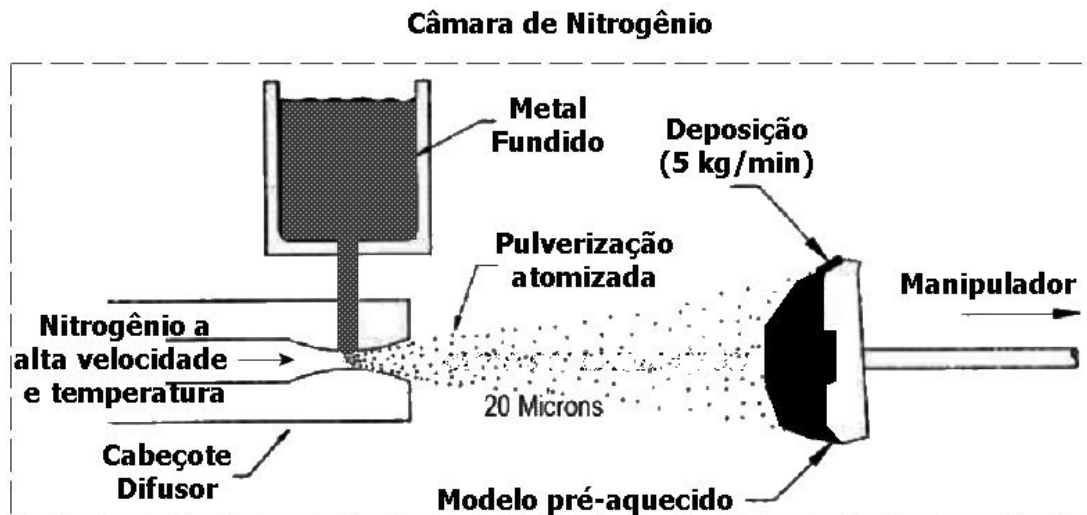


Figura 2.9: Representação esquemática do processo RSP Tooling [RSPTooling 2003].

Padrões gerados por RP

Os padrões gerados em RP devem submeter-se as operações de acabamento antes que possam ser usados em processos indiretos ou secundários. Nenhuma tecnologia de RP atual produz peças com qualidade superficial/acabamento adequada a aplicações de precisão como a exigida para a produção de ferramentas de moldagem por injeção. A necessidade de remover o efeito escada (ver item 3.1.3), inerente aos processos de RP, e de outros artefatos superficiais, tais como suportes, antes de se produzir um inserto, pode causar a introdução de erros adicionais ao processo. A precisão da maioria dos processos secundários é, em última instância, limitada pela precisão do padrão/modelo após as operações de acabamento.

2.2.2 Ferramental rápido direto

Neste trabalho, entende-se como ferramental rápido direto (DRT) toda ferramenta fabricada diretamente de um arquivo CAD 3D, através de tecnologias aditivas de fabricação de peças (RP), sem operações secundárias de transferência de forma ou materiais. Das técnicas atuais de RP disponíveis

no mercado, capazes de gerar estas ferramentas, pode-se citar como relevantes: a SL, a Sinterização Seletiva a Laser (Selective Laser Sintering – SLS) [3Dsystems(4) 2003], a Sinterização Direta de Metais a Laser (Direct Metal Laser Sintering – DMLS) [EOS 2003], a LENS (Laser Engineered Net Shaping) [Sandia 2003] e a 3D Metal Printing [D-M-E 2000]. Existem outras técnicas em estágio inicial de colocação no mercado ou em desenvolvimento, como por exemplo, a alemã “Concept Laser” (www.concept-laser.de).

O resultado da produção de uma ferramenta, diretamente de um arquivo CAD 3D, utilizando a SL, é denominado de “inserto em estereolitografia”. Estes insertos serão tratados com mais detalhes no capítulo seguinte.

O processo SLS baseia-se na sinterização de materiais em pó através da energia gerada por um laser. Existem dois sistemas vendidos atualmente: o norte-americano da 3D Systems (www.3dsystems.com), e o da empresa alemã EOS (www.eos-gmbh.de). No sistema americano as máquinas funcionam para qualquer classe de material (metais, termoplásticos, elastômeros, cerâmicas e compósitos). No sistema alemão existem máquinas dedicadas a cada tipo diferente de material. A máquina da 3D Systems é constituída de um laser de CO₂, sistema óptico com espelhos de varredura, uma plataforma que se movimenta na direção Z (vertical) e um sub-sistema que armazena o pó e o distribui uniformemente sobre a plataforma, como ilustra a figura 2.10. O início do processo se dá com a obtenção do arquivo CAD 3D, seguido pela geração do arquivo “stl”, fatiamento e geração do programa CAM, envio do mesmo para a máquina, e a finalização com a construção e pós-processamento da peça desejada. As etapas básicas de funcionamento do processo SLS (figura 2.10) consistem em: 1) Uma fina camada de pó fusível é depositada no cilindro de

construção; 2) O feixe do laser de CO₂ desenha uma camada (seção reta) da peça, fundindo o pó por onde ele passa; 3) Nova camada de pó é adicionada à camada anteriormente “desenhada” sobre o cilindro de construção; 4) O processo se repete continuamente até a última camada, completando a construção da peça.

O processo SLS para obtenção de uma ferramenta rápida direta é ilustrado na figura 2.11, que representa sua primeira geração. O processo é o mesmo descrito anteriormente para se obter uma peça, com a diferença de que é realizado um pós-processamento para retirada do aglutinante e infiltração de cobre ou bronze. Com isto, a peça/inserto alcança uma densidade próxima de 100% (ausência de espaços vazios).

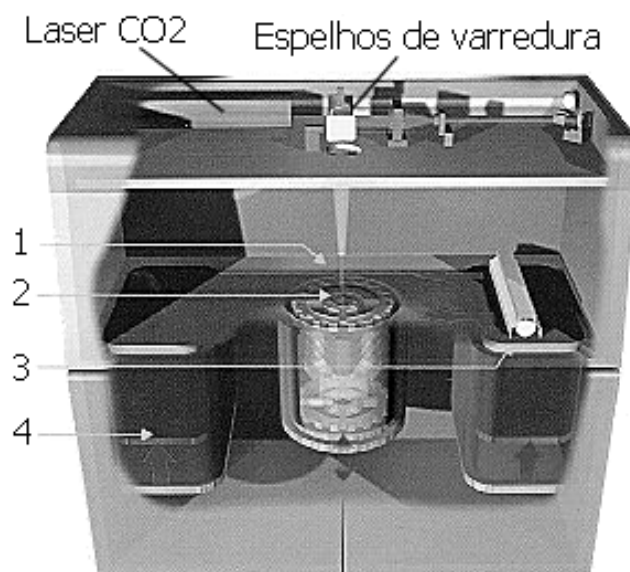


Figura 2.10: Representação do funcionamento do processo SLS – (1) feixe de laser, (2) área de trabalho, (3) dispensor de pó, (4) reservatório de pó [Flag 1996].



Figura 2.11: Seqüência para a obtenção de uma DRT utilizando o processo SLS [Flag 1996].

Com relação ao processo da empresa EOS, denominado Sinterização Direta a Laser (DLS), o grande diferencial em relação ao SLS, reside no fato de que a sinterização já é feita diretamente na máquina. O problema deste tipo de construção está na diferença de temperatura entre as camadas já construídas, em relação a camada de trabalho. Este comportamento pode levar a distorções e empenamentos na peça, comprometendo a sua qualidade final.

O processo LENS, comercializado pela empresa norte-americana Optomec (www.optomec.com) é similar aos demais, mas ao invés de sinterizar o material, é inicialmente formada uma poça de fundido e então adicionado o pó metálico para formar as camadas subseqüentes. A figura 2.12 ilustra este processo esquematicamente.

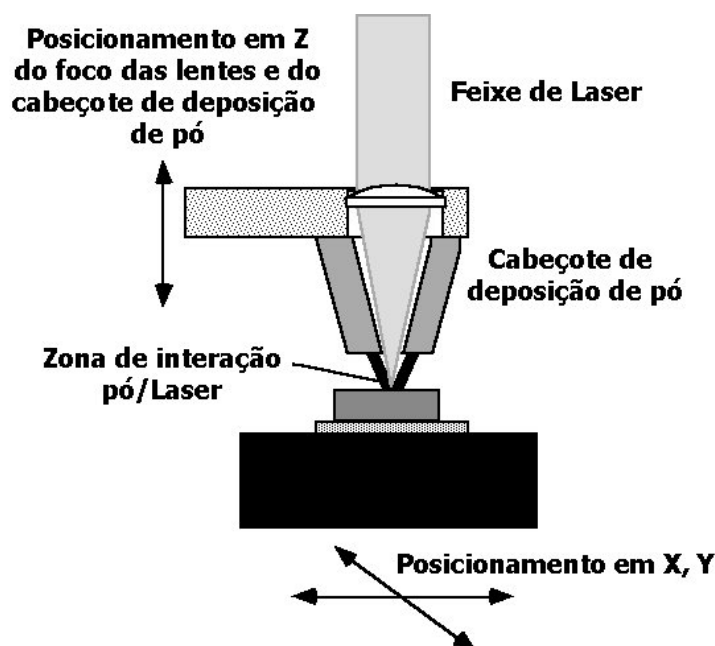


Figura 2.12: Representação esquemática do processo LENS.

O processo 3D Metal Printing, é baseado no 3D Printing, desenvolvido pelo Massachusetts Institute of Technology, Boston, MA, EUA. A figura 2.13 ilustra o esquema de funcionamento que é muito semelhante ao descrito para o SLS. No lugar de um laser, é usado um cabeçote de impressão – análogo a de uma impressora de jato de tinta – que “desenha” as seções retas através da impregnação do metal em pó por um aglutinante. A plataforma desce e uma nova camada é depositada sobre a anterior. Mas antes, uma lâmpada cura o aglutinante. O processo se repete até que seja feita a última camada, quando a peça é retirada da plataforma e o pó não aglutinado separado. Em seguida é encaminhada para o forno, para ser sinterizada e infiltrada com bronze. Finda esta última etapa, a peça pode sofrer acabamentos como usinagem e polimento, para então ser ajustada ao porta-moldes e dar início ao processo de injeção. Segundo o fabricante, a empresa norte-americana D-M-E (www.dmeco.com), é possível se obter propriedades similares a do aço P-20 [D-M-E 2000].

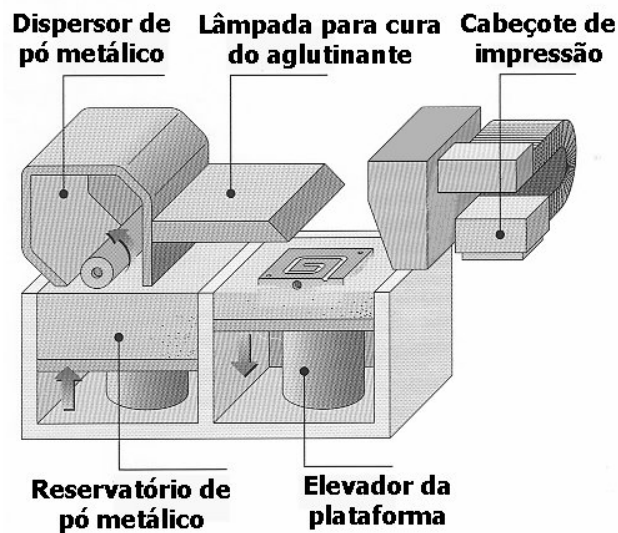


Figura 2.13: Representação esquemática do funcionamento do processo 3D Metal Printing [D-M-E 2000].

Na geração de ferramentas diretamente pelos sistemas SLS, DLS, LENS e 3D Metal Printing, destaca-se a possibilidade de se usar metais que possuam propriedades muito próximas, senão iguais, às daquelas das ferramentas de produção. Com isto, é possível se obter um grande número de peças (acima de 50.000) e com as propriedades dos moldados próximas daquelas alcançadas em ferramentas de produção, criando assim a possibilidade de usá-las na produção.

Vale ainda ressaltar os esforços que estão sendo feitos junto ao laboratório CIMJECT, através do trabalho do doutorando Foggiatto [cbecimat 2002, proposta de tese], para analisar a viabilidade técnica de se usar insertos em ABS fabricados pelo processo FDM. Alguns ensaios já foram feitos e apresentaram resultados promissores (figuras 2.14 a e 2.14 b)



Figura 2.14 a: Insertos em ABS fabricados pelo processo FDM [Ahrens et al (2) 2002].

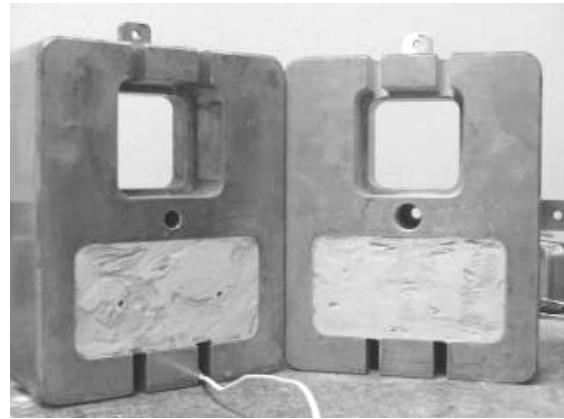


Figura 2.14 b: Preenchimento dos insertos com resina de poliéster

A usinagem convencional ou à alta velocidade (High Speed Cutting – HSC), também é muito utilizada na produção de ferramentas protótipos em placas de epóxi [Ahrens et al (2) 2002], alumínio ou mesmo aço. A figura 2.15 mostra um inserto usinado em placa de epóxi por usinagem CNC convencional.



Figura 2.15: Inserto usinado em placa epóxi [Ahrens (2) 2002].

O resultado deste capítulo é que há um grande número de opções para se obter uma peça funcional ou ferramenta, partindo de um arquivo CAD 3D. A escolha depende da aplicação, do volume de peças a ser produzida, das exigências finais do material, da precisão, do processo de RP utilizado, e de inúmeros outros fatores. Escolher não é fácil, tendo em vista que a maioria das tecnologias disponíveis no mercado são recentes, têm limitações significativas,

e há geralmente diversas alternativas competindo. Mas, o que se pode denotar do anteriormente exposto é a existência de uma lacuna, em termos de opções mais confiáveis, quando se deseja produzir apenas algumas centenas de peças com o intuito de se obter protótipos funcionais, utilizando as técnicas de DRT. Tal constatação vem reforçar o foco deste trabalho que está no aprimoramento dos insertos por SL, aplicados a produção de protótipos funcionais.

O capítulo seguinte apresenta informações detalhadas sobre como se aplica a SL ao ferramental rápido direto, as técnicas de construção existentes, seus prós e contras e o entendimento atual dos mecanismos de falha destes tipos de insertos.

3 Insertos por estereolitografia

A função básica de um molde de injeção é dar forma ao fundido e resfriá-lo [Schott 1999]. As ferramentas protótipos obtidas por estereolitografia para a moldagem por injeção também cumprem este objetivo. Mas, antes de 1994, esta hipótese não era levada muito a sério, principalmente em função da baixa temperatura de transição vítrea do material ($T_g \sim 65 \text{ }^\circ\text{C}$ [DSMSomos 2002]) e de sua característica isolante (condutividade térmica $k_{SL}=0,19 \text{ W/m K}$ contra $k_{P20} = 29 \text{ W/m K}$ para o aço P-20). Com os primeiros trabalhos sobre a aplicação de insertos de SL em 1994, realizados pelo Instituto Tecnológico Dinamarquês e pela antiga Ciba-Geigy, na Suíça [Jacobs 1996], esta hipótese começou a tornar-se mais factível. Mas o verdadeiro impulso veio com o trabalho de Decelles & Barritt (1996). Desde então, foram desenvolvidas algumas técnicas de projeto e construção de insertos por SL. Dentre elas destacam-se:

- Direct AIMTM ou Insertos em casca;
- Insertos sólidos;
- Insertos “Conformal Cooling” ou com canais de refrigeração incorporados;
- Insertos aletados.

3.1 Tipos de insertos por estereolitografia

O item em questão descreve cada uma das 4 técnicas de projeto e construção de insertos por SL apresentados anteriormente.

3.1.1 Direct AIMTM ou insertos em casca

Em Decelles & Barritt (1996), é descrita a técnica denominada *Direct AIMTM*, que utiliza a estereolitografia para construir o ferramental rápido para a

obtenção de peças plásticas moldadas por injeção. As resinas utilizadas no processo de estereolitografia apresentam baixa condutividade térmica e diminuição substancial da resistência mecânica quando submetidas às elevadas temperaturas encontradas no processo de moldagem por injeção. Devido a tais deficiências, estes autores sugerem a construção do inserto em forma de casca (espessura mínima de 1,27mm), com posterior preenchimento da parte traseira com material de maior condutividade térmica. Os materiais utilizados variam entre ligas de baixo ponto de fusão (exemplo: 54%Bi, 26%Sn e 20%Cd, em massa, com temperatura de fusão entre 102 e 105 °C) e resinas à base de epoxilato com carga de pó de alumínio ou mesmo grafite [Saukar 1998]. Para aumentar a extração de calor, tubos de cobre podem ser posicionados na parte traseira do inserto, antes do seu preenchimento. A figura 3.1 apresenta um esquema simplificado de um inserto fabricado pelo processo *Direct AIM™*.

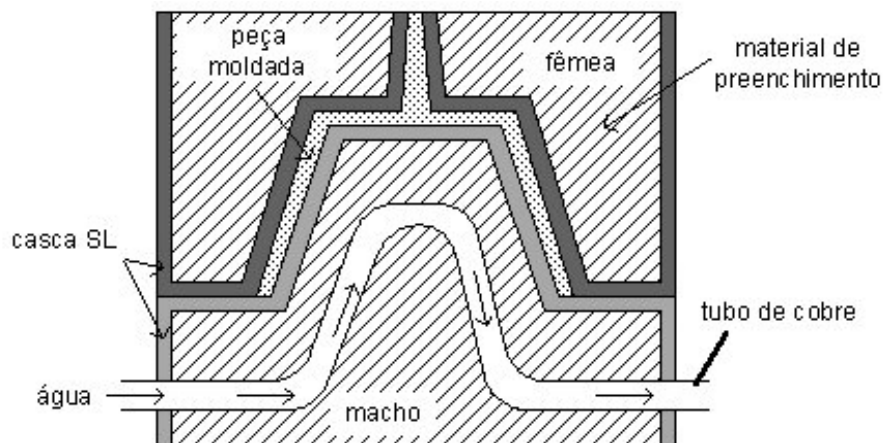


Figura 3.1: Esquema de insertos fabricados pelo processo *Direct AIM™* [Ahrens et al(1) 2002].

Durante o ciclo de injeção, pressões, temperaturas e velocidades devem ser reduzidas, uma vez que a resistência mecânica da resina SL é muito baixa

se comparada a dos metais (aços e ligas de alumínio), materiais tradicionalmente utilizados na fabricação de moldes.

Para auxiliar a retirada do calor absorvido pelo molde, Decelles & Barritt (1996), sugerem o uso de jatos de ar para resfriar a superfície dos insertos SL entre ciclos consecutivos após a extração da peça. Em Gomide (2000) e Ahrens et al (2) (2000), foram estudadas alternativas para auxiliar na extração de calor do molde, utilizando-se para o preenchimento da parte traseira dos insertos materiais de maior coeficiente de condutividade térmica que os utilizados por Decelles & Barritt (1996).

3.1.2 Insertos sólidos

Uma técnica alternativa ao processo *Direct AIMTM* é a construção de insertos sólidos. Apesar de serem de menor custo, os insertos em formato de casca podem ser danificados durante a etapa de preenchimento da parte traseira. Além disso, pesquisadores como Li et al (2000), demonstraram que a troca térmica entre a peça moldada e o material de preenchimento é ineficiente devido à baixa condutividade térmica da resina ($k=0,19$ W/m K para a resina DSM Somos 7110).

Hopkinson & Dickens (2000), afirmam que o sucesso da moldagem em insertos SL está na determinação do tempo ótimo para a extração da peça moldada. Este tempo deve ser suficiente para que o inserto retire apenas a quantidade necessária de calor do moldado, de maneira que esta possa ser extraída sem apresentar deformações excessivas. A figura 3.2 mostra um esquema de um inserto sólido.

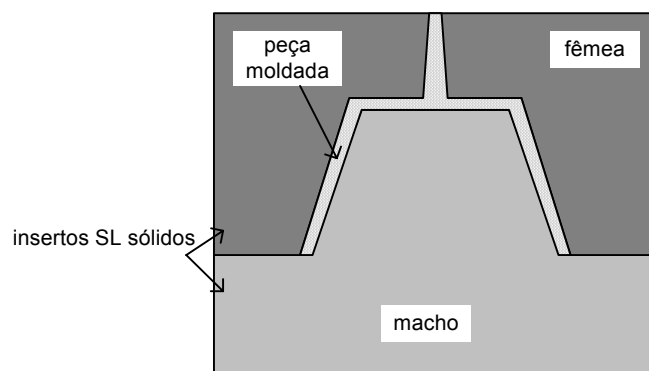


Figura 3.2: Esquema de insertos construídos no formato sólido [Ahrens et al (1) 2002].

3.1.3 Insertos “conformal cooling” ou canais de refrigeração incorporados

Uma variação dos insertos sólidos é a técnica do “*Conformal Cooling Channels*” ou “*Canais de Refrigeração Incorporados*” onde dutos de refrigeração são incorporados ao inserto seguindo a geometria da peça moldada, durante a etapa de modelamento em CAD. Este procedimento permite que os canais possam ser estrategicamente posicionados nas regiões mais quentes da cavidade. Esta técnica tem como vantagem permitir um resfriamento mais rápido e uniforme da peça injetada, o que se traduz em um melhor controle dimensional da mesma [Janczyk 1996, Suarkar 1999]. A não necessidade do preenchimento da parte posterior com metais de baixo ponto de fusão também contribui para se preservar as características dimensionais e de forma do inserto. Um dos problemas da técnica em foco reside no vazamento do líquido refrigerante que pode ocorrer na interface de ligação entre os “canais incorporados” e as mangueiras para refrigeração. Outro problema reside no fato de que para se ter uma melhor eficiência térmica na refrigeração do injetado é necessário ter uma parede mais fina (1,27mm, por exemplo). Tal necessidade se deve a baixa condutividade térmica da resina

quando comparada ao aço ou alumínio. Um esquema dos inserts com canais incorporados pode ser visualizado na figura 3.3. O capítulo 4 aborda esta técnica com mais detalhes.

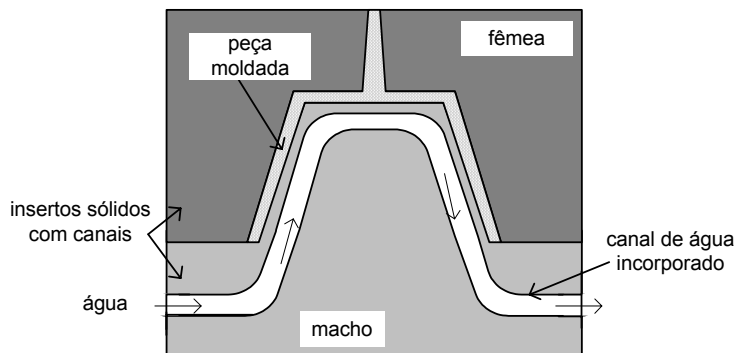


Figura 3.3: Uso de canais incorporados ao inserto de estereolitografia [Ahrens et al(1) 2002].

3.1.4 Insertos aletados

Técnica recentemente desenvolvida no laboratório CIMJECT, consiste em utilizar pequenas aletas na superfície do inserto em formato de casca. Essa nova técnica, apresentada em Ahrens et al (2001), promove o contato direto do metal de preenchimento com o material injetado. Por apresentar um coeficiente de condutividade térmica cerca de 90 vezes superior ao da resina SL, a liga metálica proporciona uma maior eficiência na extração do calor da peça moldada. A figura 3.4 ilustra esta técnica.

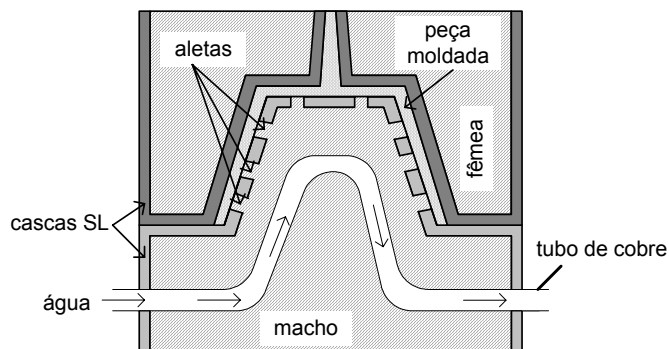


Figura 3.4: Insertos providos de aletas para auxiliar a extração de calor da peça [Ahrens et al(1) 2002].

O objetivo das aletas é retirar mais rapidamente o calor da peça, reduzindo assim o tempo de exposição da resina SL às temperaturas elevadas de injeção (exemplo: ~200 °C para o polipropileno). Desta forma, é possível aumentar a vida útil do inserto, ampliando o número de peças possíveis de serem obtidas [Ahrens et al 2001].

Este trabalho fará uso de dois dos processos apresentados acima: insertos em casca e insertos com canais de refrigeração incorporados. Os insertos em casca serão usados como referência para se comparar os resultados obtidos com o processo proposto, a ser descrito posteriormente.

Para se usar qualquer processo de fabricação é preciso conhecer suas limitações, de modo que se possa tirar o máximo proveito do mesmo. Sendo assim, o item a seguir reúne o entendimento atual sobre o mecanismo de falha em insertos por SL.

3.2 Mecanismo de falha de insertos por estereolitografia

Porque um inserto falha? A resposta a esta simples pergunta muitas vezes não é fácil, principalmente em se tratando de insertos por SL, cujo mecanismo de falha não é tão conhecido quanto o dos insertos em aço. O correto talvez seja iniciar a resposta a esta com uma outra pergunta: Quando considerar que um inserto falhou? Neste trabalho, tomou-se por princípio que, um inserto falha quando ele não consegue imprimir à peça moldada as especificações definidas em projeto. Estas podem ser das mais variadas, como tolerâncias dimensionais, propriedades mecânicas, grau de opacidade, resistência a abrasão entre outras.

Tendo como foco a peça moldada, as falhas dos insertos por SL podem ser classificadas em dois grandes grupos:

- a) falhas devido a variações dimensionais e de forma;
- b) falhas devido a variações das propriedades alcançadas.

A primeira engloba toda e qualquer variação no inserto e/ou do processo que leve a peça moldada a não cumprir as especificações dimensionais e de forma definidas em projeto. A origem destas falhas inclui deformações elásticas, plásticas, fraturas, erosões, abrasões e adesões sofridas pelos insertos e as variações dimensionais ocorridas devido ao processamento do termoplástico utilizando parâmetros de injeção não ideais, notadamente pressão e tempo de recalque. O segundo grupo engloba os casos onde as peças não atingiram as propriedades de material desejadas, tais como limite de ruptura, dureza, grau de opacidade, entre outras; induzidas ao moldado através das características dos insertos, notadamente a taxa de resfriamento do mesmo e sua homogeneidade, e dos parâmetros de injeção utilizados no processo de injeção (temperatura do fundido, velocidades de injeção e recalque, pressões de injeção e recalque e tempos de injeção, recalque e resfriamento).

Vale ressaltar, que não há uma unanimidade quanto à definição dos parâmetros ótimos de processamento nas máquinas injetoras, quando se utiliza insertos por SL. Boa parte dos trabalhos referenciados neste capítulo não utilizam pressão de recalque. Mas, a literatura demonstra que o uso correto da pressão de recalque tem função relevante na obtenção de características dimensionais e de forma, além das propriedades mecânicas [Birley 1991]; salvo, quando se está injetando peças com paredes finas (espessura < 1,0 mm) onde, via de regra, só se executa a fase de preenchimento da cavidade [Schott 1999]. Nesta discussão, se dará mais ênfase à análise do comportamento mecânico do inserto, item “a” dos tipos de

falhas. Não será discutido o mérito de se usar ou não a pressão de recalque em insertos por SL. Este assunto será foco de futuros trabalhos.

O mecanismo de falha dos insertos por SL, aplicados ao DRT, é de natureza complexa e ainda ressoante de estudos mais profundos e conclusivos. Mas, existe a tendência em se eleger o momento da ejeção como o mais propício a causar falhas ao inserto. Tal afirmação consta dos estudos iniciais de Decelles & Barritt (1996). Autores, como Colton et al (2001), Colton & LeBaut (2000), Hopkinson & Dickens (2000) e Jacobs (1996), também partem deste princípio para direcionar suas pesquisas, e afirmam que a maioria das falhas em insertos com protrusões ocorrem em função da atuação da força de extração durante a ejeção da peça moldada.

3.2.1 Mecanismo de falha: classificação e estrutura dos polímeros

A palavra “polímero” é freqüentemente utilizada como sinônimo de plástico, mas pode ser qualquer material orgânico ou inorgânico, natural (celulose) ou sintético que tenha um alto peso molecular (cadeia molecular longa) formado por uma estrutura química simples “mero” (monômero) repetitiva. A palavra polímero vem do grego poly=muitos e meros=partes. Os polímeros sintéticos mais comuns são os formados por unidades (meros) como:



Propileno

Polipropileno



Estireno

Poliestireno

Se o polímero é formado por dois tipos de "mero", este é denominado copolímero, quando formado por três diferentes tipos de "mero" recebe o nome de terpolímero.

Classificação dos polímeros

Os Polímeros são classificados em: *Termoplásticos* e *Termofixos*.

Termoplásticos

São polímeros que podem ser fundidos e solidificados repetidas vezes sem modificação significativa nas propriedades básicas, nesta classe estão o polietileno (PE), polipropileno (PP), poliestireno (PS), cloreto de polivinila (PVC), policarbonato (PC) entre outros.

Termofixos

São polímeros que depois do processo de cura (ligações cruzadas), não podem ser fundidos ou dissolvidos sem que ocorra degradação química. Também são conhecidos como Termoestáveis ou Termorrígidos. A esta classe de plásticos pertencem o baquelite, poliéster insaturado, a borracha vulcanizada, poliuretanos, resina epoxídica entre outros.

Estrutura dos polímeros

Os polímeros, são de estruturas lineares (termoplásticos – figura 3.5a) ou tridimensionais (termofixos – figura 3.5b).

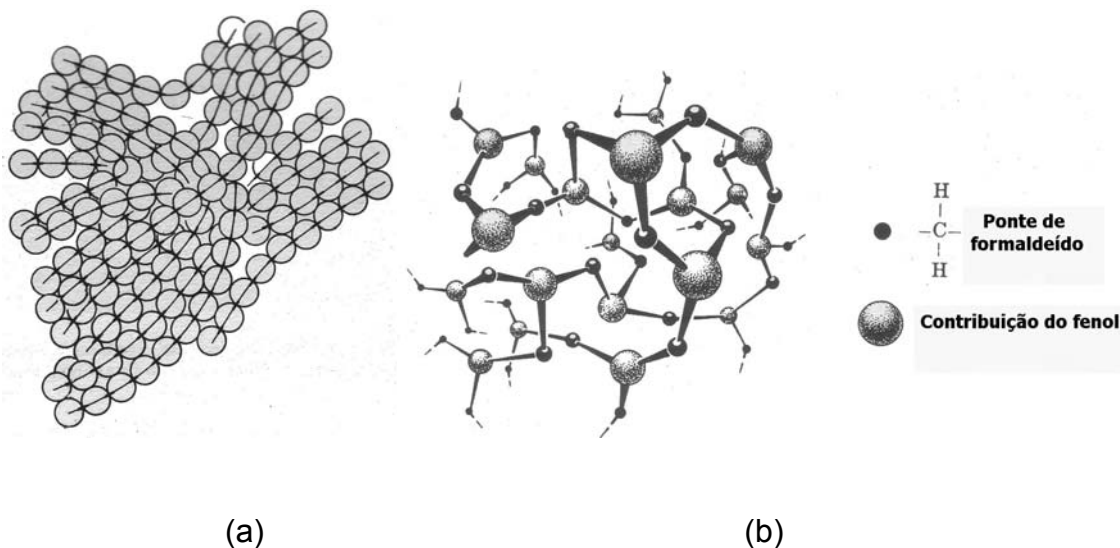


Figura 3.5: Estruturas linear (a) e tridimensional (b) dos polímeros [Van vlak 1981]

A linearidade permite um escorregamento mais fácil entre as cadeias, dando mais plasticidade ao material. Já as estruturas com ligações tridimensionais, ou cruzadas, diminuem a mobilidade das cadeias, dando uma estabilidade maior ao material. A densidade das ligações cruzadas depende do tipo de monômero e caracteriza as propriedades viscoelásticas e mecânicas do polímero, tais como: dureza, estabilidade dimensional e comportamento frágil à temperatura ambiente. O grau de cura de um termofixo indica a percentagem destas ligações realizadas em relação ao valor máximo esperado. O resultado da polimerização da resina utilizada no processo de SL é um *termofixo*. O processo de cura, ou a realização de ligações cruzadas, se inicia com a sensibilização do fotoiniciador contido na resina, através da incidência do laser de ultravioleta, dando início a reação em cadeia – polimerização – que finaliza

com a formação do termofixo. A reação e maiores detalhes sobre a mesma são fartamente descrita em Jacobs (1992) e Fernandes (2001).

Um polímero, ainda com relação a sua estrutura, pode ser amorfo ou semi-cristalino. Os amorfos, como é o caso das resinas de SL, possuem uma microestrutura desorganizada, caracterizada pela disposição randômica das cadeias poliméricas, como ilustra a figura 3.5. Mas, se a cadeia polimérica possui regularidade química e geométrica, pequenas regiões organizadas são desenvolvidas durante o resfriamento do fundido. Estas regiões são conhecidas como “cristalitos” (pequenos cristais). Este processo de cristalização nunca se completa, devido a estrangulamentos na cadeia que impedem o crescimento ilimitado de um cristalito. Em função desta limitação, se usa o termo “semi-cristalino” para materiais que possuem este tipo de estrutura [Birley 1991]. Uma única cadeia polimérica pode intercalar trechos cristalitos com amorfos. A figura 3.6 ilustra esta situação.

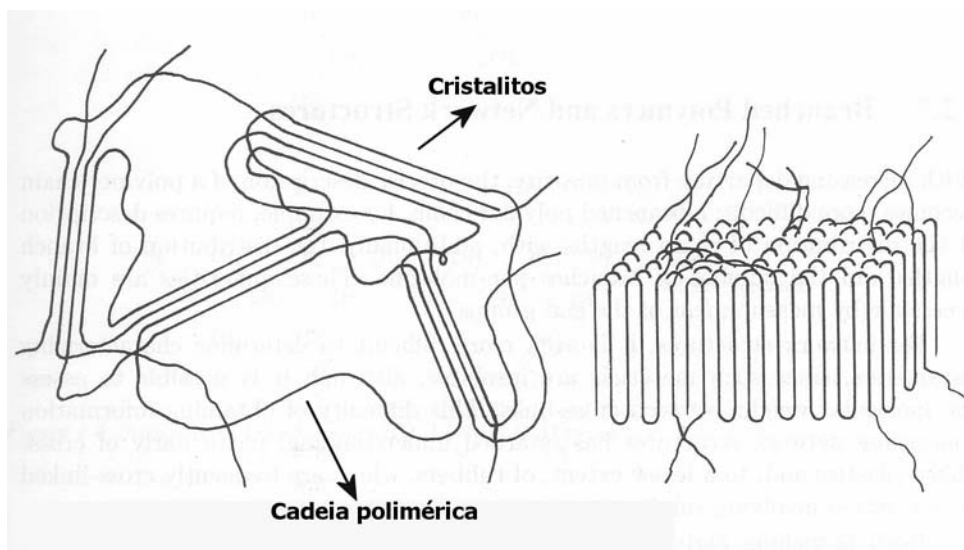


Figura 3.6: Organização dos cristalitos [Birley 1991].

As taxas de nucleação e de crescimento do grão de cristalito são fortemente dependentes da temperatura, o que permite modificar o grau de

crystalinidade e a textura ou morfologia do polímero por tratamentos térmicos diferenciados. Esta característica tem importantes conseqüências, uma vez que os polímeros lineares são necessariamente submetidos a tratamentos térmicos durante o seu processamento, o que acarreta mudanças entre as várias propriedades do material que diferem entre si quando em fases diferentes, cristalinas ou não-cristalinas. O processo de moldagem por injeção é um exemplo.

A regularidade geométrica na cristalinidade dos polímeros é um fator muito importante, em especial para o polipropileno (PP), onde somente as formas regulares (isotática e sindiotática) podem se cristalizar. Aquela de menor regularidade, a atática, é amorfa. A figura 3.7 ilustra estes arranjos espaciais ou estereotáticos dos meros, onde a posição de seus radicais definem a denominação apresentada.

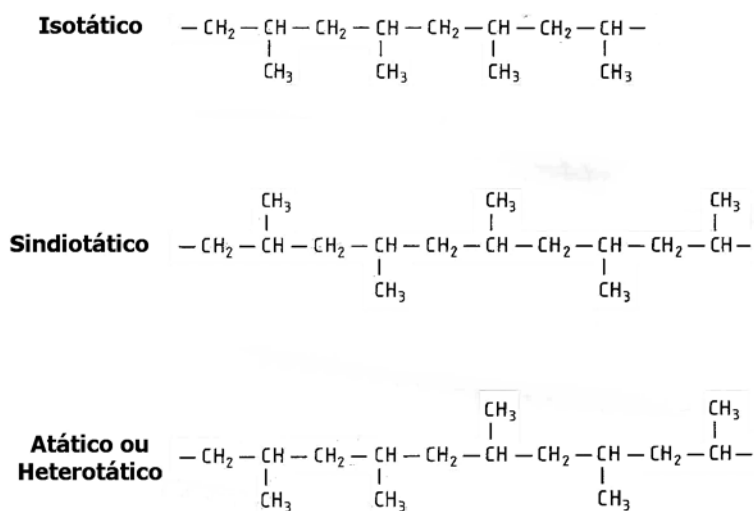


Figura 3.7: Arranjos estereotáticos do polipropileno [Birley 1991].

Grau de cristalinidade e formas cristalinas do PP

O polipropileno, sob diferentes condições de processamento, varia o seu grau de cristalinidade e de suas formas cristalográficas, conhecidas como

formas alfa (α), beta (β) e gama (γ) [Trotignon 1996]. Estas formas representam a maneira como átomos, dentro dos cristais, se organizam espacialmente. A forma alfa (α) é termodinamicamente mais estável e mais comumente encontrada em peças moldadas. A forma beta (β) pode ser gerada por cristalização isotérmica num intervalo de temperatura entre 100 e 130°C ou por cristalização por cisalhamento. Peças que possuem somente forma alfa apresentam melhores propriedades ópticas e mecânicas que aquelas com a forma beta. A forma gama (γ), mais rara, ocorre quando há cristalização sob condições de alta pressão [Lima 1998, Baijal 1982]. A variação da estrutura cristalina do moldado, e também o seu grau de cristalinidade, é observada pela técnica de análise de difração de raio-X (DRX). Quando um feixe de raio-X, de comprimento de onda conhecido, incide sobre o moldado, esses raios são difratados pelos planos dos átomos ou íons contidos nos cristais. O ângulo de difração medido vai depender do comprimento de onda do raio-X e das distâncias entre planos adjacentes [Van vlack 1981]. Para o PP isotático, o resultado a ser obtido, sobre as formas cristalinas, se assemelha aos picos apresentados na figura 3.8.

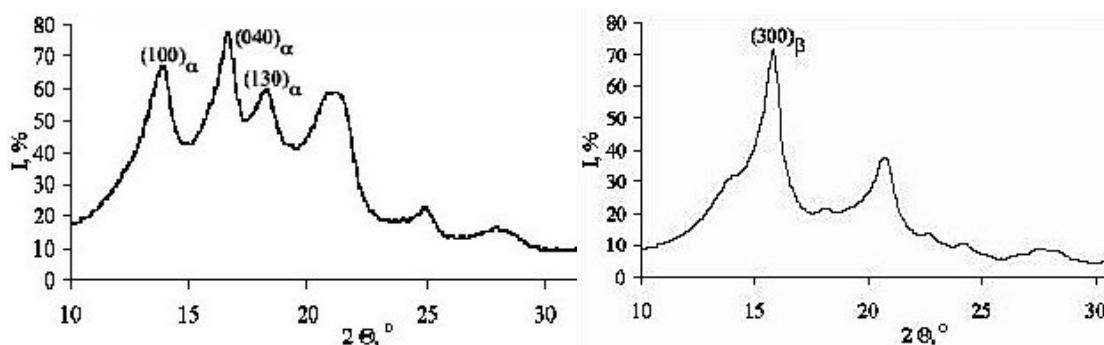


Figura 3.8: Difratoograma obtidos para o PP isotático apresentando as formas alfa e beta, da fase cristalina, e o halo da fase amorfa [Trotignon 1996].

A posição destes picos em relação ao ângulo de difração (2θ) e a intensidade (I%) caracterizam as diferentes formas cristalinas. A fase amorfa

do polímero é representada pelos picos alargados (halos). A relação entre o halo e os picos de base estreita permite avaliar o grau de cristalinidade do polímero.

3.2.2 Mecanismo de falha: o grau de cura e sua influência

As propriedades mecânicas de uma peça por SL dependem de fatores de processo: diâmetro do laser, sentido e potência de aplicação do laser e espessura de camada; e fatores relacionados com a resina: composição química (sigilosa), densidade de ligações cruzadas (grau de cura), entre outras. O presente trabalho aborda os seguintes fatores: grau de cura, espessura de camada e o efeito da temperatura sobre as propriedades mecânicas do inserto. Estes fatores são os mais comentados e estudados dentro da literatura pesquisada, a ser citada no transcorrer deste.

Por características inerentes ao processo de SL e à resina, a cura da peça, ao final de sua construção, não alcança a sua totalidade (100%) [Jacobs 1992]; sendo necessária a realização de uma pós-cura para finalizar o processo, principalmente se for desejado produzir protótipos funcionais. A pós-cura geralmente é feita em um “forno” de luz ultravioleta (uv), mas também pode ser feita em um forno convencional (calor) ou a combinação dos dois processos. O usual é um tratamento em forno uv por uma hora.

Ao contrário dos insertos em aço, que possuem mecanismos de falhas bem compreendidos, o grau de cura, quais propriedades são por ele influenciadas e seus reflexos na vida das ferramentas por SL, não são completamente entendidos e/ou estabelecidos [Colton & Blair 1999]. Baseado neste fato, vários estudos foram desenvolvidos ou estão em desenvolvimento, com o objetivo de estabelecer esta relação. Em Salmoria (2002), foi realizado

um estudo da microestrutura de peças por SL, pós-curadas em diferentes métodos, através de análises de imagens por microscopia – método direto – e por análise térmica e ensaios mecânicos – métodos indiretos [Salmoria 2002]. Para tal, foram utilizados corpos de prova padrão ASTM D638, construídos pela SLA 250/30A, instalada no laboratório CIMJECT, com espessura de camada de 0,15 mm e resina DSM Somos 7110. A pós-cura foi realizada por radiação ultravioleta, microondas e termicamente. Ensaio também foram realizados em peças “verdes”, isto é, sem a realização da pós-cura; somente com a cura obtida na máquina de SL. Neste estudo se concluiu que:

- A melhora do grau de cura ocasiona um aumento da tensão máxima e de ruptura e uma diminuição da deformação nos corpos de prova ensaiados;
- Os corpos de prova à verde e pós-curados por radiação ultravioleta apresentaram uma menor resistência à fratura e origens de fratura próximas à superfície, podendo ser um indicativo de que estes seriam sujeitos a defeitos e falhas superficiais. Fato não observado nos corpos de prova tratados termicamente, e com maior grau de cura, onde a fratura se mostrou similar a ocorrida em materiais frágeis, como vidros e cerâmicas, com origem no centro da seção rompida;
- O melhor grau de cura foi atingido pelo tratamento térmico;
- A presença de partículas, possivelmente pequenos pedaços de resinas curadas provenientes da não renovação total da resina após cada operação de construção e do uso intenso da máquina

de SL, poderiam agir como concentradores de tensões e fragilizando as peças fabricadas por SL.

Como estes resultados são um indicativo de que uma melhora do grau de cura pode acarretar uma maior durabilidade ao inserto, ensaios mais conclusivos estão sendo conduzidos no laboratório CIMJECT com o intuito de comprovar tal relação.

A figura 3.9 mostra as micrografias da seção reta de dois corpos de prova rompidos, onde se denota em “a”, material pós-curado por radiação ultravioleta por 30 minutos, as camadas características do processo de construção por SL. Em “b”, pós-curado por 30 minutos a 125 °C em forno convencional, a micrografia não apresenta as camadas de construção, o que indica uma cura mais homogênea e possivelmente uma maior isotropia [Salmoria 2002]. Estes resultados confirmam aqueles alcançados por Fernandes (2001), onde se conclui que a pós-cura térmica a 100 °C por 30 minutos, é mais eficiente que a realizada por uv pelo período de 30 minutos, porque apresenta um grau de cura maior.

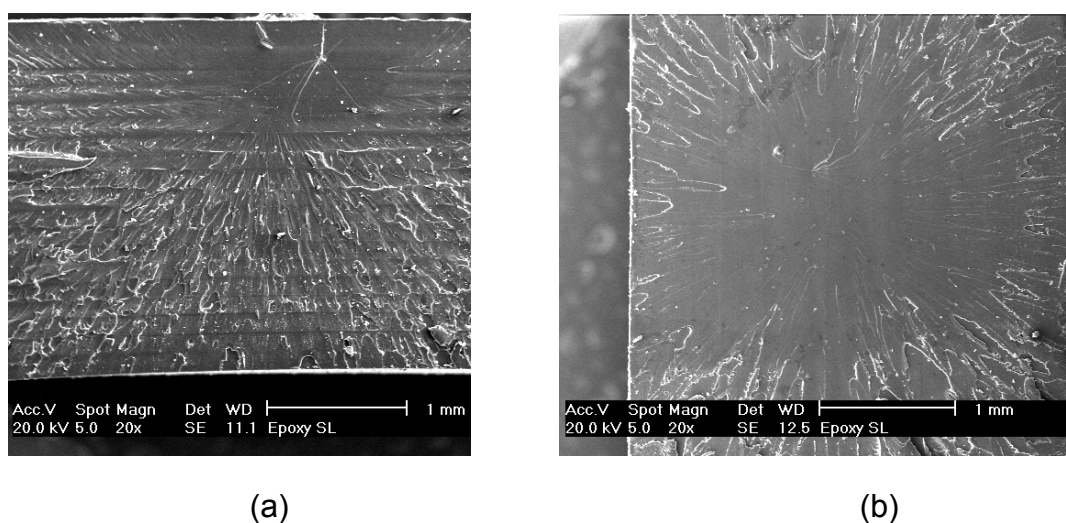


Figura 3.9: Micrografia de 2 corpos de prova rompidos. a) pós-curado uv 30 min, b) pós-curado termicamente a 125 °C por 30 minutos [Salmoria 2000].

Em Colton & LeBaut (2000), foi estudado o efeito do processo de injeção na complementação da cura de insertos por SL e suas consequências na força de extração das peças. Foram utilizados moldes com 2 diferentes graus de cura – ultravioleta (uv) 1 hora e uv 1 hora + 1 hora forno a 150 °C. A rugosidade superficial e dimensões dos insertos foram medidas antes e depois das injeções. Como já fora colocado anteriormente, tem-se na literatura que a força da extração da peça é a maior causa de falhas mecânicas nos insertos. A resina estudada foi a DSM Somos 7110 e as conclusões foram:

- O calor fornecido pelo fundido, durante o processo de injeção, é suficiente para dar continuidade ao processo de cura dos insertos que não passaram pela etapa de cura térmica (1 hora em forno convencional a 150 °C);
- Os insertos tratados termicamente tiveram aumentos mínimos do grau de cura devido ao processo de injeção;
- A força de extração diminuiu com o aumento do grau de cura dos insertos durante a moldagem das peças e não aumentam com o tempo de refrigeração;
- Todos os insertos ensaiados não apresentaram diferenças físicas (forma, dimensões e rugosidade), com relação ao início do processo, após a injeção de cerca de 50 peças;
- O autor recomenda o uso combinado de tratamentos para pós-cura dos insertos (uv 1 hora + 30 min de forno a 150 °C), pois tal procedimento deverá diminuir as forças de extração e aumentar a vida dos insertos.

Mas o estudo acima não foi conclusivo com relação ao aumento da durabilidade do inserto ou não. Porém, há uma indicação de aumento de vida, tendo em vista que a força de extração diminui, causa principal da falha mecânica de insertos de SL, segundo o autor. Cabe ressaltar também que não foi encontrada referência quanto à influência da força necessária para o deslizamento do pino extrator dentro do inserto, e nem se esta não diminui com o tempo em função do atrito entre as partes.

Outro estudo investigativo sobre o grau de cura de peças produzidas por SL, e suas consequências nas propriedades mecânicas da peça, foi o realizado por Colton & Blair (1999). Neste trabalho foram feitas análises térmicas, de infravermelho e ensaios de dureza Shore D em peças com diversos graus de curas, obtidos por diferentes métodos – a verde, uv, térmica e uv+térmica. As resinas ensaiadas foram as DSM Somos 6110 e 7110. O autor chegou as seguintes conclusões:

- O grau de cura afeta as propriedades do material, incluindo a dureza, o que pode influenciar na vida da ferramenta;
- Nas peças pós-curadas somente com ultravioleta (1 hora), o grau de cura varia com a profundidade, além de apresentar diferenças entre as partes internas e externas expostas ao uv;
- O grau de cura, a localização na peça e o tempo afetam a dureza das peças;
- Com o tempo, as durezas tendem a se estabilizar;
- Uma maior exposição aos raios ultravioleta, aumenta o grau de cura das peças.

- Recomenda-se o uso combinado de tratamentos para pós-cura dos insertos (uv 1 hora + 30 min de forno a 150 °C).

Ainda, em Colton et al (2001), constatou-se que a cura da resina durante 1 hora em UV + 2 horas em forno convencional a 80 °C, não causou mudanças nos limites de tração observados nos ensaios de 3 grupos de corpos de prova construídos, cada um deles, com uma orientação de camadas diferente. Isto sugere que a cura térmica propicia uma melhor aderência das camadas, independente de como estas foram construídas, resultando em uma melhor isotropia. Tal constatação corrobora com o colocado no início deste ítem por Salmoria (2002), e exemplificado na figura 3.9.

De uma maneira geral, os autores citados acima, esperam um aumento da vida útil do inserto através da realização de uma cura mais completa antes de se iniciar o processo de injeção. Novamente, faltam ensaios para se comprovar tal premissa.

3.2.3 Mecanismo de falha: a espessura de camada e sua influência

A consideração da espessura de camada dentro do mecanismo de falha de insertos por SL está relacionada à ausência do acabamento superficial nos mesmos e do pressuposto que a maioria das falhas ocorrem em função da força de extração sobre protrusões nos insertos, como citado anteriormente. Por força das características construtivas dos processos de RP por adição de camadas, quando se fabrica peças contendo superfícies curvas ou inclinadas com relação ao eixo Z de construção (figura 2.1, capítulo 2), aparece o chamado “efeito escada”. A figura 3.10 ilustra este problema. A linha reta representa o contorno da peça feita em CAD. Quando se aplica ângulos de saída sobre paredes ou protrusões do inserto, com o intuito de facilitar a

posterior extração das peças moldadas, após a etapa de resfriamento, o efeito escada torna-se mais pronunciado com o acréscimo do ângulo ou inclinação da parede.

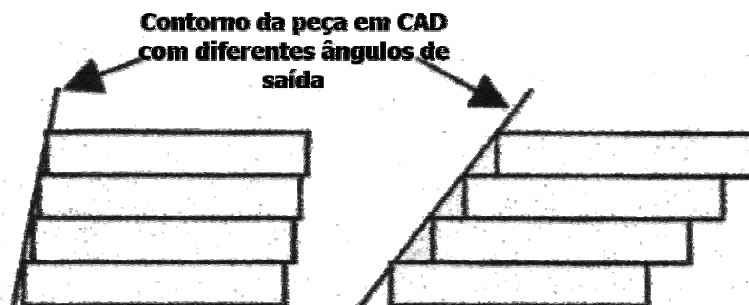


Figura 3.10: O efeito escada, representado exageradamente, em função de diferentes ângulos de saída [Gedore & Colton 2000]

Aliado a este efeito, está a influência do perfil parabólico da cura da resina gerado pelo laser durante a construção da peça/inserto [Jacobs 1992] (figura 3.11). Esta cura gera uma sobreposição δ (figura 3.12), que para um mesmo ângulo de saída θ , é diretamente proporcional ao aumento da espessura de camada l . A rugosidade, por sua vez, varia diretamente com a sobreposição, que é parte do efeito escada, e o ângulo de saída [Pham & Colton 2002, Colton et al 2001, Gedore & Colton 2000, Hopkinson et al (2) 1999]. Tal afirmação é válida para espessuras de camada iguais ou maiores que 0,1 mm. Com espessuras de 0,05 mm, a rugosidade se mostrou praticamente constante até um ângulo de saída de 5 graus [Gedore & Colton 2000]. Para um mesmo ângulo de saída, o aumento da espessura, e conseqüente aumento da rugosidade, geralmente implicam em um maior esforço de extração do moldado, o que pode levar o inserto à falha, através da ruptura de suas protrusões [Hopkinson et al (2) 1999, Pham & Colton 2002, Colton et al 2001].

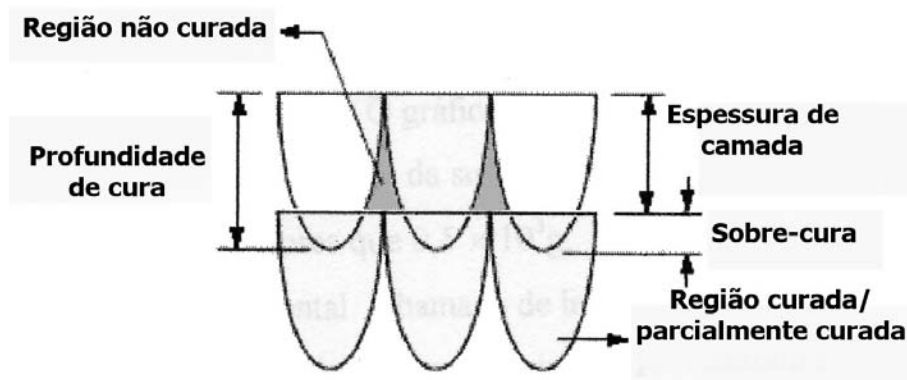


Figura 3.11: Perfil parabólico da cura gerado pelo laser durante a fase de construção da peça/inserto [Gomide 2000]

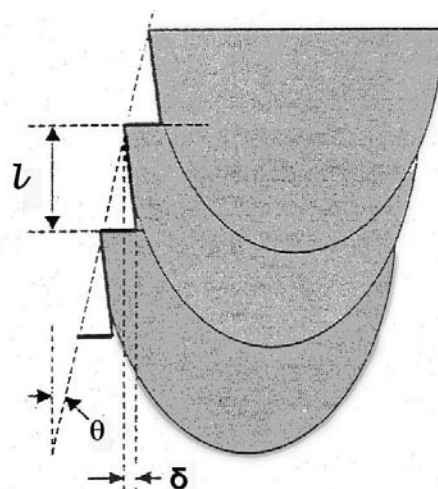


Figura 3.12: Sobreposição δ gerado em função do perfil parabólico e da espessura de camada [Colton et al 2001].

Nos trabalhos de Pham & Colton (2002), Colton et al (2001), Gedore & Colton (2000) Hopkinson & Dickens (1) (1999) e Hopkinson et al (2) (1999), foram realizados estudos detalhados com o intuito de desenvolver um modelo matemático que fosse eficaz na previsão dos esforços de extração do moldado. Com isto, objetiva-se alcançar um dimensionamento mais preciso dos elementos que compõem o inserto, resultando em um aumento da vida útil do mesmo. O trabalho mais recente na determinação deste modelo matemático é de Pham & Colton (2002), onde é proposto que:

$$F_{\text{extração}} = F_{\text{fricção}} + F_{\text{efeito escada}} \quad (1)$$

Sendo, " $F_{\text{extração}}$ " a força de ejeção ou extração; " $F_{\text{fricção}}$ " a força de interação entre o moldado e as protruções do inserto quando ocorre retração do primeiro e dilatação do segundo, e " $F_{\text{efeito escada}}$ " como sendo a força necessária para superar a sobreposição δ deformando elasticamente o moldado e as protruções. A descrição detalhada e a demonstração de que o modelo proposto é satisfatório na previsão da força de extração é apresentada em Pham & Colton (2002). Por ora, visto que o objetivo deste trabalho não é discutir este tipo de formulação, o que se pode afirmar acerca da espessura de camada, com base nos trabalhos já citados neste sub-ítem, é que seu aumento induz a um acréscimo da força de extração, para um mesmo ângulo de saída. Para uma mesma espessura, entretanto, o aumento do ângulo de saída apresenta comportamento não homogêneo. Somente para as construções com camada de 0,05 mm se percebeu que o inserto por SL se comportou de maneira similar aos moldes em aço, onde a diminuição da força de extração é diretamente proporcional ao aumento do ângulo de saída. Isto se explica pelo valor praticamente constante da rugosidade superficial medida [Colton et al 2001, Gedore & Colton 2000]. Para camadas mais grossas, como de 0,2 mm, o aumento do ângulo de saída até 6 graus causou um acréscimo da força de extração [Pham & Colton 2002, Gedore & Colton 2000]. Entre estas duas espessuras de camada, houve uma tendência de estabilização da força de extração em função do ângulo de saída [Gedore & Colton 2000]. Portanto, existe uma solução de compromisso entre o ângulo de saída e a espessura de camada para que se possa obter a menor força de extração com o menor tempo de produção do inserto.

3.2.4 Mecanismo de falha: o efeito da temperatura nas propriedades mecânicas da resina curada

Dos efeitos que contribuem para a diminuição da vida útil dos insertos por SL, certamente o da temperatura é o mais nefasto. Tal comportamento se deve, principalmente, ao fato de se estar operando com estes insertos próximo ou acima da temperatura de transição vítrea da resina SL ($T_g \sim 60^\circ\text{C}$), o que causa uma diminuição acentuada das propriedades mecânicas da mesma e conseqüente redução de sua vida útil [Colton et al 2001, Hopkinson & Dickens 2000]. A temperatura de transição vítrea é particularmente importante em materiais amorfos, como é o caso das resinas SL, a base de epóxi. É nesta temperatura que os plásticos amolecem, em função do aumento de volume que permite uma maior mobilidade das moléculas. Acima desta temperatura, os materiais amorfos se comportam de maneira similar às borrachas, onde grandes deformações elásticas podem ocorrer em materiais lineares ou com baixa taxa de ligações cruzadas. Aumentando-se ainda mais a temperatura, todos os tipos de movimentos das cadeias moleculares tornam-se possíveis. Desta maneira, as moléculas assumem um comportamento de movimentação aleatório, que define o estado **fundido** dos polímeros vítreos (temperatura de fusão – T_f). A figura 3.13 ilustra o comportamento dos polímeros amorfos e semi-cristalinos, quanto a sua resistência à deformação, com o aumento da temperatura.

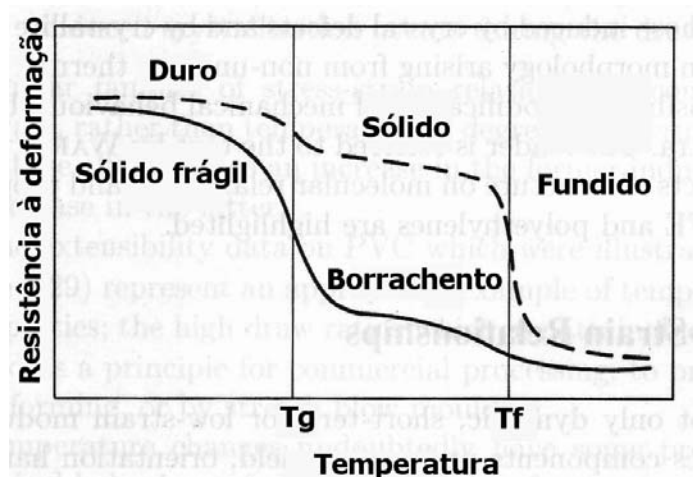


Figura 3.13: Resistência à deformação em função da temperatura para plásticos amorfos (linha cheia) e semi-cristalinos (linha tracejada) [Birley et al 1991].

No caso da resina SL, que é um termofixo, quando se atinge o T_g ela inicia um processo de amolecimento, já relatado em [Janczyk 1996] que pode culminar com a degradação química do material a medida que a temperatura se eleva, não havendo assim a fase fundida, o que é uma característica dos termofixos. Este início de degradação ainda não é bem determinado. Em Fernandes (2001) é sugerido que o início deste processo pode se dar por volta da temperatura de 250 °C. Como a maioria dos termoplásticos utilizados em moldagem por injeção, que quando fundidos excedem a temperatura de 200 °C [Palmer & Colton 2000] e podem alcançar a faixa de 300 °C [Saurkar 1998], é de se esperar que a resina opere em uma faixa de temperatura que certamente é bastante nociva as propriedades dos insertos por SL.

Dentre as características mecânicas mais significativas que apresentam um comportamento declinante com o aumento da temperatura, está o módulo de elasticidade da resina e seus limites de tensão. A figura 3.14 ilustra a gravidade desta situação, onde ensaios com a resina SL 5170 apresentaram uma redução do valor da tensão máxima a 100 °C, para algo perto de 5% da

observada à temperatura de 20 °C. Portanto, o grande desafio na utilização de insertos por SL, é manter a temperatura do material, principalmente a que está em contato com o fundido, abaixo da temperatura de transição vítrea, para que se possa garantir um melhor desempenho da resina durante o processo de moldagem por injeção. Obviamente, este comportamento se reflete no momento da extração do moldado, considerando-se que este é o mais propício para a quebra do inserto, pois o mesmo ainda está aquecido quando o moldado é ejetado.

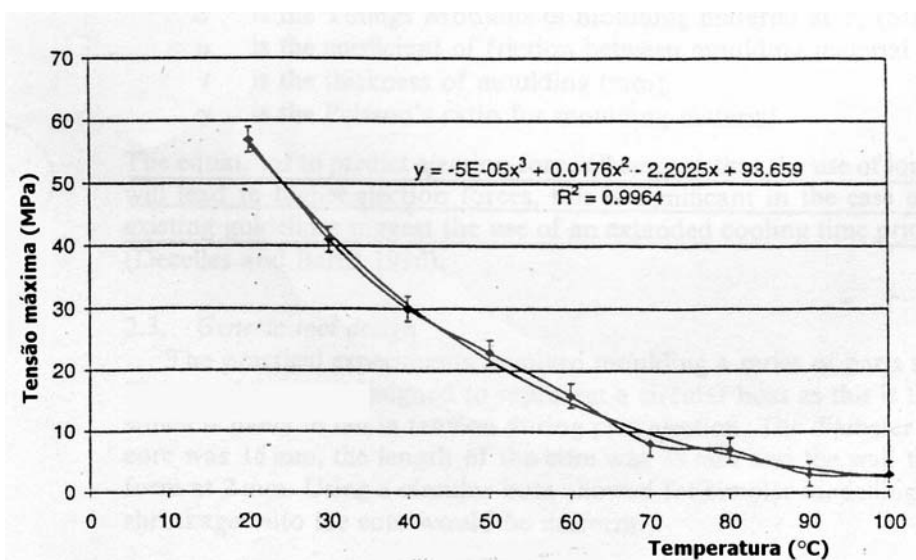


Figura 3.14: Diminuição do valor da tensão máxima da resina SL 5170 em função do aumento da temperatura [Hopkinson & Dickens 2000].

Para reforçar o grau de dificuldade, que este comportamento traz à operação com insertos por SL, é interessante traçar um paralelo com o aço, material largamente utilizado na confecção de moldes/insertos. A temperatura de início de mudança de fase dos aços, em geral, é de aproximadamente 700°C [Chiaverini 1980]. A faixa de temperatura utilizada para a moldagem por injeção de termoplásticos é de 200 a 300 °C, portanto, bem abaixo dos 700 °C do aço. Isto garante a estabilidade dimensional e das propriedades do aço, principalmente por que é possível refrigerar o molde enquanto em uso,

evitando o seu aquecimento exagerado. O mesmo já não acontece com os insertos por SL, onde a temperatura para mudança de fases se inicia por volta de 60 °C e tem-se uma condutividade térmica muito pior que a encontrada no aço, como já foi colocado neste trabalho, o que acarreta conseqüências danosas à vida do inserto.

Outro comportamento que vem sendo investigado é do envelhecimento da resina em função das características do processo de moldagem por injeção, onde há um carregamento cíclico de força e temperatura, conseqüência dos ciclos que compõem o processo de injeção (fechamento do molde, preenchimento da cavidade, recalque, resfriamento, abertura do molde e ejeção/extração do moldado).

Em Colton et al (2001), foram ensaiados corpos de prova fabricados com as resinas Ciba Tool SL 7510 e DSM Somos 7110, curados em uv por 1 hora + 2 horas em forno convencional a 80 °C, seguidos por um envelhecimento térmico induzido de 6 horas a 80 °C. Ensaio de tração e flexão foram realizados e comparados com aqueles que não sofreram envelhecimento. As conclusões alcançadas foram:

- Não há mudanças significativas nas propriedades mecânicas, notadamente resistência à tração, dos corpos de prova envelhecidos;
- Houve melhora do módulo de flexão;
- A temperaturas acima do Tg da resina curada, a falha nos corpos de prova ocorreu na forma de um material dúctil; abaixo, rompeu na forma de um material frágil.

Em Ribeiro et al (2002), também se realizaram estudos sobre o efeito do envelhecimento térmico nas propriedades da resina curada. A diferença com relação ao ensaio anterior é que os corpos de prova foram fabricados na resina Vantico SL 7560, e encaixados em um inserto fabricado com o mesmo material, ambos curados por uma hora em uv. Sobre a área útil do corpo de prova foi injetado polipropileno a 200 °C (figura 3.15).

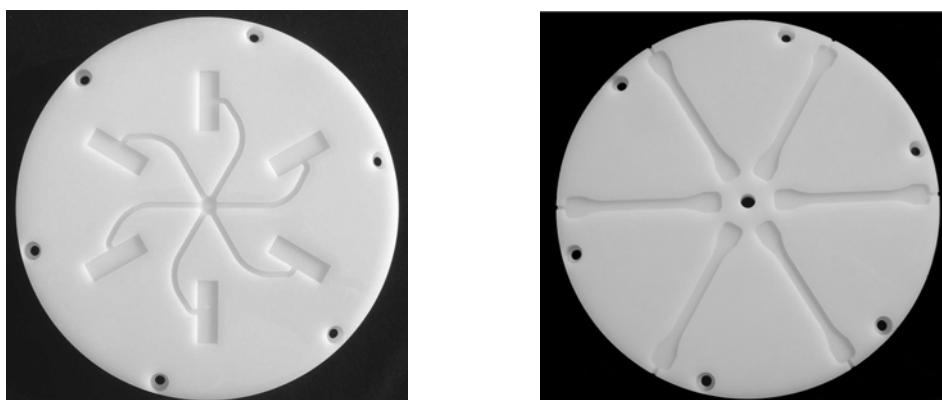


Figura 3.15: Insertos fabricados para se estudar o efeito do envelhecimento térmico sobre as propriedades do inserto [Ribeiro et al 2002].

Foram usados termopares para monitorar a temperatura dos insertos e balizar o momento de reiniciar os ciclos de moldagem. Três temperaturas foram usadas como referência para reiniciar os ciclos: 40, 50 e 60 °C, isto é, cada vez que o inserto alcançava a temperatura de referência, era dado início ao ciclo de injeção. Um conjunto de corpos de prova, somente curados em uv por uma hora, foi reservado para servir de controle. Os resultados alcançados com o ensaio de tração e determinação do módulo de elasticidade dos diversos corpos de prova levam a conclusão de que o inserto por SL não falhou devido às variações destas propriedades, visto que não houve mudanças significativas de seus valores, sugerindo que um outro mecanismo deva estar atuando como causa das rupturas ocorridas neste tipo de inserto. Tal resultado vem de encontro ao apresentado por Colton et al (2001). Ainda, Ribeiro et al (2002),

recomenda como prática minimizar a temperatura dos insertos antes de reiniciar o ciclo, para que se tenha uma melhora na vida dos mesmos.

Vale ressaltar, que nos estudos até então realizados no CIMJECT, visando obter maiores informações sobre o comportamento da resina DSM Somos 7110 [Fernandes 2001], também se notou variações significativas no coeficiente de dilatação térmica de corpos de prova curados de diferentes maneira –verde, 30 minutos uv, 30 minutos uv + calor. Ainda em Fernandes (2001), os corpos de prova tratados somente com uv, apresentaram uma contração inicial até a temperatura de 60 °C (T_g), voltando a dilatar-se após esta. Tal comportamento pode comprometer a vida útil do inserto, através da formação de micro trincas [Fernandes 2001]. Já o corpo de prova tratado termicamente apresentou o comportamento mais estável e o menor coeficiente de dilatação na faixa de temperatura de 30 a 100 °C, sugerindo novamente mais uma vantagem da pós-cura térmica.

Resumidamente, o mecanismo de falha do inserto por SL é função da sua resistência a altas temperaturas [Rahmati & Dickens 1997]. Portanto, a troca de calor eficiente é a forma mais recomendada para aprimorar o uso de insertos por SL aplicados à moldagem por injeção [Li et al 2000, Saurkar 1998, Janczyk 1996].

3.2.5 Mecanismo de falha: outros fatores

Um outro problema com os insertos por SL é a sua baixa resistência a erosão [Jacobs 1996]. Por ser a resina muito macia, em comparação ao aço, materiais com carga tendem a diminuir a vida útil dos insertos.

A absorção de umidade também é uma fonte de erro. Em Ottemer & Colton (2002), estudos sobre a influência da absorção de água pura e salgada

sobre as características mecânicas de corpos de prova produzidos com as resinas DSM Somos 7110 e 7510 e pós-curados 1 hora em uv + 2 horas em forno térmico a 80 °C, demonstraram uma diminuição no limite de ruptura em 12% com relação ao corpo de prova referência. Mas, mostram também que a resina SL 7110, após uma semana sob ação da água, atinge a estabilidade, mantendo as suas características mecânicas.

Também, o correto dimensionamento dos elementos que compõem um inserto é essencial em seu projeto, e para efetuar esta tarefa é necessário conhecer muito bem o material com o qual se vai trabalhar; saber o seu comportamento quando submetido a diversas condições e solicitações. O que se pode denotar dos atuais estudos disponíveis, e anteriormente relatados, é que ainda não se conhece o material a fundo e que novos ensaios são necessários para se conhecer o complexo mecanismo de falha da resina, além de explicações mais convincentes sobre o que ocorre durante o processo de moldagem por injeção em insertos por SL. Isto, certamente, implicará em um número maior de experimentos para comprovar as hipóteses a serem levantadas. Vale ressaltar que para cada tipo de material disponível no mercado, existe uma formulação diferente e propriedades distintas, complicando ainda mais o conhecimento do mecanismo de falha das resinas utilizadas em SL. Portanto, simplesmente aplicar o dimensionamento feito para um molde/inserto em aço, para a produção de um inserto por SL, pode acarretar falhas prematuras ao inserto, comprometendo o bom andamento do projeto da peça/equipamento.

Por último pode-se citar o erro de operação, causado pela escolha inapropriada dos parâmetros de injeção, e a escolha inadequada da linha de

partição, que podem acarretar a falha prematura do inserto com a introdução de esforços desnecessários.

Concluindo este estudo sobre os principais mecanismos de falha de insertos por SL, todos os autores pesquisados são unânimes em afirmar que o controle da temperatura e o conhecimento de sua interação com as propriedades da resina são fundamentais para o bom desempenho dos insertos.

3.3 Insertos por estereolitografia: troca de calor com o moldado

A troca de calor em moldes para injeção de plásticos é essencial porque define as propriedades da peça e o tempo de ciclo. O tempo de resfriamento de uma peça constitui, aproximadamente, 80% do tempo total de ciclo, e sendo assim, qualquer melhora neste tempo vai refletir na produtividade do processo [Schott 1999]. Uma troca de calor uniforme atua de maneira importante na diminuição da concentração de calor ou na diferença de temperaturas dentro do molde, que podem acarretar no empenamento da peça.

No processo de moldagem por injeção possui quatro métodos básicos de transferência de calor. São eles:

- Convecção natural ($Q_{\text{conv natural}}$): ocorre, principalmente, na superfície do molde durante a sua abertura;
- Convecção forçada ($Q_{\text{conv forçada}}$): ocorre quando se bombeia o fluido refrigerante pelos canais de refrigeração ou por resfriamento por sopro de ar no molde aberto;
- Condução (Q_{cond}): ocorre na transmissão do calor do fundido, através do molde, até os canais de refrigeração e a própria máquina;

- Radiação (Q_{rad}): ocorre do molde para o ambiente que o circunda.

A figura 3.16 ilustra este balanço de energia, onde $Q_{plástico}$ é o calor fornecido pelo fundido.

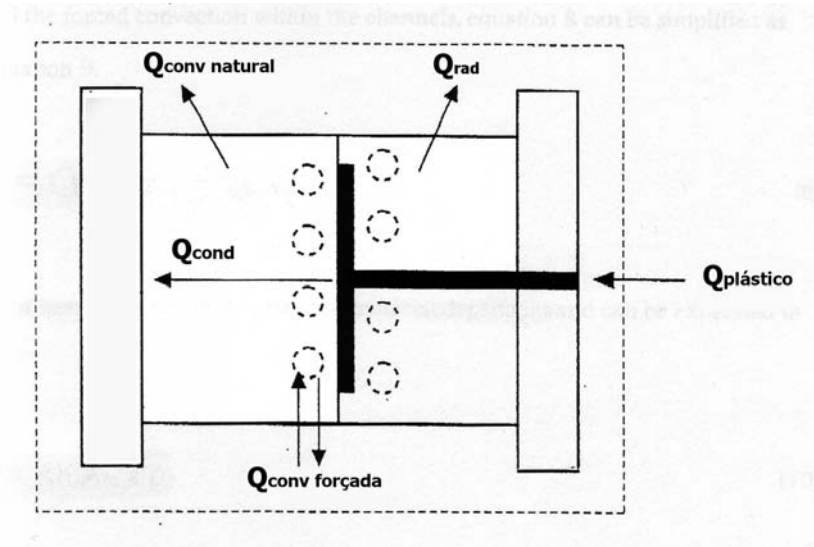


Figura 3.16: Fluxo de calor em um molde de injeção [Janczyk 1996].

O molde de injeção é um sistema de troca de calor onde o fluxo de energia para dentro do molde, através de $Q_{plástico}$, tem que ser extraído por convecção, condução e radiação. Desta forma, a energia que entra e sai de um molde operando em regime permanente pode ser representada pela expressão:

$$Q_{plástico} = Q_{conv\ natural} + Q_{conv\ forçada} + Q_{cond} + Q_{rad} \quad (2)$$

A equação 2 representa o balanço de energia onde o calor que entra no sistema é igual ao que sai. Em moldes metálicos, a maioria da energia é extraída por condução da superfície do molde/inserto até os canais de refrigeração e dissipado por convecção forçada do fluido refrigerante. A convecção natural e a radiação em moldes de injeção são mínimas. A radiação só é significativa em temperaturas elevadas do molde/inserto [Janczyk 1996]. Sendo a condução e a convecção forçada os principais mecanismos de troca

de calor em um molde, e neste trabalho vamos estender esta premissa aos insertos por SL, a equação (2) pode ser reescrita como:

$$Q_{\text{plástico}} = Q_{\text{conv forçada}} + Q_{\text{cond}} \quad (3)$$

A quantidade de energia térmica que o molde tem que extrair da peça depende do material utilizado e é expressa pela fórmula:

$$Q_{\text{plástico}} = \Delta h A_m e \rho \quad (4)$$

A taxa de troca de calor para cada metade do molde é expressa por:

$$\dot{Q}_{\text{Plástico}} = [\Delta h A_m e \rho] / 2 t_r \quad (5)$$

onde:

Δh : diferença de entalpia do polímero, plástico;

A_m : área do moldado

e : espessura da peça;

ρ : densidade do fundido;

t_r : tempo de resfriamento;

$\dot{Q}_{\text{Plástico}}$: taxa de troca de calor do polímero para dentro do molde (J/s ou Watts)

Dividindo a taxa de troca de calor pela área, a equação (5) torna-se:

$$\dot{q} = \dot{Q}_{\text{Plástico}} / A_m \quad (6)$$

A equação (6) representa a densidade de troca de calor ou troca de calor específico, \dot{q} (W/m^2), que depende essencialmente do material injetado, desconsiderando-se os pequenos efeitos como abertura do molde, ejeção e outros [Janczyk 1996].

A troca de calor específico entre a cavidade e o canal de refrigeração, que ocorre por condução, cria um gradiente de temperatura que é dependente

da condutividade térmica (k) do inserto e da distância (L) entre o centro do canal de refrigeração e a superfície do inserto [Janczyk 1996]. A equação (7) e a figura 3.17 descrevem a relação entre a troca de calor específico e a geometria do molde/inserto.

$$\dot{q} = \frac{k}{L} \cdot \Delta T \cdot \beta \quad (7)$$

onde:

β = coeficiente de forma do molde/inserto

$$\Delta T = T_p - T_{pc}$$

T_p : temperatura média da parede do molde/inserto;

T_{pc} : temperatura da parede do canal de refrigeração.

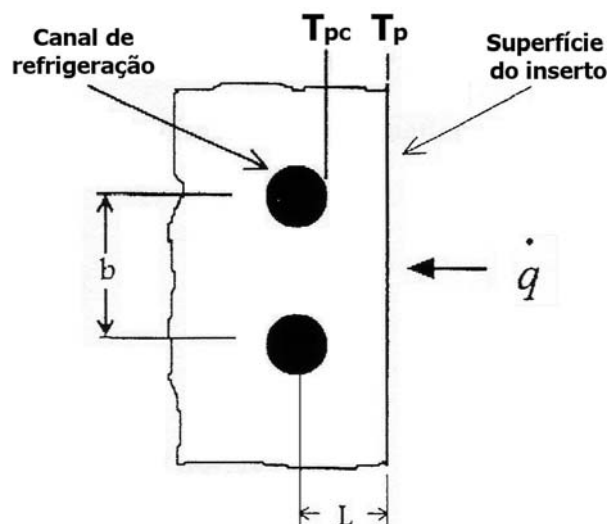


Figura 3.17: Considerações térmicas e geométricas do fluxo de calor condutivo [Janczyk 1996].

Desta maneira, a troca de calor específico é transferido do moldado ao líquido refrigerante. Na parcela de convecção forçada, a diferença de temperatura ΔT_2 entre a parede do canal de refrigeração e a média do fluido refrigerante depende do coeficiente global de transferência de calor α , como demonstra a equação (8).

$$\dot{q} = \alpha \cdot \Delta T_2 \cdot \pi / d \quad (8)$$

onde:

$$\Delta T_2 = T_{pc} - T_{fr}$$

T_{fr} : temperatura do fluido refrigerante;

d : diâmetro do canal de refrigeração.

Sendo α para a água:

$$\alpha = (0,031395 / d) \cdot R_e^{0,8} \quad (\text{W/m}^2 \text{ K}) \quad (9)$$

onde:

d : diâmetro do canal de refrigeração;

R_e : número de Reynolds.

O coeficiente de transferência de calor do fluido cresce com o aumento da condutividade térmica e a vazão do refrigerante. Fluxos turbulentos – R_e maior que 4000 – aumentam a transferência de calor convectivo devido a mistura do líquido inerente a fluxos com esta característica, aumentando assim o α . Para canais de refrigeração cilíndricos o R_e é calculado por (10):

$$R_e = \rho v_f d / \eta \quad (10)$$

onde:

ρ : densidade do líquido refrigerante;

v_f : velocidade do fluido/líquido refrigerante;

d : diâmetro do canal de refrigeração;

η : viscosidade dinâmica do fluido.

No projeto do sistema de refrigeração de um molde, é muito importante a relação entre a quantidade de calor transferida ao sistema e a geometria dos canais, com suas respectivas distâncias até a superfície do molde. Considerando-se os parâmetros geométricos apresentados na figura 3.18, e

conhecendo-se as características termodinâmicas do polímero, a espessura da peça (e) e a distância entre os canais de refrigeração (x), a quantidade de calor transferida do fundido para o meio refrigerante pode ser calculado pela seguinte fórmula [Li et al 2000, Janczyk 1996]:

$$Q_{Ff} = 10^{-3} [(T_F - T_E) c_p + i_F] \rho_F e/2 x \quad [\text{kJ/m}] \quad (11)$$

onde:

Q_{Ff} : calor transferido do fundido para o fluido de refrigeração;

T_F : temperatura do fundido ($^{\circ}\text{C}$);

T_E : temperatura de extração ou ejeção ($^{\circ}\text{C}$);

c_p : calor específico do polímero (kJ/kgK);

i_F : calor latente de fusão do polímero (kJ/kg);

ρ_F : densidade do fundido (g/cm^3);

e : espessura da peça (m)

x : distância entre os canais de refrigeração (m).

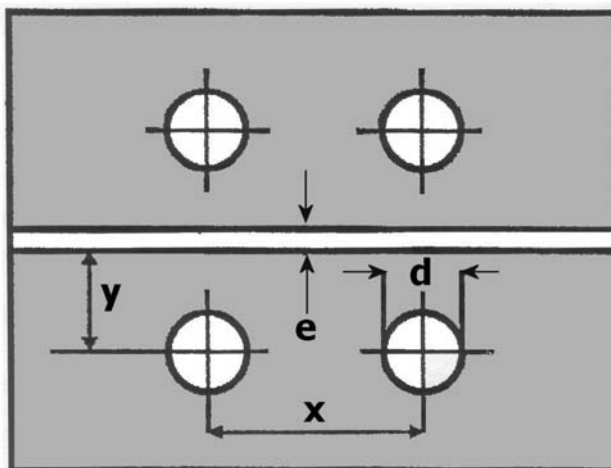


Figura 3.18: Parâmetros geométricos para o projeto do sistema de refrigeração de moldes [Janczyk 1996].

O calor recebido pelo sistema de refrigeração, com relação ao projeto dos canais, a condutividade do molde, o tempo de resfriamento e a velocidade

do líquido refrigerante, pode ser calculado utilizando-se a equação (12), apresentada a seguir:

$$Q_f = 10^{-3} t_r \left(\frac{1}{k_M F_f} + \frac{1}{\alpha \cdot 10^{-3} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r} \right)^{-1} \cdot (T_p - T_f) \quad [\text{kJ/m}] \quad (12)$$

Onde o fator de forma F_f dos canais de refrigeração é dado por:

$$F_f = \frac{2 \cdot \pi}{\ln \left[\frac{2 \cdot x \cdot \sinh\left(\frac{2\pi y}{x}\right)}{\pi d} \right]} \quad [\text{adimensional}] \quad (13)$$

sendo:

t_r : tempo de resfriamento (s);

k_M : coeficiente de condutividade térmica do material do molde (W/mK);

F_f : fator de forma (adimensional);

α : coeficiente de transferência de calor (W/m² K);

r : raio do canal de refrigeração;

y : distância entre o centro do canal e a superfície do molde (mm);

d : diâmetro do canal de refrigeração (mm);

Cabe ressaltar que a formulação apresentada anteriormente é simplificada. Ela considera que não há geração de calor devido ao cisalhamento, durante a fase de preenchimento e recalque do molde, ou que existam pontos de concentração de calor. Ainda, assume que o sistema de refrigeração tem capacidade de dissipar o calor tão rapidamente quando a peça pode transferi-lo ao molde, ou seja, que o sistema está em regime permanente. Com relação ao coeficiente de condutividade térmica, quando se considera um inserto por SL, este valor é variável, como comentado no item

anterior, tornando-se assim, mais uma fonte de erro no dimensionamento dos canais de refrigeração.

Com a formulação apresentada anteriormente, têm-se as ferramentas necessárias para dimensionar, de maneira aproximada, a geometria dos canais de refrigeração a serem usados nos insertos com canais de refrigeração incorporados; assunto a ser abordado no capítulo 5.

3.4 – Insertos por estereolitografia: novas resinas

Área ainda em franco desenvolvimento, a SL carece de uma maior gama de materiais, notadamente possuindo valores mais elevados para a T_g , com o intuito de melhorar e ampliar as aplicações em RT. Alguns esforços de fabricantes e institutos de pesquisa estão sendo feitos nesta direção e já trouxeram resultados animadores. O desenvolvimento de uma resina em cristal líquido (LC) apresentou uma melhoria substancial na temperatura de transição vítrea (T_g). Em Ullett et al (2003), são apresentados resultados que mostram uma T_g que variou de 75 a 145 °C, dependendo das condições de processamento e da resina.

O uso de reforços/carga também é uma solução para aumentar a resistência dos materiais atuais. Em Charan et al (2003), são apresentados resultados que demonstram uma melhora das propriedades mecânicas das peças que utilizaram resinas com cargas de fibra de vidro ou de quartzo. Em Rahmati & Dickens (1997), constatou-se uma melhora nos valores dos limites de tração, a temperaturas entre 100 e 120 °C, de corpos de provas construídos em uma resina de SL com carga cerâmica, comparados com aqueles observados para a resina SL 5170 no mesmo intervalo de temperatura.

Portanto, no presente capítulo, definiu-se que das quatro maneiras de se construir um inserto por SL, a que utiliza os canais de refrigeração incorporados será o objeto de estudo por apresentar resultados promissores quanto à eficiência na retirada de calor do moldado, afirmativa que será justificada nos capítulos a seguir. Tal predicado é essencial para a melhora da vida da ferramenta, visto que a ação da temperatura acima de 60°C sobre a resina, ser a mais nociva no tocante a perda das propriedades mecânicas da mesma. Ainda, apresentou-se um conjunto de fórmulas que irão auxiliar o dimensionamento dos canais de refrigeração do inserto por SL. O capítulo seguinte, versa sobre como se pretende aprimorar o sistema de canais de refrigeração incorporados e quais os princípios que regem este aprimoramento.

4 Aprimoramento do sistema de canais de refrigeração incorporados: razões e fundamentos para a solução proposta

O estudo efetuado no capítulo anterior demonstrou que a influência da temperatura nas propriedades mecânicas é a principal causa da diminuição da vida útil dos insertos por SL. Destaca-se o comportamento da tensão máxima alcançada durante ensaios de tração de corpos de prova, confeccionados em resinas de SL que, quando submetidos à ação do calor, apresentaram uma redução drástica de seus limites. As recomendações de vários autores recaem sobre a necessidade de se resfriar o inserto de maneira a não ultrapassar a sua temperatura de transição vítrea [Ribeiro 2002, Li et al 2000, Saurkar et al 1999, Saurkar 1998, Decelles & Barritt 1996, Jacobs 1996]. A opção que tem se mostrado bastante eficiente para a retirada de calor do moldado e, por conseguinte, do inserto, é a utilização de canais de refrigeração incorporados. Os estudos de Li et al (2000), Jacobs (1999), Suarkar (1998), Janczyk (1996) e Sachs et al (1996), são enfáticos em afirmar que a refrigeração se torna mais eficiente quando se utiliza tal sistema. Em Janczyk (1996), constatou-se que a temperatura alcançada no inserto com canais incorporados diminui durante o processo de moldagem por injeção e a estabilidade dimensional do moldado aumenta, quando comparada com os mesmos dados obtidos por insertos em casca (Direct Aim™). Em Saurkar (1998), insertos maciços, insertos em casca com diferentes preenchimentos na parte anterior, e insertos com canais incorporados, foram ensaiados com o objetivo de se obter informações sobre a capacidade, medida em segundos, de cada sistema resfriar, até a temperatura

de 60 °C, 100 g de óleo aquecido a uma temperatura de 100 °C. Como resultado principal, constatou-se o grande potencial de refrigeração do sistema com canais incorporados, além da possibilidade de se realizar uma retirada de calor do moldado de maneira mais uniforme, o que certamente melhora as chances de se ter uma peça moldada com melhor qualidade. O uso deste sistema também abre a possibilidade de se ampliar o espectro de polímeros passíveis de utilização, com a inclusão daqueles que exigem uma maior temperatura de processamento.

Mas, como maximizar a eficiência na retirada de calor do conjunto moldado/inserto com canais incorporados para que se possa alcançar os objetivos propostos nesta tese? Baseado nas equações apresentadas no capítulo 3, sobre a troca de calor em moldes, Saurkar (1998), afirma que este aumento na taxa de condução de calor pode ser alcançado através da diminuição da distância entre os canais de refrigeração (x), da distância dos canais à superfície do inserto (y), ou do aumento do diâmetro dos canais (figura 3.17). Como o fluxo de calor entre a cavidade do inserto e os canais de refrigeração é função da condutividade térmica do material do inserto, que é baixa em comparação ao aço, e da distância entre o centro do canal de refrigeração e a superfície do inserto (equação 7, capítulo 3), optou-se em diminuir ao máximo as distâncias entre os canais e a superfície do inserto (y) e a entre canais (x), com o intuito de maximizar a retirada de calor do inserto. Tal definição vai de encontro à suposição de que um canal de refrigeração ideal, em um molde, é aquele que tem a forma da cavidade [Janczyk 1996].

Tendo como base as premissas anteriormente colocadas, uma primeira proposta de solução é descrita no item subsequente.

4.1 Sistema de controle hidráulico com pressurização variável

O processo de moldagem por injeção pode ser dividido em seis fases: fechamento do molde, preenchimento, recalque, resfriamento, abertura do molde e extração do moldado [McCarthy 1999]. A figura 4.1 ilustra o perfil da pressão na cavidade nas fases de preenchimento, recalque, resfriamento e abertura do molde.

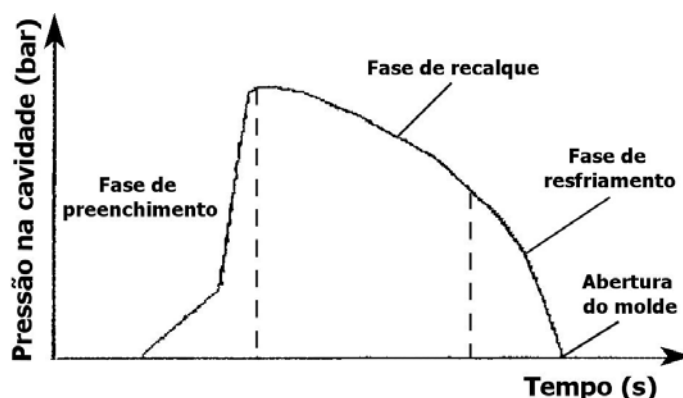


Figura 4.1: Perfil de pressão na cavidade.

Na fase de preenchimento, o polímero em estado fundido, ou simplesmente fundido, é forçado pelos canais de injeção até alcançar a cavidade a ser preenchida, onde é formado o moldado. Uma vez preenchida a cavidade, a pressão é comutada para um nível mais baixo, com o objetivo de manter um fluxo de fundido para a cavidade, pois a medida que resfria o polímero se contrai e é necessário complementar o volume da peça, até que o ponto de injeção, que é a seção reta onde o fundido entra na cavidade, se solidifica, impedindo assim o refluxo do polímero. Em seguida, dá-se início a fase de resfriamento, onde a peça, sem a ação da pressão do fundido, se resfria até a temperatura ideal para a extração. Esta temperatura depende do

tipo de polímero: amorfo ou cristalino. A rigor, o resfriamento do moldado se inicia já na passagem do fundido pelos canais de injeção até a cavidade.

As duas primeiras fases, preenchimento e recalque, são aquelas que atuam com maior intensidade sobre o inserto. Portanto, a futura solução tem que levar tal característica em consideração. O grande problema em diminuir a distância entre os canais e a superfície do inserto (y) é a diminuição da resistência mecânica do mesmo, frente a estas pressões. Em Gomide (2000), Ahrens et al (1) (2000), Ahrens et al (2) (2000), foram moldadas peças utilizando-se insertos em casca, com espessuras entre 1,25 e 2,0 mm, preenchidos em sua parte posterior, com metal de baixo ponto de fusão. Tais espessuras foram suficientes para resistir aos esforços provenientes do processo de injeção – faixa de pressões de injeção de 100 a 280 bar (10 a 28 MPa). Tendo estes valores como referência, como obter sucesso com a utilização de um inserto com canais conformados e espessura, entre a superfície do inserto e a parede dos canais, da mesma ordem de grandeza anteriormente mencionada? Isto, sem que haja uma ruptura destes canais, sendo que o fluido de refrigeração, uma vez pressionado, não irá fornecer resistência ao esforço. A solução veio com a idéia de pressurizar este fluido refrigerante a um nível tal em que sua pressão se contraponha à pressão exercida pelo moldado sobre os canais durante as fases de preenchimento e recalque. No entanto, tal pressurização isoladamente causará uma deformação ou mesmo ruptura do inserto, quando o mesmo não estiver sendo solicitado. Portanto, a pressurização deve ocorrer no momento em que realmente houver um aumento da pressão na cavidade. Sendo assim, seria necessário

desenvolver um **Sistema de Controle com hidráulica proporcional**. As figuras 4.2 e 4.3 ilustram o sistema inicialmente proposto.

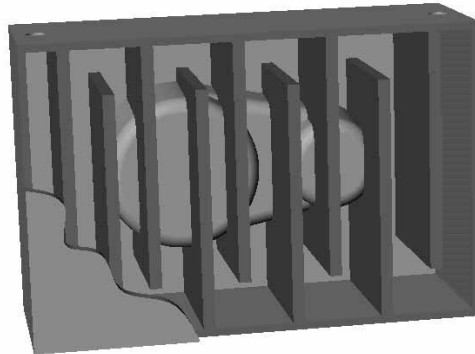


Figura 4.2: Exemplo de um possível canal de refrigeração construído na parte posterior do inserto.

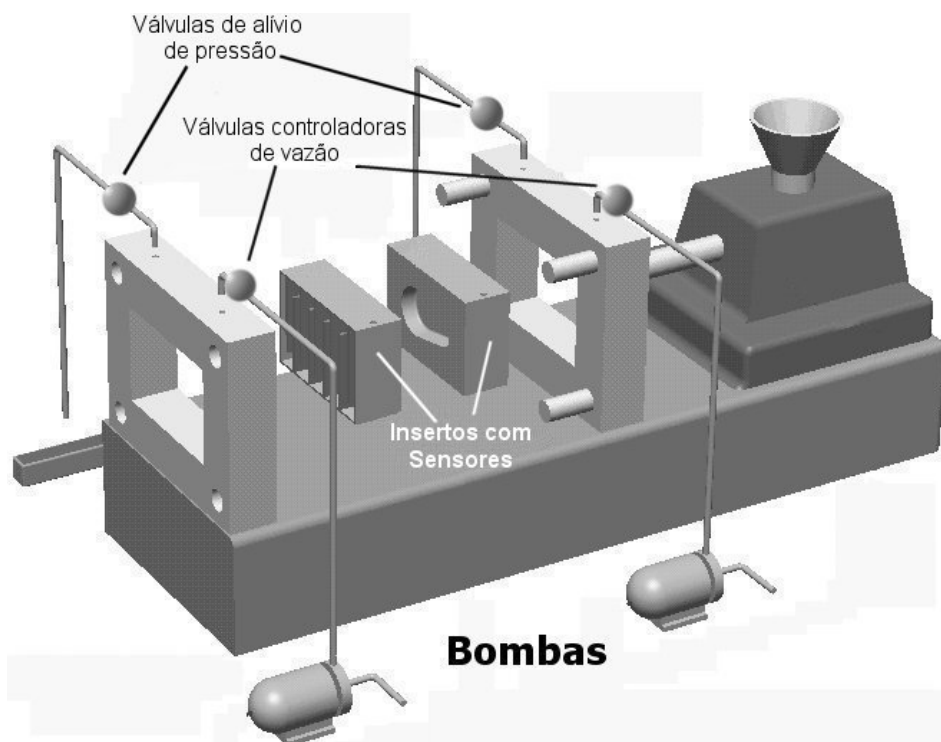


Figura 4.3: Vista esquemática do sistema proposto e seus componentes.

O sistema é idealizado para funcionar da seguinte maneira: enquanto não houver a atuação da pressão de preenchimento e recalque, sobre os canais, o fluido refrigerante circula com a pressão normal de funcionamento. Ocorrendo a atuação das pressões de injeção e recalque, o sistema, através

da variação da restrição da vazão do fluido refrigerante, proporciona o aumento ou a diminuição da pressão na linha para compensar os esforços atuantes. A percepção do aumento ou diminuição de pressão sobre os canais é feita, inicialmente, através de sensores instalados na linha de refrigeração e nos insertos. Numa fase futura, estes sensores talvez possam ser substituídos. Tal proposição resultou no pedido de patente MU7702409-5, que foi aceito e aguarda exame. A figura 4.4 esboça o sistema proposto anteriormente, onde:

1V1 – válvula proporcional controladora de vazão;

1V2 – válvula proporcional de alívio de pressão;

1S2 – transdutor de pressão;

1S3 – transdutor de deslocamento;

0Z3 – tubulação.

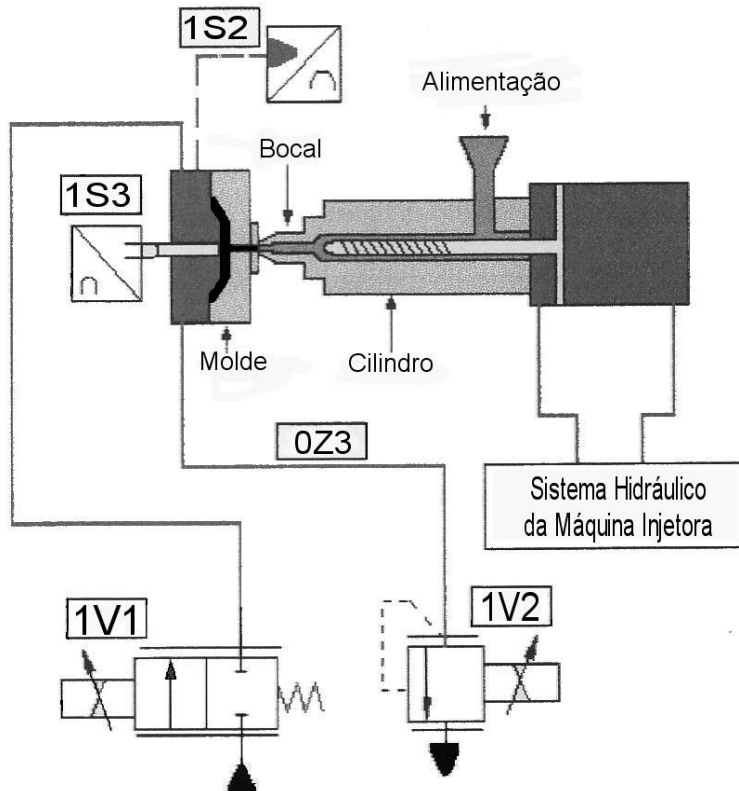


Figura 4.4: Esboço do sistema hidráulico de controle de pressão com válvulas proporcionais acopladas à câmara posterior do inserto por SL [Pereira 2000].

Por esta proposta ter caráter multidisciplinar, foi realizado, em conjunto com o Laboratório de Sistemas Hidráulicos e Pneumáticos (LASHIP), o trabalho de dissertação de Pereira (2000), onde foi desenvolvida a modelagem e simulação analítica do sistema de controle hidráulico proposto, empregando válvulas proporcionais para o controle de pressão e vazão, com o intuito de fornecer subsídios para a construção de um futuro protótipo. Este protótipo, que é um teste de bancada, se destina a simular o processo de injeção em um inserto por SL, tomando como referência as pressões que ocorrem no interior das cavidades de insertos similares. Para tal se idealizou a construção de duas câmaras cilíndricas denominadas de câmara 1C1 e 2C1, fixadas uma a outra por parafusos e separadas por meio de um inserto em forma de disco feito por SL. A estas câmaras se juntam válvulas, tubulações, transdutores de pressão e deslocamento e bomba, como é representado na figura 4.5 [Pereira 2000].

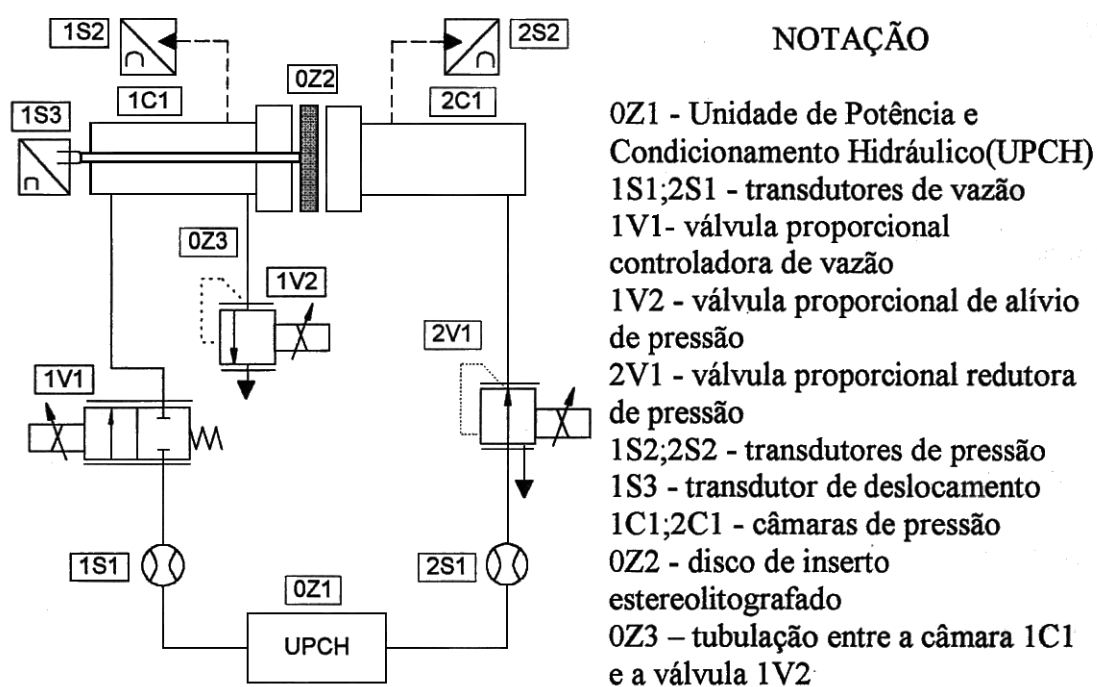


Figura 4.5: Sistema de controle de pressão [Pereira 2000].

Os transdutores de pressão instalados nas câmaras 1C1 e 2C1 têm por função medir a variação de pressão nas referidas câmaras e o transdutor de deslocamento na câmara 1C1 objetiva avaliar a deformação que o inserto sofre quando submetido a uma diferença de pressão entre as duas câmaras. Em Pereira (2000) se simula a injeção em polipropileno de uma peça de pequenas dimensões, com geometria simples e com pressões de injeção na ordem de 100 bar (10 MPa). A simulação desta pressão é feita diretamente pela Unidade de Potência e Condicionamento Hidráulico (UPCH) e monitorada por meio de transdutores de pressão acoplada às câmaras. De uma maneira resumida, o funcionamento do sistema referido na figura 4.5 pode ser descrito como se segue:

A UPCH preenche completamente as duas câmaras. No circuito 1 (câmara 1C1) atuam uma válvula controladora de vazão e uma válvula de alívio de pressão e no circuito 2 (câmara 2C1) age uma válvula redutora de pressão, que juntas permitirão a elevação da pressão nas duas câmaras de forma equilibrada. Uma vez atingida a pressão desejada, se ajusta a vazão para um valor definido através da válvula controladora de vazão 1V1. Desta forma, o objetivo do sistema de controle da pressão na câmara 1C1 é manter a pressão nessa câmara o mais próximo possível da pressão na câmara 2C1, minimizando a deformação do inserto por SL que as separa. Para tal, sinais provenientes dos transdutores, depois de condicionados, serão enviados ao sistema de controle implementado em um microcomputador IBM-PC, com interfaces AD/DA, onde uma vez processados, geram respostas em forma de sinais de controle analógicos, que são enviados às válvulas 1V1 e 1V2 [Pereira 2000].

No entanto, devido a restrições orçamentárias, a construção do referido protótipo não pôde ser implementada, pondo em risco a execução da proposta de tese aprovada. O caminho para contornar tal impasse foi procurar uma outra solução que não ferisse o princípio contido na proposta inicial de tese, que visa utilizar o fluido de resfriamento também como suporte estrutural, ajustando-se assim às restrições orçamentárias vigentes.

4.2 Autopressurização dos canais de refrigeração incorporados

A idéia brotada, em função das restrições expostas anteriormente, é mais simples e torna sua aplicação mais universal, uma vez que não é necessário o grande aparato de controle e monitoração da pressão do fluido refrigerante, requerida pela solução anterior. A nova solução adotada 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, onde *“se uma força externa for aplicada sobre uma parcela de área de um fluido confinado, a pressão decorrente será transmitida integralmente a todo fluido e à área do recipiente que o contém”* [Linsingen 2001]. Com isto, o fluido funcionará como uma parte “sólida”, se auto pressurizando conforme a grandeza do esforço solicitado. Este confinamento se fará através do fechamento de válvulas, posicionadas entre as tubulações que interfaceam os insertos e as mangueiras de distribuição do fluido de refrigeração (figuras 4.6 e 4.7). Finda a fase de recalque, as válvulas são abertas e inicia-se a fase de resfriamento do moldado e do inserto.

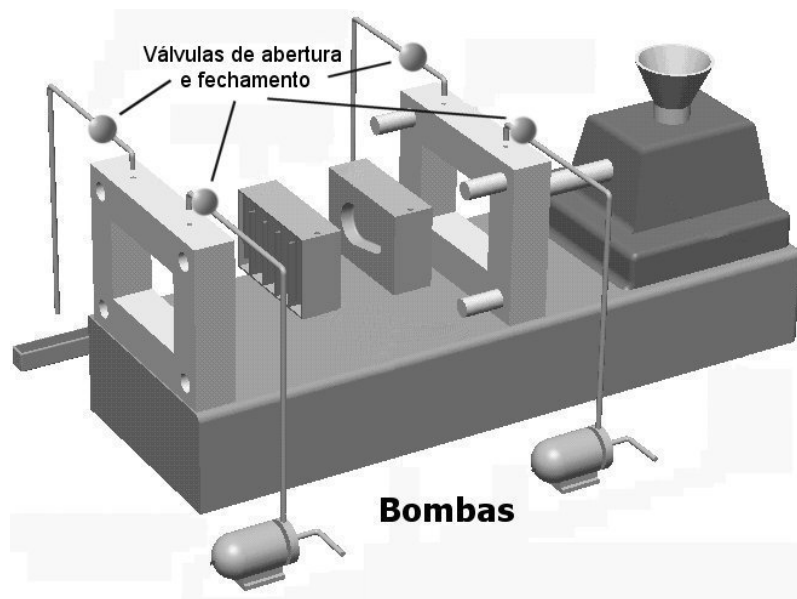


Figura 4.6: Posicionamento esquemático das válvulas de abertura e fechamento do fluido refrigerante.

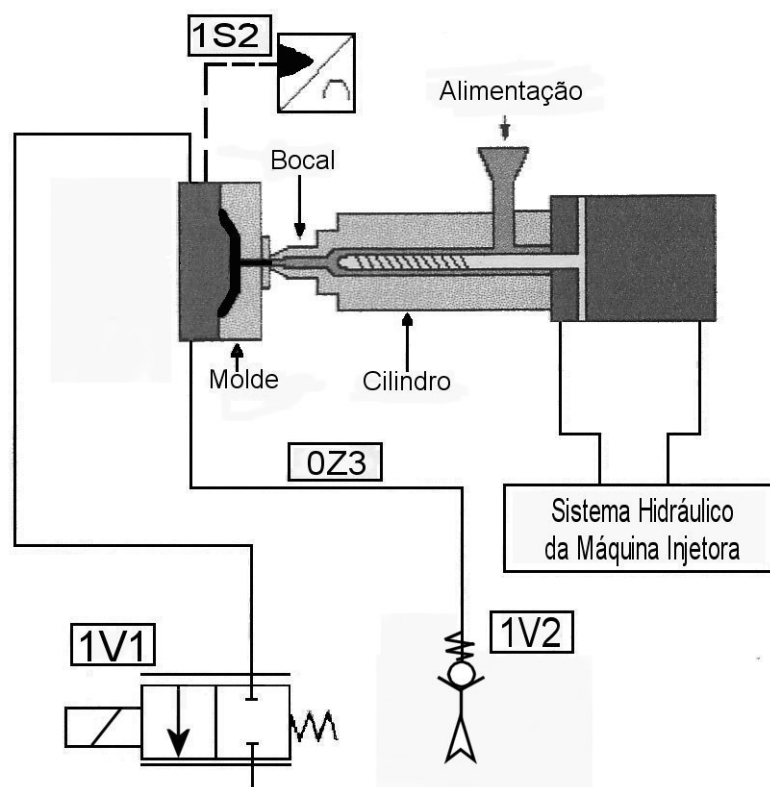


Figura 4.7: Esboço do novo sistema proposto – autopressurização – sendo 1V1 válvula solenóide normalmente fechada e 1V2 válvula de retenção.

A resposta instantânea, a uma perturbação do fluido confinado só é válida quando este é incompressível (caso ideal). Portanto, esta solução, guarda em si algumas fontes de erro, como não poderia deixar de ser. O ítem seguinte aborda este tema.

4.2.1 Autopressurização dos canais incorporados: fontes de erros

O fluido refrigerante selecionado foi a água. A escolha se deve principalmente ao fato deste se encontrar normalmente disponível junto a máquinas injetoras e de não ser poluente. Auxiliou também a característica da resina, atualmente disponível na SLA 250/30A, ser tida como não higroscópica, fato que já vimos no capítulo anterior não ser uma verdade absoluta, pois a mesma apresenta um certo grau de higroscopia, que reflete na diminuição de suas propriedades mecânicas.

A autopressurização dos canais de refrigeração funciona como um sistema hidráulico fechado e submetido à variação de pressão. Nestas condições, o volume da água tende a diminuir em função de sua compressibilidade. De outro lado, os elementos que compõem o sistema – dutos, válvulas, o próprio inserto – tendem a se expandir ou comprimir, em função de deformações elásticas dos materiais envolvidos. Adicionalmente a estes fenômenos, pode-se ter gases misturados ao fluido ou retidos em reentrâncias dos elementos. Se estes gases estiverem dissolvidos no fluido, praticamente não haverá influência sobre a sua compressibilidade. Entretanto, se estiverem em forma de bolhas, a compressibilidade do fluido poderá ser maior e causar uma resposta não esperada.

Outra fonte de erro é a expansão térmica do fluido, que constitui a variação de sua massa específica com a temperatura. Em um sistema confinado como o proposto, tal variação pode acarretar um aumento da pressão interna nos canais de refrigeração, em função do calor que certamente o fluido receberá durante a fase de injeção e resfriamento. Esta situação pode ser minimizada pelo uso do fluido a baixas temperaturas (10°C, por exemplo) ou pelo aumento do diâmetro dos canais de refrigeração, ou ambas soluções.

Com o intuito de se iniciar os trabalhos de pesquisa se partirá do pressuposto que a água é incompressível, que as deformações dos dutos e válvulas são desprezáveis e que a deformação da resina curada, é a mesma observada nas resinas utilizadas em insertos em casca, quando submetidas aos mesmos esforços. Obviamente, durante o desenvolvimento deste trabalho, se procurará observar se estas suposições foram acertadas ou não.

No capítulo seguinte, são descritos os ensaios experimentais para se comprovar a viabilidade da proposta anteriormente descrita.

5 Estudo de casos

Foram realizados 3 estudos de casos para se analisar a viabilidade da aplicação da técnica proposta no capítulo anterior. Todos os insertos por SL foram construídos sob os mesmos parâmetros e pós-curados em forno uv por uma hora. O polímero utilizado para a moldagem das peças injetadas nos 3 estudos de casos foi o polipropileno (PP) isotático H 301, material semi-cristalino produzido pela Braskem. O primeiro estudo de caso teve um cunho mais prospectivo e visou principalmente avaliar a viabilidade da proposta de tese. O segundo e o terceiro estudo de caso aprofundou este conhecimento e permitiu introduzir melhorias no processo proposto.

5.1 Estudo de caso 1

Tido como um ensaio prospectivo, este estudo de caso foi importante, pois deu o aval necessário para se dar continuidade às pesquisas sobre o processo proposto.

5.1.1 Objetivos do ensaio

Seus objetivos são: prospectar o comportamento do inserto, quando aplicado o princípio de autopressurização, apresentado no capítulo anterior; avaliar a variação da pressão, dentro dos canais incorporados, quando submetidos às pressões oriundas do processo de moldagem por injeção; testar o limite mínimo de espessura de parede que o equipamento de SL pode fabricar; confirmar a capacidade de se realizar a união tubos/canais incorporados sem que haja vazamentos.

5.1.2 Materiais e métodos

Para se alcançar os objetivos propostos, para o estudo de caso 1, construiu-se um inserto e definiu-se uma sistemática de ensaio conforme a descrição que se segue.

Características construtivas da peça e inserto

A peça escolhida possui as seguintes dimensões: comprimento = 40 mm, largura = 30 mm, espessura = 2,0 mm. A escolha de uma peça, com estas características, veio da necessidade de se simplificar ao máximo a moldagem e evitar complicadores como a forma da peça e a presença de protusões. O ângulo de saída é de 1 grau. Os canais de refrigeração (11 ao todo – figura 5.1) possuem um diâmetro de 3,0 mm e espaçamento de 3,5 mm entre centros. A entrada e saída do fluido são feitas através de coletores, conforme a figura 5.1, sendo que o coletor de entrada está posicionado junto ao ponto de injeção, separado da cavidade por uma parede de 6,0 mm de espessura. Este cuidado se deve ao fato de que o ponto de injeção é a região onde ocorrem boa parte das falhas em insertos por SL [Saurkar 1998, Digicon 1997]. Tal disposição dos canais de refrigeração é uma tentativa de se alcançar a condição mais próxima possível da ideal para construí-los, que é fazê-los tão longo quanto a cavidade. O Anexo I traz o detalhamento do inserto fixo e móvel.

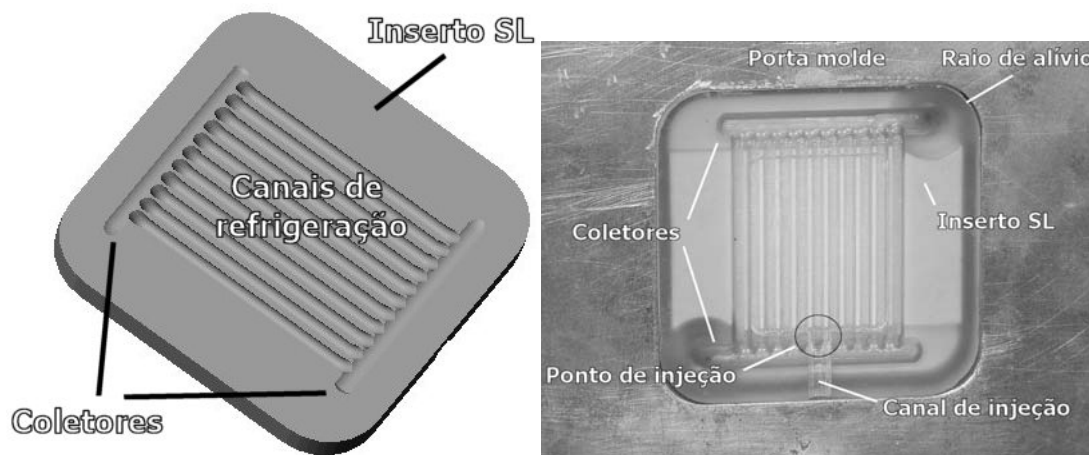


Figura 5.1: Corte para ilustrar coletores e canais de refrigeração bem como detalhe da montagem, em porta-molde, do inserto SL fabricado.

O uso da seção circular, nas dimensões definidas para os canais, garante que, durante a construção dos insertos na SLA, não serão formados suportes internamente aos canais, facilitando assim o dreno da resina que fica retida em seu interior. A espessura de parede entre os canais de refrigeração incorporados e a cavidade (figura 5.2) é de 1,05 mm. Este valor é o mínimo possível de ser obtido quando se constroem insertos nesta posição – cavidade voltada para cima (vide figura 5.2) – e ocorre devido a limitações do processo de fabricação existentes na SLA 250/30 A disponível no CIMJECT. Por economia de matéria-prima, o inserto foi construído como um misto de inserto com canais incorporados e em casca, conforme ilustra a figura 5.2.

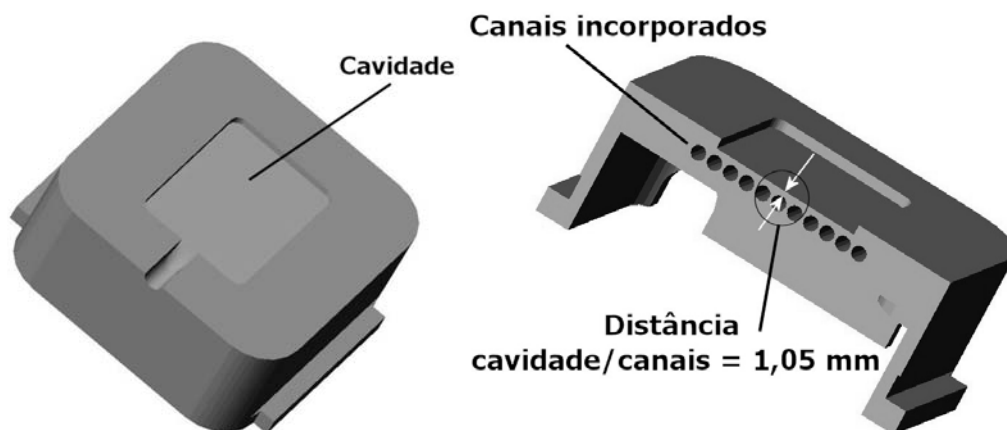


Figura 5.2: Vista do inserto por SL e seu corte.

O dimensionamento do ponto de injeção baseou-se nas seguintes recomendações, contidas no relatório de acompanhamento de pesquisa de Saurkar (1997):

- A largura do ponto de injeção deve ser igual a largura do canal de injeção;
- A profundidade do ponto de injeção deve ser igual à espessura da peça;

A figura 5.3 ilustra estas dimensões, sendo que a largura do ponto de injeção é de 3,0 mm.

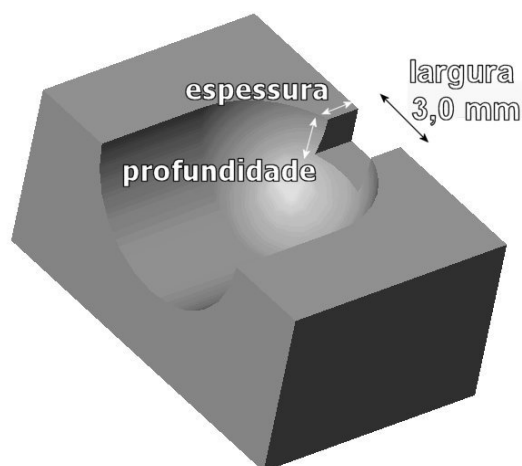


Figura 5.3: Dimensões existentes de um ponto de injeção.

Os tubos, que levam o fluido refrigerante aos canais incorporados, foram alojados em receptáculos, construídos especialmente para realizarem este interfaceamento. A fixação foi efetuada com cola ARALDITE™, que se mostrou mais eficaz que a própria resina solidificada, além de ser mais prático. A parte posterior dos mesmos foi preenchida com massa plástica (resina de poliéster) utilizada para efetuar reparos em lataria de veículos. A figura 5.4 ilustra tal interface e o espaço posterior a ser preenchido.

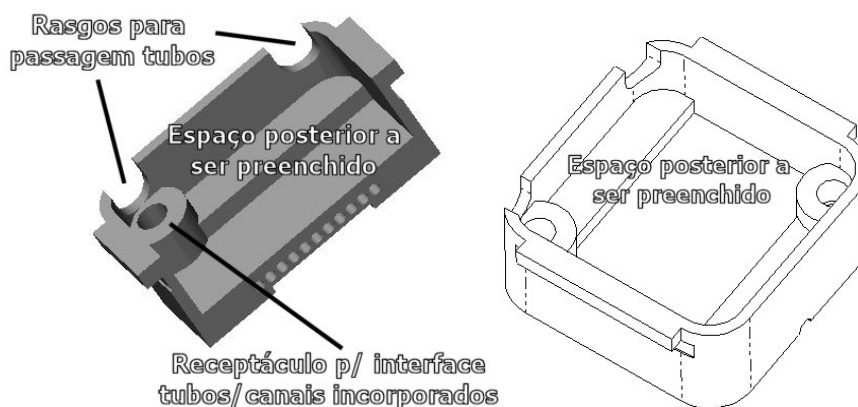


Figura 5.4: Receptáculo para interfaceamento dos tubos com os canais incorporados e espaço posterior a ser preenchido com massa plástica.

Para permitir o confinamento do fluido refrigerante, durante as fases de preenchimento e recalque, foram conectadas válvulas de assento, de ação manual, em cada tubo de entrada e saída dos insertos. Estes, por sua vez, foram ligados a mangueiras que efetuam a circulação do líquido refrigerante. Um manômetro analógico de linha, com escala de 0 a 21 kgf/cm² e resolução de 0,5 kgf/cm², foi posicionado na tubulação de saída do fluido refrigerante do inserto móvel, antes da válvula. Com isto, torna-se possível medir a pressão interna do fluido refrigerante, durante as fases de preenchimento e recalque. Este conjunto insertos/válvulas/manômetro foi montado em porta-moldes, conforme ilustra a figura 5.5.

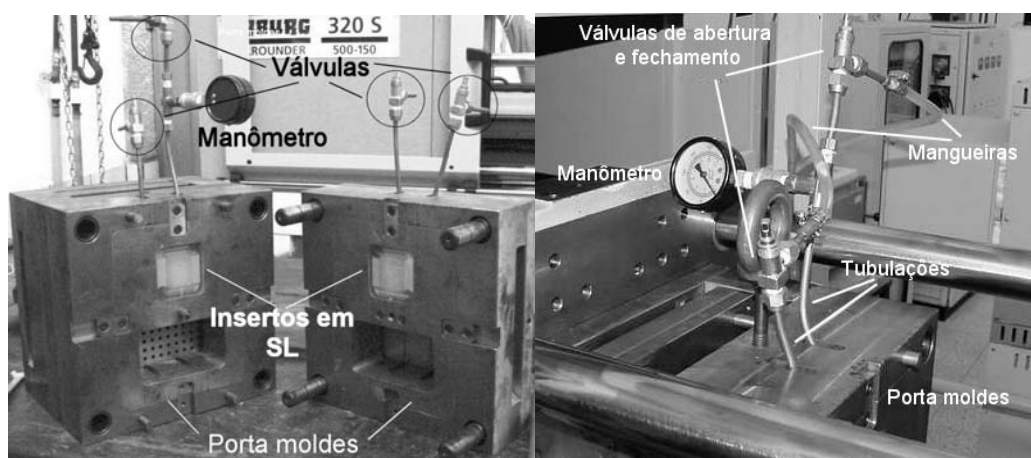


Figura 5.5: Conjunto porta-moldes, válvulas para controle de fluxo de fluido refrigerante, tubulações, mangueiras, manômetro e insertos por SL montados.

Máquina injetora e parâmetros de injeção

A máquina injetora utilizada foi uma ARBURG 320S 500-150 [Arburg 1999], com rosca de 35 mm de diâmetro, cujos parâmetros de injeção empregados estão dispostos na tabela 1.

Tabela 1: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 1.

Parâmetros de injeção	Valores dos parâmetros
Pressão de Injeção (MPa)	10
Pressão de Recalque (MPa)	6,5
Velocidade de Injeção (m/s)	0,095
Tempo de recalque (s)	1
Zonas de aquecimento (°C)	200, 195, 190,185,180

Procedimentos de ensaio

A definição dos parâmetros de injeção mais adequados é efetuada com as válvulas fechadas. Fecham-se primeiramente as válvulas de saída do fluido, evitando assim o possível esvaziamento dos canais por gravidade ou efeito funil. A pressão de linha mantém o fluido dentro dos canais enquanto as válvulas de entrada são fechadas. A ordem de abertura não é tão importante quanto a de fechamento e pode ser realizada ao mesmo tempo. Estabilizado o processo de injeção, primeiro se verifica a eventual existência de vazamentos e então se realiza a injeção de peças, com as válvulas fechadas e depois abertas durante todo o ciclo de injeção, para se verificar se o líquido confinado exerce ou não o papel de reforço estrutural. A abertura das válvulas ao final de cada ciclo de injeção é a situação desejada. Mas, para encurtar o tempo entre um

ciclo e outro de injeção, uma vez que o acionamento das válvulas é manual, se optou por abrir as mesmas após a execução de 3 ciclos completos.

5.1.3 Resultados e discussões

Foram obtidas, aproximadamente, 130 peças moldadas antes que o inserto falhasse (figura 5.6).

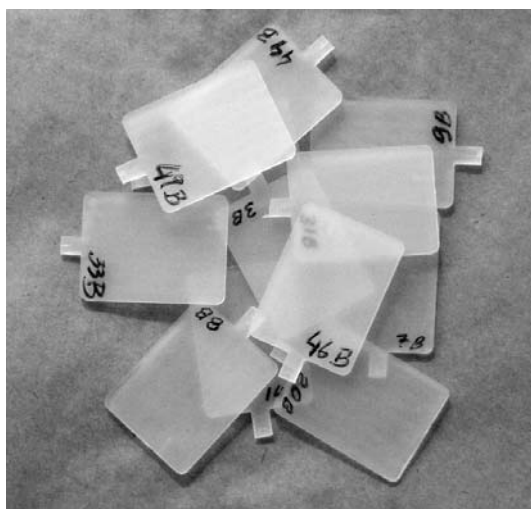


Figura 5.6: Peças moldadas para o estudo de caso 1.

As peças moldadas com as válvulas fechadas apresentaram ondulações em suas superfícies que corresponderam a deformações das paredes dos canais, em função das pressões exercidas na cavidade e da temperatura do fundido. Peças moldadas com as válvulas abertas apresentaram um aumento na altura das ondulações de aproximadamente 0,1 mm, em comparação com àquelas obtidas com as válvulas fechadas, indicando que o fluido confinado possivelmente atuou como suporte estrutural. O Anexo II traz os resultados das medições nas duas condições anteriormente citadas. Obviamente, não foi perfeito, devido à existência das ondulações, mas foi um primeiro resultado importante, pois serviu como um indicativo da viabilidade da idéia, necessitando agora de aprimoramentos.

A falha no inserto móvel ocorreu devido ao sobreaquecimento da sua parte central, provocando seu amolecimento e, logo após a extração da peça, o aparecimento de uma bolha que, em seguida, se rompeu. A figura 5.7 mostra esta falha. As válvulas eram abertas de 3 em 3 peças, para facilitar a execução dos ensaios, e o sobreaquecimento ocorreu devido ao resfriamento insuficiente entre um ciclo e outro, quando ainda se encontravam fechadas as válvulas. O controle de temperatura foi feito, ocasionalmente, através de um termopar de contato, com a medição da temperatura do centro do inserto móvel. Portanto, faz-se necessário a introdução de uma forma de controle de temperatura do inserto mais eficaz e também a automatização da abertura e fechamento das válvulas, o que foi introduzido nos estudos de casos seguintes.

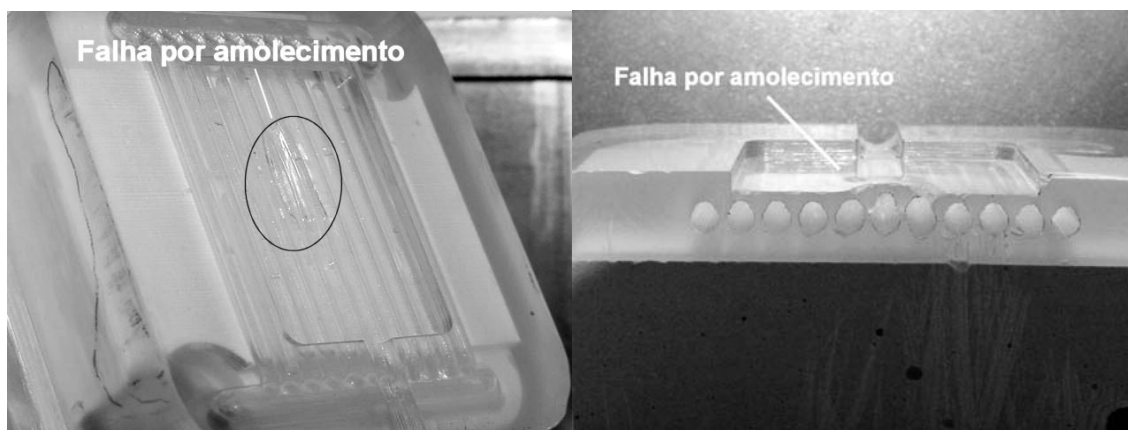


Figura 5.7: Vista em ângulo e em corte da falha ocorrida no inserto por SL durante a realização do estudo de caso 1.

Quanto à pressão interna do fluido refrigerante, durante o preenchimento e recalque, houve variação e, após estabilização do processo de injeção, ficou por volta de 10 kgf/cm^2 . Não foram constatados vazamentos do fluido refrigerante, aprovando assim a sistemática empregada para se unir os tubos aos canais incorporados.

5.2 Estudo de caso 2

Com a meta de aprimorar o processo de autopressurização, partiu-se para a realização deste segundo estudo de caso. Este é dividido em 3 momentos: ensaios de referência com inserto em aço, ensaio de referência com inserto SL em casca, ensaios com insertos SL com canais incorporados.

Como objetivo geral, este estudo de caso visa verificar se a melhora na refrigeração do inserto por SL, através da proposta apresentada no capítulo anterior, permite equipará-lo, em eficiência, a um inserto em aço. A percepção deste aumento na eficiência de retirada de calor do moldado, e conseqüentemente do inserto, pode ser medida pela variação da dureza Shore D do moldado e da variação de sua estrutura cristalina e grau de cristalinidade com relação a uma referência [Ahrens et al (2) 2002]. Os resultados de dureza e da variação da estrutura cristalina e o grau de cristalinidade, obtidos nos ensaios com inserto em aço e por SL em casca, são tomados como referência, sendo aqueles obtidos com o inserto em aço a meta a ser atingida, referência superior. Os resultados obtidos com o inserto por SL em casca são considerados como referência inferior.

Para a realização dos ensaios propostos, foi escolhida a geometria do corpo de prova de tração ASTM D 638m, tipo IV (ver item 5.2.1) [ASTM 1986], de alcunha “gravatinha”, que também será utilizado para avaliar a variação da resistência mecânica em futuros trabalhos.

Medição da variação do grau de cristalinidade e formas cristalinas do PP

O PP isotático, nos ensaios do estudo de caso 2, atua como uma sonda, que permite captar as oscilações da taxa de retirada de calor do moldado, através da mensuração de mudanças em sua estrutura cristalina e grau de

cristalinidade. O grau de cristalinidade dos moldados, ensaiados neste estudo de caso, foi obtido através do difratômetro de raio X Philips, modelo X'PERT MPD [Philips] com radiação $K\alpha$ do cobre.

Medição da variação da dureza Shore D

A presença da fase beta, em peças moldadas em PP isotático, tende a causar uma degradação de suas propriedades mecânicas [Baijal 1982]. A dureza Shore D, que é a escala comumente utilizada em peças de plástico, pode refletir este processo. A figura 5.8 ilustra a localização dos pontos a serem ensaiados nos corpos de prova moldados.

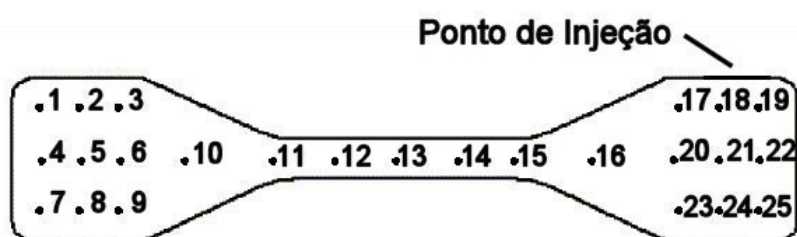


Figura 5.8: Localização dos pontos a serem ensaiados para a medição da variação da dureza Shore D em corpos de prova.

Procurando garantir a posição dos pontos a serem medidos, principalmente entre os corpos de prova, utilizou-se uma máscara contendo furos que representam as posições dos pontos a serem ensaiados. Esta máscara foi posicionada sobre cada corpo de prova selecionado, sempre numa mesma posição relativa ao ponto de injeção, e os pontos marcados com o uso de uma caneta para eslaides de retroprojeter.

O durômetro WULTEST SD 300 [Wulstest], com resolução de um dígito, foi utilizado para realizar os ensaios. Os valores comumente encontrados em peças moldadas em PP são de 71 a 73 Shore D [Lima 1998].

5.2.1 Ensaios de referência com inserto em aço

Objetivo do ensaio

Seu principal objetivo é gerar referências, como valores e distribuição das durezas e padrões de difração e grau de cristalinidade, para que o processo de autopressurização possa ser avaliado com mais propriedade.

Materiais e métodos

Características construtivas da peça e inserto

As dimensões nominais do corpo de prova selecionado seguem a orientação contida na norma ASTM D 638m, tipo IV, e seus valores principais são: comprimento total = 120 mm, espessura = 3,0 mm, largura da região útil (região central) = 6,0 mm, comprimento da região central = 33,0 mm. As dimensões da cavidade do inserto apresentam acréscimo de 2 %, sobre as nominais da peça, para que se possa compensar o efeito da contração que o PP sofre ao ser resfriado. Não foi utilizado ângulo de saída para o inserto metálico e o mesmo foi usinado em aço 1045 ($k_{1045} = 48,8 \text{ W/m K}$ [Matweb 2002]), não havendo tratamentos térmicos ou de superfície, após a usinagem, além do polimento regular da cavidade.

O projeto dos canais de refrigeração segue recomendação contida em CEFAMOL (1995), e na norma ASTM, já citada. Suas dimensões principais são: diâmetro dos canais = 8,0 mm, distância entre os canais = 20,0 mm, distância do centro dos canais até a cavidade = 22,0 mm. A figura 5.9 ilustra o posicionamento dos canais no inserto móvel.

As dimensões do ponto de injeção seguiram recomendações contidas na norma ASTM, já referenciada. Suas dimensões são: largura = 6,0 mm e

profundidade = 3,0 mm. Por ser a largura do ponto de injeção igual ao diâmetro do canal de injeção, não foi utilizado o parâmetro espessura. Devido a restrições de espaço do porta-molde disponível, o ponto de injeção foi posicionado na lateral do corpo de prova, como ilustra a figura 5.9. O Anexo III traz o detalhamento dos insertos fixo e móvel em aço.

O inserto em aço foi montado tendo a sua superfície de abertura alinhada com a do porta-molde.

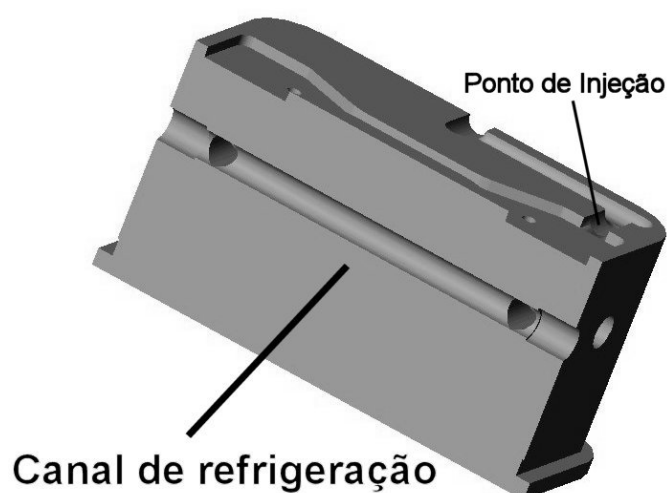


Figura 5.9: Corte longitudinal do inserto em aço do corpo de prova.

Máquina injetora e parâmetros de injeção

A máquina injetora foi uma ARBURG 320S 500-150, com rosca de 35 mm de diâmetro, cujos parâmetros de injeção empregados estão dispostos na tabela 2. Para a definição destes parâmetros, foi utilizado o método denominado “Preenchimento Incompleto” [Barry et al 1995], descrito no Anexo IV. O intuito em aplicá-lo é de unificar o procedimento para a determinação destes parâmetros e com isto minimizar o erro devido a escolha inadequada dos mesmos. Os parâmetros utilizados estão listados na tabela 2. Foi utilizado o programa de CAE Moldflow™, disponível no CIMJECT, para auxiliar na

determinação dos parâmetros mais adequados, fornecendo valores iniciais de pressão de injeção e volume de preenchimento. A temperatura do fluido de refrigeração, neste caso água, durante a moldagem dos corpos de prova foi de 20 °C.

Tabela 2: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 2, inserto em aço.

Parâmetros de injeção	Valores dos parâmetros
Pressão de Injeção (MPa)	25
Pressão de Recalque (MPa)	20/13
Velocidade de Injeção (m/s)	0,050
Tempo de recalque (s)	10/20 = 30
Zonas de aquecimento (°C)	205, 200, 195,190,185

Procedimentos de ensaio

O primeiro ensaio realizado nos corpos de prova moldados foi o de dureza, pois seus resultados servem para balizar a escolha da área a ser analisada pela difração de raio X (DRX). O tempo de leitura para cada ponto de medição é de 5,0 segundos e são ensaiados 3 corpos de prova, escolhidos aleatoriamente. As faces ensaiadas são aquelas onde não há marcas dos pinos extratores, pois estes mascaram o resultado de dureza.

Mapeada a variação da dureza, escolhe-se aquele corpo de prova que apresenta a maior variação e realiza-se o ensaio de DRX desta mesma área.

Resultados e discussões

O processo de injeção transcorreu sem problemas e foram injetadas 50 peças. Destas, três foram escolhidas aleatoriamente e ensaiadas quanto à

dureza. A tabela e figura 1, do Anexo V, apresentam os resultados alcançados em todo o corpo de prova. Na figura 5.10 e tabela 3 são apresentados somente os onze primeiros pontos, dos vinte e cinco ensaiados, para facilitar a comparação dos resultados entre os corpos de prova obtidos em cada um dos três tipos de insertos analisados, neste estudo de caso 2. Isto se deve ao fato de que os insertos por SL, com canais incorporados autopressurizados, sofreram deformações que se reproduziram na superfície dos corpos de prova, comprometendo a medição da dureza dos pontos 12 ao 25 (vide ítem 5.2.3). O que se pode notar nestes resultados, além de apresentar um valor dentro da média – 71 a 73 Shore D – é a baixa variação da dureza (71 ± 1 Shore D), refletindo em um baixo desvio padrão, que representa o quanto os valores medidos se dispersam de sua média. Tal fato pode ser creditado a homogeneidade da taxa de retirada de calor do moldado, visto que o inserto em aço é bom condutor de calor e a peça é de geometria simples, sem pontos de concentração de calor de difícil retirada.

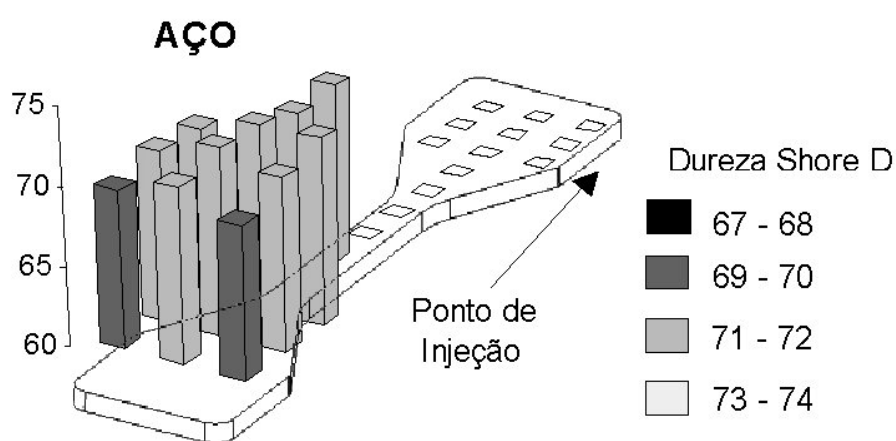


Figura 5.10: Representação 3D da variação da dureza Shore D para corpos de prova moldados em insertos em aço.

Tabela 3: Dados brutos, médias e desvio padrão dos pontos ensaiados em corpos de prova moldados em insertos em aço.

Corpo de Prova - Gravatinha					
Insero em Aço					
Pontos	Dureza 1	Dureza 2	Dureza 3	Média	Desvio P.
1	71	70	70	70	0.6
2	71	71	71	71	0.0
3	71	72	72	72	0.6
4	71	71	71	71	0.0
5	72	72	72	72	0.0
6	73	72	72	72	0.6
7	71	70	70	70	0.6
8	71	71	72	71	0.6
9	71	70	71	71	0.6
10	72	71	71	71	0.6
11	73	72	72	72	0.6
Média G.	72	71	71	71	0.8

Os resultados obtidos na DRX são apresentados na figura 5.11. Como o esperado, o corpo de prova não apresentou fase beta, que é nociva às propriedades mecânicas do moldado. Quanto ao grau de cristalinidade, a relação entre a intensidade do halo, que representa a fase amorfa, e os picos de base estreita, que representam a fase cristalina, sugere uma proporção maior da fase amorfa em sua estrutura, em comparação a fase cristalina. Uma explicação plausível para tal ocorrido é o fato de que o aço 1045, que apresenta uma boa condutividade térmica ($k_{1045} = 48,8 \text{ W/m K}$), cerca de 1,5 vezes a do P-20, propiciou um rápido resfriamento do moldado, não permitindo um maior crescimento dos cristalitos e “aprisionando” uma boa parte do polímero em sua forma quando no estado fundido, isto é, amorfa.

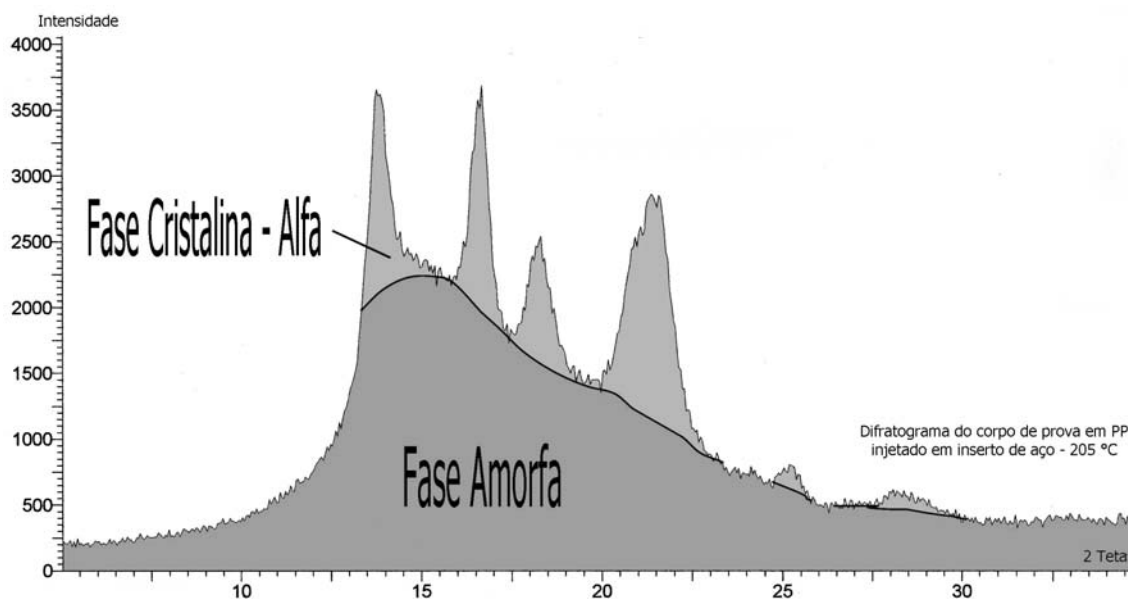


Figura 5.11: Difratograma mostrando as fases amorfa e cristalina, na sua forma alfa, do corpo de prova moldado, em inserto em aço.

5.2.2 Ensaio de referência com inserto SL em casca

Objetivos do ensaio

Semelhante aos ensaios realizados no inserto em aço, este visa gerar referências, como valores e distribuição das durezas e padrões de difração e grau de cristalinidade, para que o processo de autopressurização possa ser avaliado com mais propriedade.

Materiais e métodos

Características construtivas da peça e inserto

As dimensões do corpo de prova, do ponto de injeção e da cavidade do inserto SL em casca foram mantidas idênticas às aquelas apresentadas no item relacionado ao inserto em aço. O ângulo de saída utilizado foi de 1 grau. A prevalência das mesmas dimensões do ponto de injeção, além de minimizar a influência da eventual variação da geometria deste nas propriedades da peça a ser moldada no inserto por SL, contribui na diminuição da pressão de injeção

necessária para o preenchimento da cavidade, pois não oferece tanta resistência ao fluxo do fundido. O que, por sua vez, contribui para minimizar a atuação de um dos mecanismos de falha em insertos por SL: a alta pressão de injeção, causadora de deformações e quebra de protusões.

Com relação a construção do inserto em casca, optou-se pela utilização de uma espessura de casca de 2,0 mm, que é bastante usada neste processo [Gomide 2000, Ahrens et al 2001, Saurkar 1998] Termopares tipo K foram fixados com cola ARALDITE[®] em dois pontos da casca, pontuados pela figura 5.12. O objetivo destes é informar sobre o comportamento da temperatura no inserto e auxiliar na determinação da temperatura de referência, que uma vez atingida, durante o resfriamento do inserto, sinaliza o momento de iniciar um novo ciclo de injeção.

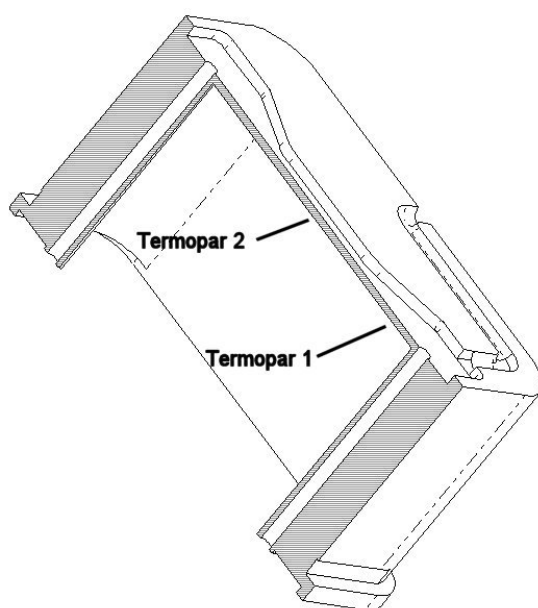


Figura 5.12: Corte no inserto móvel SL em casca mostrando a localização dos termopares.

A parte posterior dos insertos foi preenchida inicialmente com uma camada de cerca de 15 a 20 mm de massa epóxi com carga de alumínio [Vantico 2002] e o restante com massa plástica, a mesma utilizada no estudo

de caso 1. O uso da massa epóxi objetiva tornar a união material de preenchimento/casca, junto à cavidade, mais uniforme, coesa e ausente de bolhas, que podem acarretar a quebra do inserto, além de piorar a condutividade térmica nos pontos onde as bolhas eventualmente possam existir. Preenchida a parte posterior, os insertos são ajustados nos portamoldes e estes montados nas placas móvel e fixa da injetora.

Máquina injetora e parâmetros de injeção

A máquina injetora foi uma ARBURG 320S 500-150, com rosca de 35 mm de diâmetro, cujos parâmetros de injeção, obtidos pelo método “preenchimento incompleto”, estão dispostos na tabela 4. A temperatura do fluido de refrigeração foi de 20 °C.

Tabela 4: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 2, inserto em casca.

Parâmetros de injeção	Valores dos parâmetros
Pressão de Injeção (MPa)	24
Pressão de Recalque (MPa)	18/17
Velocidade de Injeção (m/s)	0,050
Tempo de recalque (s)	50
Zonas de aquecimento (°C)	205, 200, 195,190,185

Procedimentos de ensaio

Passo importante na obtenção dos moldados é estipular a temperatura de referência. Experiências anteriores, realizadas no CIMJECT em outros insertos por SL, sugerem uma temperatura de cerca de 40 °C como a mais adequada. Optou-se em tomar a temperatura do termopar 1 (figura 5.12) pois

este se localiza mais próximo do ponto de injeção, onde o fundido entra com uma maior temperatura. A leitura é realizada com o auxílio de um computador laptop, sistema de aquisição de sinais TC 08 [Pico(2) 2003] (figura 5.13) e seu programa proprietário, para tratamento dos sinais coletados, PicoLog [Pico(1) 2003].



Figura 5.13: Sistema de aquisição de sinais Pico Log modelo TC 08 [Pico(2) 2003]

Durante todo o ensaio, o ciclo de injeção é selecionado no modo semi-automático (parada ao final do ciclo). Ejetada a peça, um novo ciclo se inicia quando a temperatura de referência atinge o valor estipulado. Portanto, o operador da máquina injetora tem que estar atento aos valores medidos pelo termopar 1.

Os ensaios de dureza e DRX seguem o mesmo procedimento apresentado no ítem homólogo em insertos em aço (5.2.1). O Anexo V, na tabela e figura 2, apresentam os dados completos relativos ao ensaio de dureza.

Resultados e discussões

Foram moldados 15 corpos de prova. A figura 5.14 ilustra o comportamento da variação de temperatura do inserto, onde o ciclo de injeção foi de 315 segundos (5,25 minutos) e a amplitude térmica de 25 °C, para uma

temperatura de referência de 40 °C. Não foi aplicado desmoldante nos insertos e o resfriamento entre ciclos foi realizado sem aplicação de ar comprimido sobre as superfícies dos mesmos. O inserto não apresentou falhas aparentes. A maior dificuldade residiu no ajuste dos insertos aos porta-moldes. Devido ao processo de reação exotérmica dos materiais de preenchimento da parte posterior do inserto, o mesmo sofreu deformações em sua linha de partição, que geraram rebarbas nos moldados. Para eliminá-las, foi necessário realizar, através de lixamento, o aplainamento e ajuste destas superfícies. Tal procedimento consumiu um tempo considerável e causou a diminuição da espessura, em algumas regiões do inserto, que obviamente refletiram nas dimensões do moldado final.

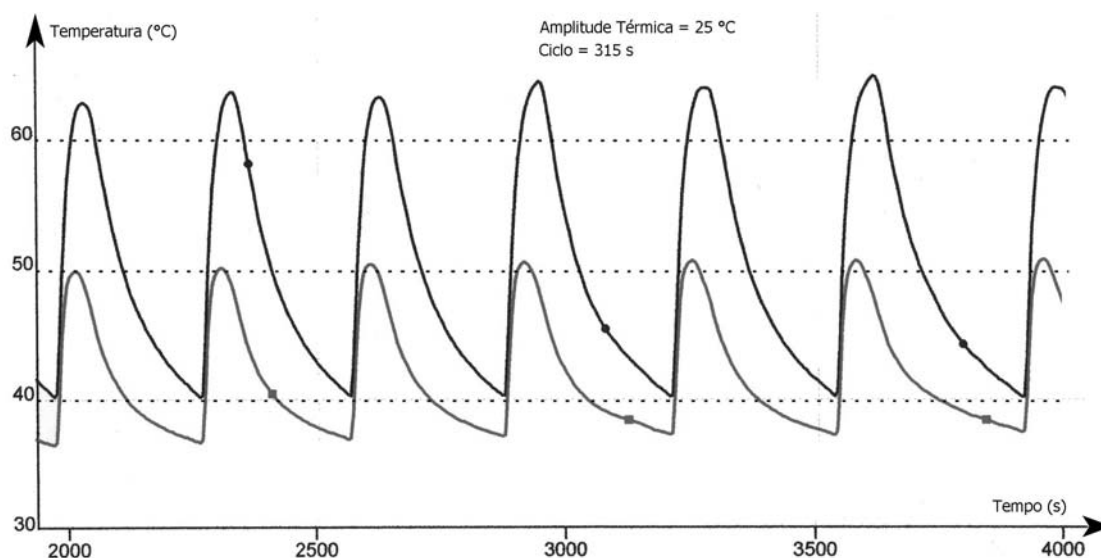


Figura 5.14: Perfil da variação da temperatura no inserto em casca, medidas nos termopares 1 (linha mais escura) e 2.

Os resultados obtidos com o ensaio de DRX, apresentados na figura 5.15, onde o halo se mostrou menor em relação aos picos de base estreitas, sugere uma maior presença da fase cristalina nestas peças, em relação às peças moldadas nos insertos em aço. Tal ocorrência pode estar relacionada com a menor taxa de resfriamento das peças, em função da má condutividade

térmica da resina de SL, em comparação ao aço. Este maior tempo de resfriamento, propicia que o material tenha mais tempo para se “arrumar”, permitindo uma maior cristalização. Em contrapartida, esta mesma taxa de resfriamento, permite o aparecimento da forma cristalina beta, como ilustra a figura 5.15, que é nociva às propriedades mecânicas da peça. A forma beta, neste caso, também pode ter aparecido devido ao longo tempo de recalque da peça, que pode ter induzido a um resfriamento do moldado sob cisalhamento. As dimensões do ponto de injeção são responsáveis pelo elevado tempo de recalque.

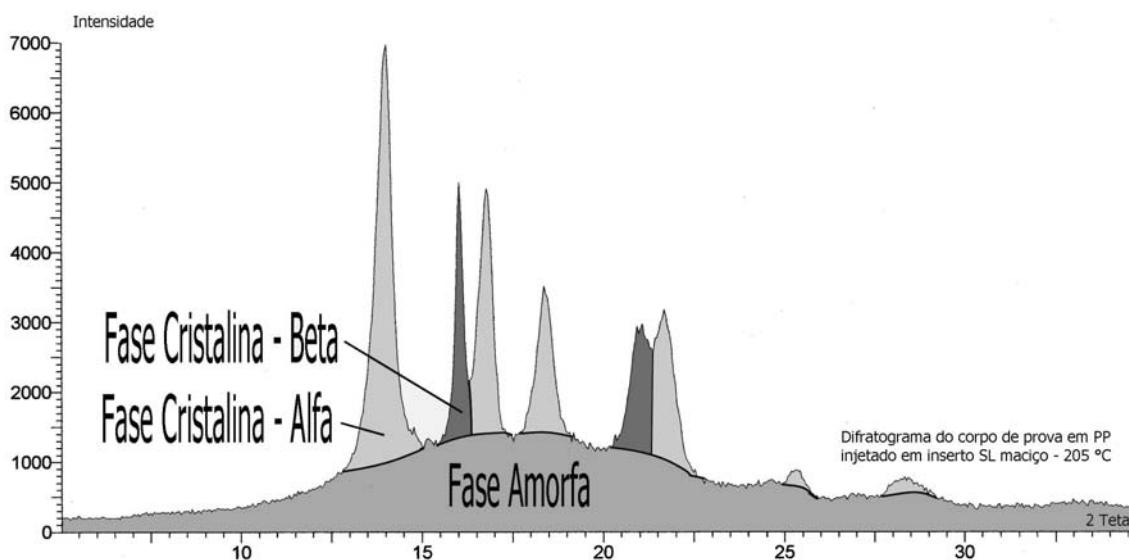


Figura 5.15: Difratograma mostrando as fases amorfa e cristalina, na sua forma alfa e beta, do corpo de prova moldado em inserto SL em casca.

A variação da dureza, de 71 ± 3 Shore D (figura 5.16, tabela 5 e Anexo V), apresentou uma distribuição de valores menos homogênea do que a apresentada nas peças obtidas com inserto em aço (figura 5.10 e tabela 3 e Anexo V). Credita-se esta menor homogeneidade à baixa taxa de retirada de calor do inserto e a conseqüente aparição da forma beta na fase cristalina.

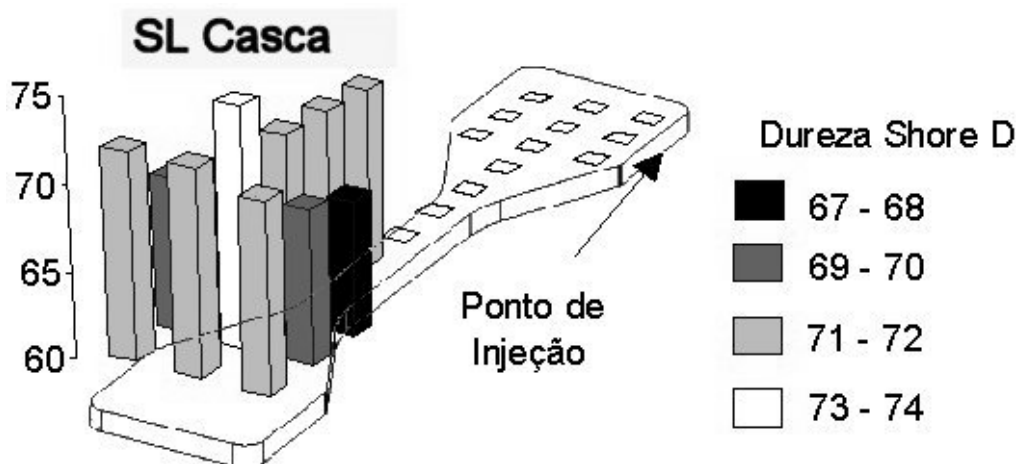


Figura 5.16: Representação 3D da variação da dureza Shore D para as peças injetadas em insertos SL em casca

Tabela 5: Dados brutos, médias e desvio padrão dos pontos ensaiados em corpos de prova produzidos em insertos SL em casca.

Corpo de Prova - Gravatinha					
Inserito de SL Casca					
Pontos	Dureza 1	Dureza 2	Dureza 3	Média	Desvio P.
1	71	71	72	71	0.6
2	69	69	69	69	0.0
3	68	68	68	68	0.0
4	72	72	72	72	0.0
5	74	74	73	74	0.6
6	72	71	71	71	0.6
7	72	72	71	72	0.6
8	69	69	70	69	0.6
9	69	68	68	68	0.6
10	72	71	71	71	0.6
11	71	71	70	71	0.6
Média G.	71	71	70	71	1.7

5.2.3 Ensaio com inserto SL com canais incorporados

Objetivos do ensaio

Este ensaio objetiva: implementar um controle automático de abertura e fechamento das válvulas que permita, respectivamente, a passagem ou confinamento do fluido de refrigerante; determinar o melhor procedimento, para a definição dos parâmetros de injeção, em função do sistema de autopressurização (válvulas e canais incorporados); validar o controle de

temperatura em insertos SL com canais incorporados autopressurizados; estudar o comportamento do inserto durante as fases que compõem o processo de moldagem por injeção e, por último, avaliar as eventuais variações nas estruturas cristalinas e dureza shore D dos moldados.

Materiais e métodos

Características construtivas da peça e inserto

As dimensões da peça, cavidade do inserto e ponto de injeção foram mantidas idênticas às aquelas apresentadas no item homólogo que trata das características do inserto SL em casca.

O diâmetro dos canais de refrigeração foram mantidos em 3,0 mm e a distância entre eles em 3,5 mm. O Anexo VI traz o detalhamento do projeto em questão. Valeram as mesmas razões apresentadas no item 5.1.2 (página 78). A determinação da distância entre os canais de refrigeração e a cavidade foi definida em 3,0 mm e realizou-se tomando como base os tempos de processamento do moldado em inserto em aço e aplicando as fórmulas apresentadas no item 3.3, capítulo 3, páginas 58 e 59. O Anexo VII apresenta o memorial de cálculo que fundamentou a referida escolha. Como houve deformação dos canais, durante o processo de injeção no estudo de caso 1, optou-se por aumentar o valor da distância entre o centro dos canais e a cavidade, que antes era de 2,55 mm. A mesma distância também foi aplicada para os canais contidos no inserto fixo.

A figura 5.17 ilustra as principais características do inserto SL com canais incorporados. Chama-se atenção para a posição do termopar 1 que é a mesma do inserto SL em casca. O termopar 2 também se localiza na mesma

posição do encontrado no inserto SL em casca, mas a uma distância da cavidade maior – 6,0 mm. Tal prática permite preservar o paralelismo entre os canais incorporados e a conseqüente manutenção das condições de refrigeração ao longo da região onde se é moldada a área útil do corpo de prova (área submetida à tração). O preenchimento da parte posterior se realizou de maneira idêntica a descrita para os insertos SL em casca. A montagem dos insertos nos porta-moldes foi feita alinhando-se suas superfícies de partição.

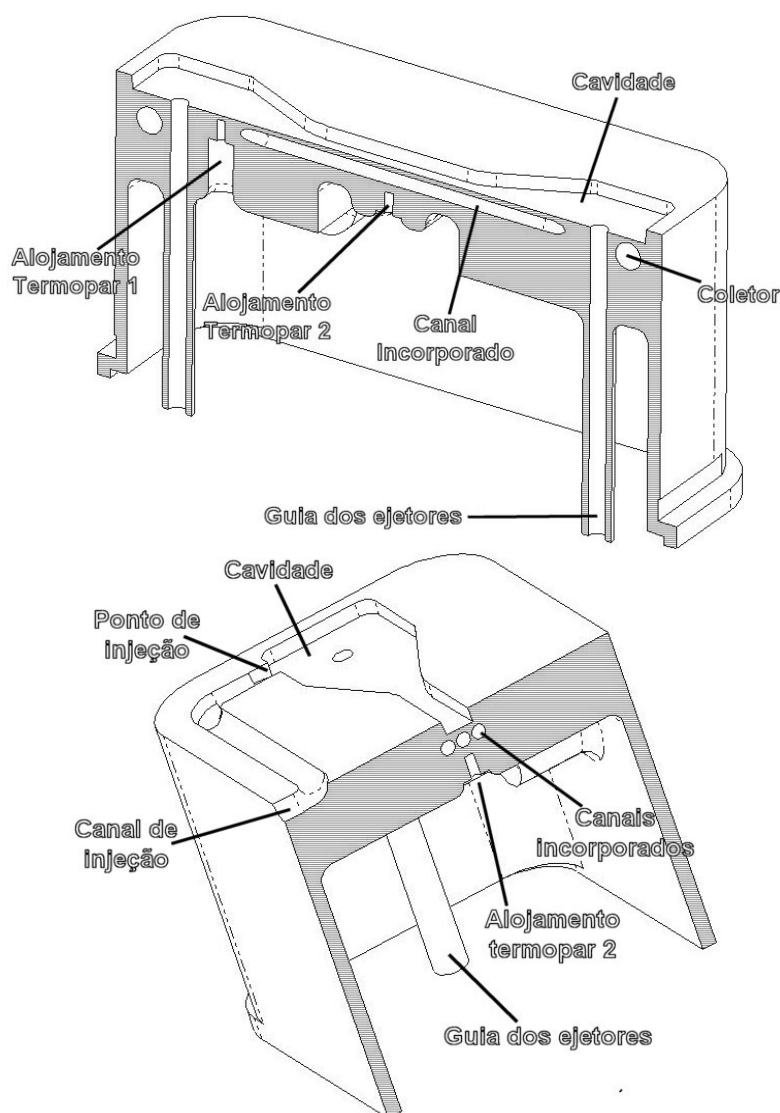


Figura 5.17: Vista geral do inserto SL com canais incorporados em corte.

Foram empregadas válvulas solenóides e de retenção para o controle de fluxo do fluido refrigerante (figura 5.18). A pressão máxima de operação destas válvulas de assento é de 25 bar, segundo o fabricante [Bürkert 2002]. A tensão de operação do solenóide é de 220 volts. Para o acionamento do solenóide das válvulas, foi utilizada a função “jato de ar”, disponível no controlador da injetora ARBURG 320S 500-150, com a qual é possível programar, através do acionamento de um relé, o momento de abertura das válvulas e o tempo de permanência da atuação, uma vez que estas são normalmente fechadas. As válvulas de retenção, colocadas nas tubulações de entrada do fluido refrigerante, permitem a passagem do fluido em um único sentido, o de entrada, dispensando assim a necessidade de controle e simplificando ainda mais o sistema de refrigeração.

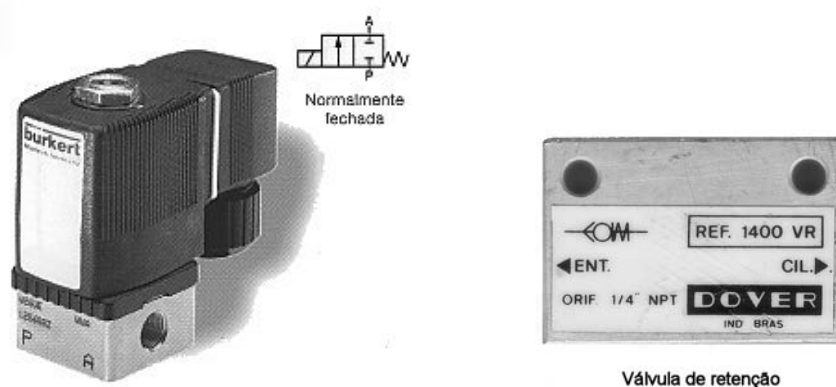


Figura 5.18: Válvulas solenóide [Bürkert 2002] e de retenção utilizadas para a automação do controle de fluxo do fluido refrigerante.

Máquina injetora e parâmetros de injeção

A máquina injetora foi uma ARBURG 320S 500-150, com rosca de 35 mm de diâmetro, cujos parâmetros de injeção, obtidos pelo método “preenchimento incompleto”, estão dispostos na tabela 6. A temperatura do fluido de refrigeração foi de 20 °C.

Tabela 6: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 2, inserto com canais incorporados autopressurizados.

Parâmetros de injeção	Valores dos parâmetros
Pressão de Injeção (MPa)	15
Pressão de Recalque (MPa)	7,5
Velocidade de Injeção (m/s)	0,050
Tempo de recalque (s)	20
Zonas de aquecimento (°C)	205, 200, 195,190,185

Procedimentos de ensaio

Para que se possa comparar resultados, tomou-se a mesma temperatura de referência de 40 °C, utilizada nos ensaios com insertos SL em casca. O fato novo para a determinação dos parâmetros ideais de injeção, em relação ao ensaio anterior, consiste em abrir as válvulas solenóides no momento em que se inicia a fase de refrigeração.

Os ensaios de dureza e DRX seguem o mesmo procedimento apresentado no item homólogo em insertos em aço (5.2.1).

Resultados e discussões

Foram obtidas 4 (quatro) peças boas, antes que o inserto móvel sofresse uma falha catastrófica em seus canais incorporados. O inserto fixo, também falhou catastróficamente, devido a um lapso na determinação do melhor momento para se abrir as válvulas, causando assim a ruptura dos canais incorporador do referido inserto. Substituindo-o pelo inserto em casca fixo, utilizado no ensaio anterior, adotou-se o procedimento de, durante a fase de ajuste dos parâmetros mais adequados, as válvulas são abertas somente

após a ejeção da peça. Uma vez definida a adequação dos parâmetros, ajustam-se as válvulas para que a abertura das mesmas ocorra somente ao final da fase de resfriamento que, neste ensaio, foi de 35 segundos. O tempo de abertura definido para as válvulas foi de 50 segundos, totalizando 85 segundos de refrigeração. Deve-se ressaltar que, devido às dimensões do ponto de injeção, que favorecem a redução da pressão de injeção, teve a contrapartida de causar um aumento nocivo do tempo de recalque, submetendo o inserto a uma conjugação danosa: alta temperatura e pressão por longos tempos. Especula-se que esta conjugação tenha causado o amolecimento do inserto e as deformações observadas nas peças, uma vez que em [Janczyk 1996] se afirma que o inserto amolece com a ação da temperatura, o que também já foi observado no estudo de caso 1. Portanto, tais fatores contribuíram para que o procedimento de injeção não se desenvolvesse de maneira mais harmoniosa. Outra contribuição importante deste ensaio foi a automação do controle de fluxo do fluido que se mostrou essencial para agilizar o processo de injeção.

A monitoração da temperatura foi a contento, permitindo um bom acompanhamento de sua variação e fornecendo com clareza o momento em que a temperatura de referência, que também foi definida em 40 °C, é alcançada, como ilustram as figuras 5.19 e 5.20. A figura 5.20 traz o registro de um fato interessante, que reforça o uso de canais incorporados como uma boa alternativa para a refrigeração de insertos por SL. Durante uma pane na injetora, ocorrida devido a uma baixa de tensão na linha quando se completava a fase de recalque do fundido, a válvula não pôde ser aberta no momento desejado.

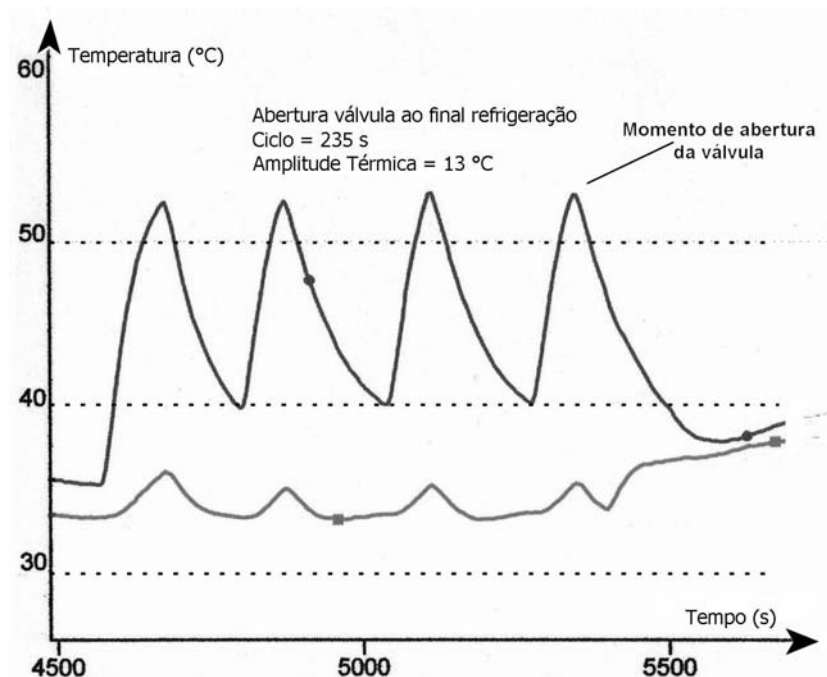


Figura 5.19: Perfil de temperatura captado pelos termopares 1 e 2 no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados.

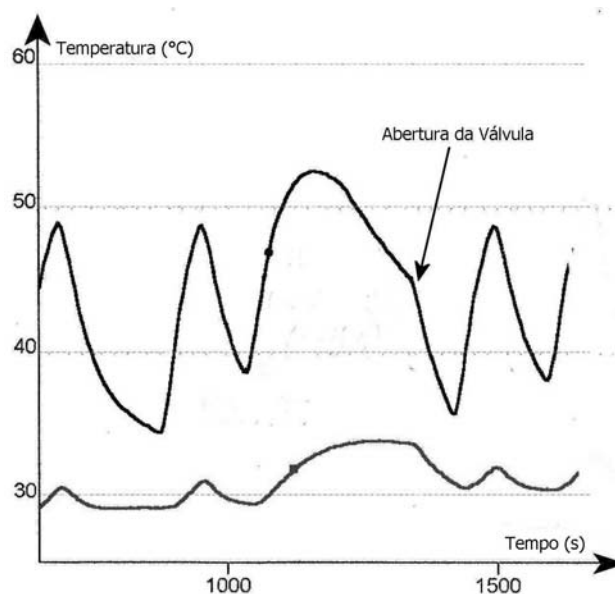


Figura 5.20: Perfil de temperatura captado pelos termopares 1 e 2 no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados, no momento de uma pane na injetora.

Isto causou um aumento da temperatura no ponto medido pelo termopar 1, ultrapassando os 50 °C, e uma conseqüente diminuição da velocidade de resfriamento do inserto, como denota a inclinação da curva antes do momento de abertura da válvula. Restabelecidas as condições de funcionamento da

injetora, a válvula é acionada e pode-se notar uma mudança acentuada da inclinação da curva de temperatura, demonstrando uma maior velocidade de refrigeração em comparação ao trecho antecedente.

O ensaio de DRX mostrou uma redução da forma beta, principalmente em $2\theta = 16^\circ$, como é mostrado na figura 5.21. Tal resultado pode ser creditado a dois fatores:

- a um ***aumento da eficiência*** da retirada de calor do moldado, demonstrado na figura 5.19 pela redução da amplitude térmica (13°C) em comparação as obtidas pelas peças moldadas em insertos SL em casca (25°C , figura 5.14), permitindo assim, uma passagem mais rápida pela faixa de temperatura de 100 a 130°C e minimizando o aparecimento da forma beta;
- ao menor tempo de recalque, que pode causar uma diminuição da influência do resfriamento do PP sob cisalhamento.

O aparecimento da forma beta também pode ser explicado pelo fato de que, no momento em que o moldado necessita de uma retirada mais rápida de calor, entre a faixa de temperatura de 100 a 130°C , as válvulas estão fechadas, diminuindo a eficiência do processo de resfriamento, apesar da melhora já notada na diminuição da amplitude térmica em função da presença do fluido refrigerante, mesmo confinado, mais próximo ao moldado. Quando foram abertas, após 35 segundos do início da fase de resfriamento, possivelmente, boa parte da peça fora lentamente solidificada na faixa de temperatura já mencionada.

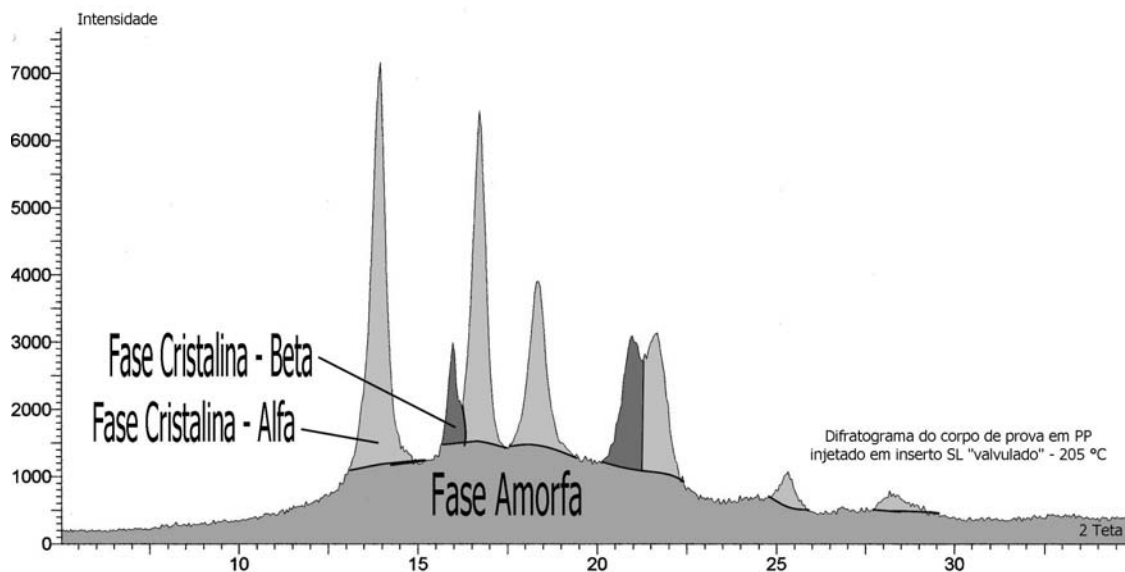


Figura 5.21: Difratograma mostrando as fases amorfa e cristalina, na sua forma alfa e beta, do corpo de prova moldado em inserto SL com canais incorporados autopressurizados.

Portanto, para as condições de construção e processamento, observadas neste ensaio, não foi possível obter um grau de cristalinidade e variação da estrutura cristalina, similar a alcançada nos corpos de prova moldados em inserto em aço. Por outro lado, apresentou *melhoras* com relação aos resultados dos corpos de prova moldados em insertos SL em casca.

Os resultados da variação da dureza Shores D, apresentados na figura 5.22 e tabela 7, demonstram uma certa similaridade com relação aos obtidos para os corpos de prova injetados em insertos SL em casca.

Há uma ligeira melhora no desvio padrão, mas muito pequena. Portanto, a diminuição da forma beta não parece ter afetado significativamente a variação de dureza. Vale ressaltar, que na região onde se posicionam os pinos ejetores, tanto nos corpos de prova injetados em insertos em casca como incorporados, houve um aumento da dureza em comparação com os demais pontos ensaiados. A possível causa é devido a melhora pontual da taxa de

retirada de calor que o pino ejetor metálico proporciona, permitindo uma taxa maior naquele ponto.

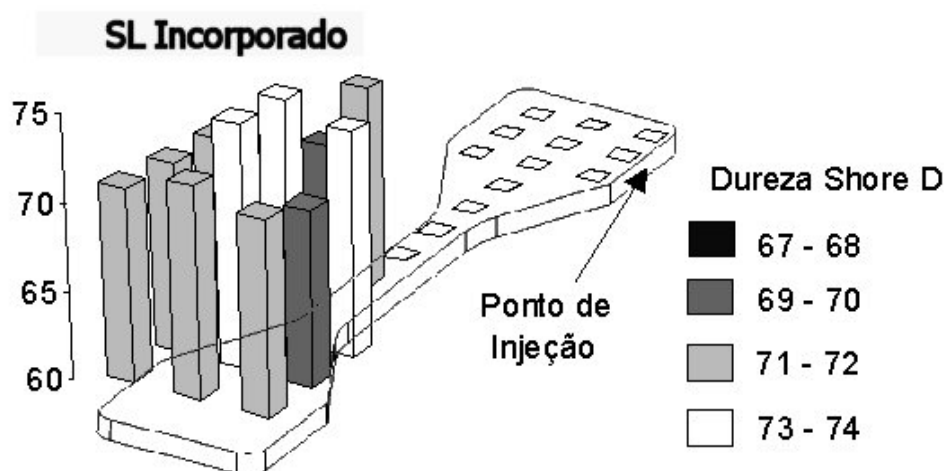


Figura 5.22: Representação 3D da variação da dureza Shore D para as peças moldadas em insertos SL com canais incorporados autopressurizados.

Tabela 7: Dados brutos, médias e desvio padrão dos pontos ensaiados em corpos de prova produzidos em insertos SL com canais incorporados autopressurizados.

Corpo de Prova - Gravatinha					
Insero por SL Canais Incorporados Valvulado					
Pontos	Dureza 1	Dureza 2	Dureza 3	Média	Desvio P.
1	69	71	72	71	1.5
2	70	69	71	70	1.0
3	73	72	73	73	0.6
4	71	71	73	72	1.2
5	74	74	74	74	0.0
6	75	74	73	74	1.0
7	70	70	72	71	1.2
8	71	71	71	71	0.0
9	71	72	71	71	0.6
10	70	71	69	70	1.0
11	74	73	70	72	2.1
Média G.	72	72	72	72	1.6

Outro fator positivo, notado neste ensaio, foi o não empenamento do inserto SL, com canais incorporados, após o preenchimento da parte posterior. Credita-se tal fato à grossa camada de casca (9,0 mm), necessária para acomodar os canais incorporados, que funcionou como isolante do calor gerado pela reação exotérmica dos materiais de preenchimento, preservando a

planicidade das superfícies de abertura dos insertos. Tal fato permitiu a montagem dos insertos alinhando as superfícies dos mesmos com a dos porta-moldes, sem a necessidade de se executar operações de lixamento e conseqüentes ajustes, ganhando-se um tempo apreciável em comparação com o ajuste realizado com os insertos SL em casca.

O único contratempo, com relação à montagem e ajuste dos insertos no porta-moldes e injetora, veio do vazamento inesperado de fluido refrigerante, na união entre o tubo e o inserto, que foi realizada através da colagem dos dois elementos com cola ARALDITE[®]. Diferentemente do realizado no estudo de caso 1, onde somente se lixou as extremidades dos tubos de cobre, neste estudo de caso também foram feitos sulcos transversais nas extremidades dos tubos, que devido à excessiva profundidade dos mesmos, aliada a pequenos movimentos durante a montagem do inserto no porta-molde, causou a quebra de um dos tubos na sua junção com o inserto por SL. Retirado, novos sulcos foram realizados, mas com uma menor profundidade, e a união foi refeita, não apresentando problemas até o fim dos ensaios.

5.3 Estudo de caso 3

Este ensaio tem por objetivos: gerar referências de temperatura e de tempo de ciclo para o inserto SL maciço selecionado, de modo que se possa mensurar, segundo estes parâmetros, a eficácia do mesmo inserto com canais incorporados autopressurizados; avaliar as eventuais alterações da pressão do fluido refrigerante nos canais incorporados; aumentar o entendimento sobre o mecanismo de autopressurização e sua correlação com o inserto bem como mensurar os possíveis ganhos de eficiência em refrigeração, através da análise

comparativa de perfis de temperatura, e de redução dos ciclos de injeção, pela comparação dos tempos de ciclo.

5.3.1 Inserto pseudo-maciço “prendedor”

Por economia e praticidade, não foi construído um inserto maciço, na concepção da palavra. Usou-se o artifício de se manter fechadas as válvulas, durante todo o ensaio, impedindo assim, a troca de calor por convecção forçada. Daí a origem do nome pseudo-maciço.

Materiais e métodos

Características construtivas da peça e inserto

A peça escolhida é apresentada na figura 5.23, tida como peça padrão do CIMEJCT, denominada “prendedor”. Suas dimensões básicas são: comprimento = 50,0 mm, largura = 30,0 mm e espessura = 2,5 mm.

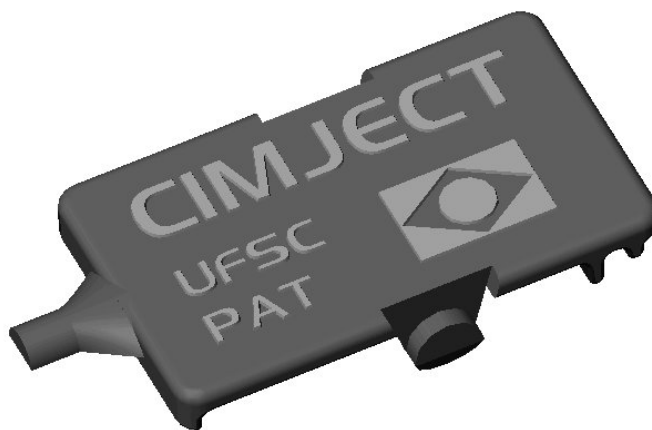


Figura 5.23: Modelo CAD 3D do prendedor

O inserto, construído com canais incorporados, como mostra a figura 5.24, teve um acréscimo de 2 % nas dimensões das cavidades para compensar o efeito de contração do polímero selecionado, o PP. O ponto de injeção seguiu o definido em trabalhos anteriores do laboratório CIMJECT. Os

canais de refrigeração mantiveram as dimensões até agora utilizadas, mas o espaçamento entre eles foi modificado para uma distância de 6,0 mm. A distância entre o centro dos canais e a superfície das cavidades foi modificado para 4,5 mm. Ambas as modificações visaram dar maior resistência ao inserto. O Anexo VIII traz o detalhamento do inserto fixo e móvel. O termopar tipo K foi posicionado a uma profundidade de 1,5 mm da superfície da cavidade, no ponto mostrado na figura 5.24. O preenchimento da parte posterior do inserto foi realizado com a mesma massa plástica utilizada nos estudos de casos anteriores.

As válvulas foram as mesmas utilizadas em ensaios anteriores.

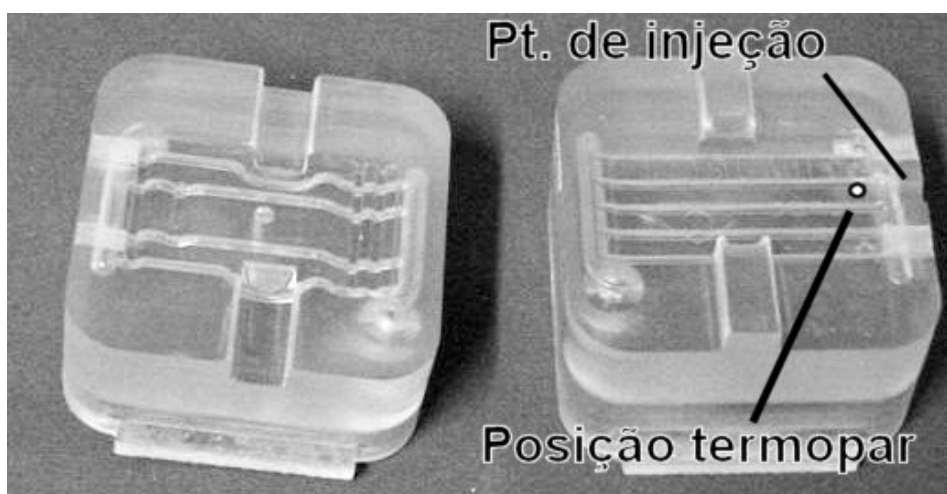


Figura 5.24: Inserto SL, com canais incorporados, e a posição do termopar.

Máquina injetora e parâmetros de injeção

A máquina injetora foi uma ARBURG 320S 500-150, com rosca de 35 mm de diâmetro, cujos parâmetros de injeção, obtidos pelo método “preenchimento incompleto”, estão dispostos na tabela 8.

Tabela 8: Parâmetros de injeção utilizados para a obtenção das peças moldadas no estudo de caso 3.

Parâmetros de injeção	Valores dos parâmetros
Pressão de Injeção (MPa)	15
Pressão de Recalque (MPa)	11
Velocidade de Injeção (m/s)	0,005
Tempo de recalque (s)	20
Zonas de aquecimento (°C)	205, 200, 195,190,185

Procedimentos de ensaio

Consiste em determinar os parâmetros de injeção mais adequados, tendo como temperatura de referência o valor de 40 °C, sem que as válvulas sejam abertas, para se obter os insertos pseudo-maciços. Feito isto, são injetadas as peças necessárias para que se tenha um padrão de referência quanto a tempo de ciclo e perfil de temperatura.

Resultados e discussões

A figura 5.25 ilustra o perfil de variação de temperatura do inserto em estudo. Estabilizado o processo de injeção, o ciclo foi medido em 455 segundos, com uma amplitude térmica de 14 °C.

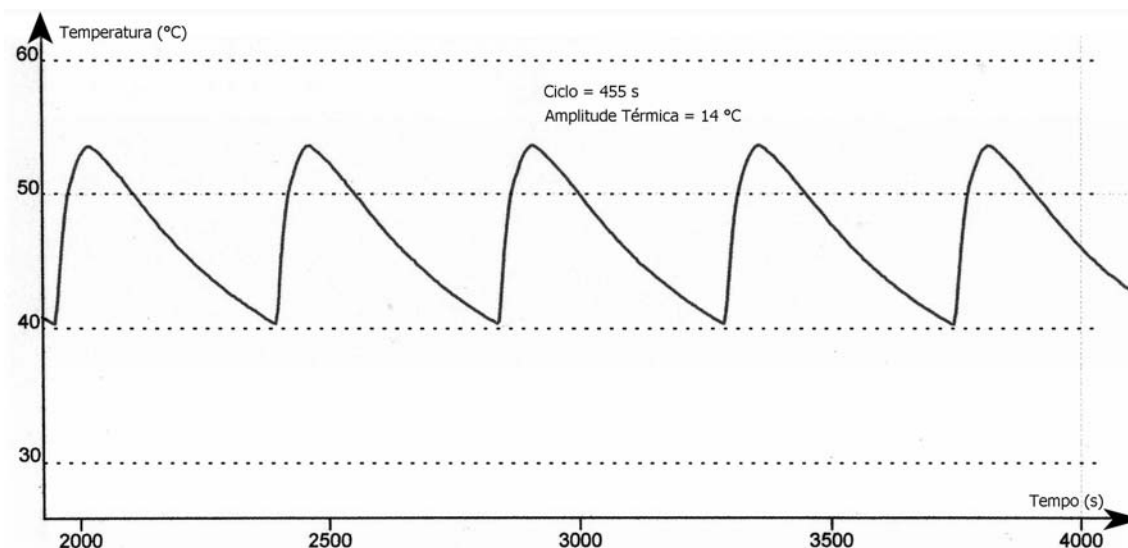


Figura 5.25: Perfil de temperatura captado pelo termopar posicionado no inserto móvel SL pseudo-macijo.

Aproveitando o ensaio, foram feitas tentativas de diminuir as temperaturas de referência, além de se verificar a ação da aplicação de ar comprimido sobre as superfícies dos insertos, durante o resfriamento das mesmas. Os gráficos apresentados na figura 5.26 ilustram tais tentativas. A utilização de uma menor temperatura de referência, 33 °C, trouxe uma melhora no tempo de ciclo, que passou para 305 segundos, e uma diminuição da temperatura superior limite para 49 °C, contra 54 °C. No entanto, a necessidade de se usar ar comprimido por um tempo demasiado longo causa um desconforto auditivo muito grande. Por outro lado, mantendo a mesma temperatura de referência de 40 °C, mas utilizando ar comprimido para resfriar os inserto, houve uma redução do tempo de ciclo para 200 s, ante 455 s. Novamente, ressalta-se o desconforto auditivo com o uso do ar comprimido.

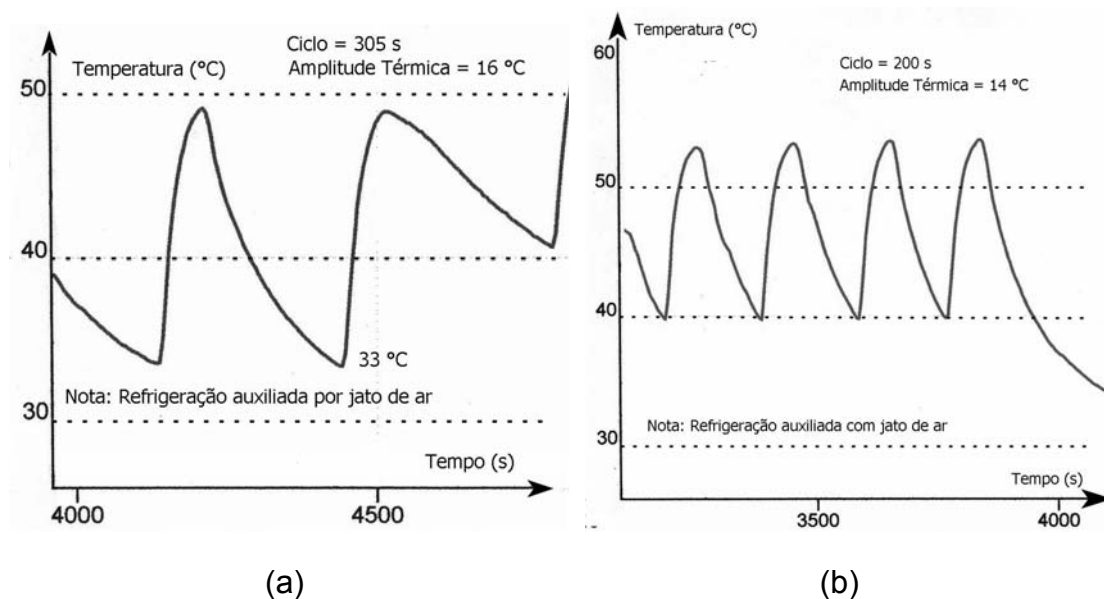


Figura 5.26: Perfil de temperatura captado pelo termopar para diferentes temperaturas de referência para o inserto móvel SL pseudo-maciço – (a) 33 °C e (b) 40 °C.

5.3.2 “Prendedor” com canais incorporados autopressurizados

Materiais e métodos

Características construtivas da peça e inserto

São as mesmas apresentadas no item homólogo anterior, acrescido de um manômetro, instalado antes da válvula solenóide, posicionada na tubulação de saída do inserto fixo.

Máquina injetora e parâmetros de injeção

São os mesmos apresentados no item homólogo anterior.

Procedimentos de ensaio

Utilizando os parâmetros de injeção definidos no ensaio anterior, determina-se o momento mais adequado de abertura das válvulas. Definido este momento, molda-se as peças necessárias. Durante os ensaios é feita a monitoração da pressão interna nos canais de refrigeração.

Resultados e discussões

O tempo de ciclo, para uma temperatura de referência de 40 °C, foi de aproximadamente 100 segundos, ante 455 segundos em ensaio homólogo de referência (figura 5.25) e amplitude térmica de 13 °C, como mostra a figura 5.27. Praticamente a mesma amplitude térmica observada no ensaio realizado como referência – inserto pseudo-maciço – pois a abertura das válvulas só ocorreu após a extração do moldado.

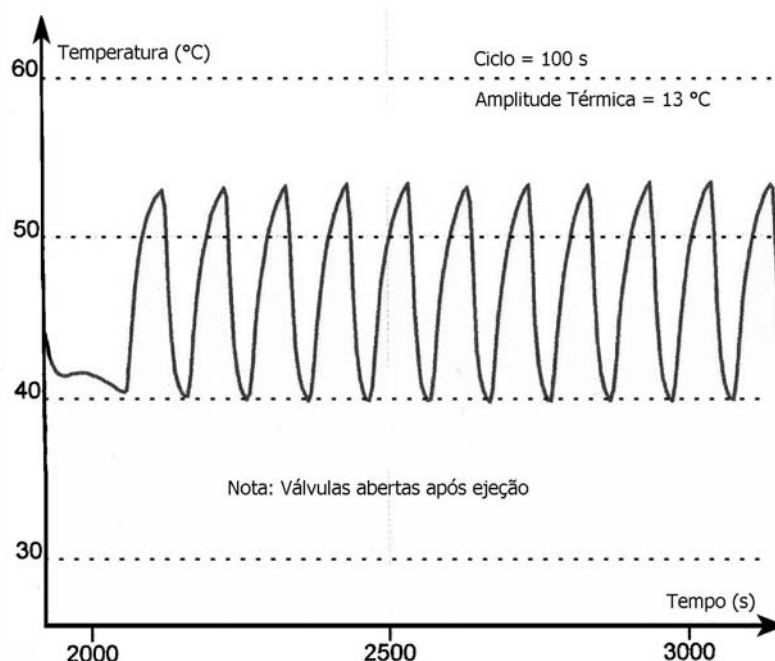


Figura 5.27: Perfil de temperatura captado pelo termopar no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados, com as válvulas sendo abertas após a ejeção do moldado.

Procurando melhorar a refrigeração tentou-se uma nova temperatura de referência de 30 °C. Para se poder atingir esta nova temperatura, as válvulas foram abertas no mesmo momento que se iniciou a fase de refrigeração. A figura 5.28 ilustra os resultados obtidos. O ciclo decresceu ainda mais, passando para 68 segundo, juntamente com a redução da amplitude térmica para 10 °C.

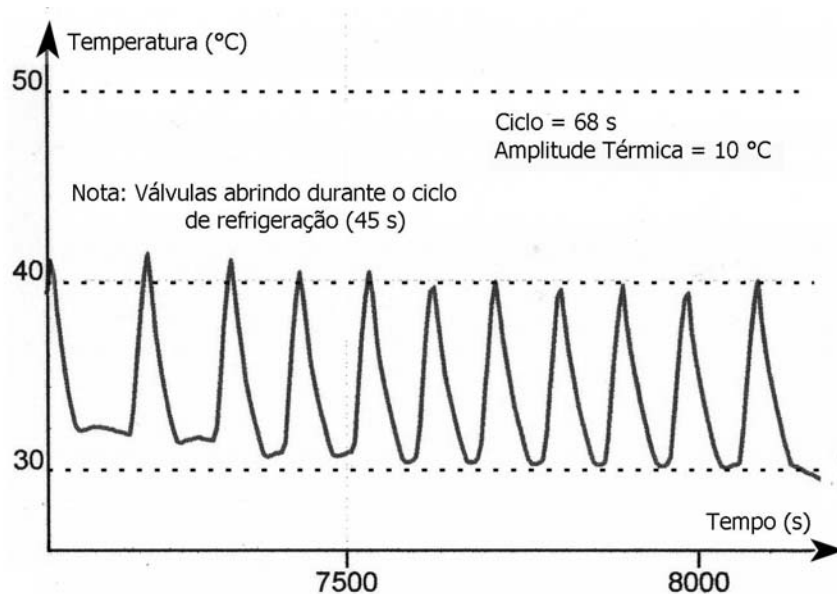


Figura 5.28: Perfil de temperatura captado pelo termopar no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados, com abertura das válvulas durante a fase de refrigeração – temperatura de ref.= 30 °C.

Nova temperatura de referência foi definida: 25 °C. A abertura das válvulas ocorreu durante a fase de refrigeração e a amplitude térmica ficou praticamente igual, 11 °C (figura 5.29). Mas, isto significa que a temperatura máxima alcançada no ponto de medição (36 °C) ficou aquém da temperatura de transição vítrea do inserto, que é de 60 °C. Por outro lado, o tempo de ciclo dobrou, passou para 120 segundos, que ainda é um bom tempo. Nestes ensaios, devido ao bom resfriamento do inserto, a grande dificuldade foi controlar a refrigeração para impedir que a temperatura de referência escolhida não fosse ultrapassada, para baixo. Portanto, o grande resultado deste ensaio foi a constatação de que a refrigeração, com canais incorporados, é realmente uma opção potencial para a refrigeração de insertos por SL.

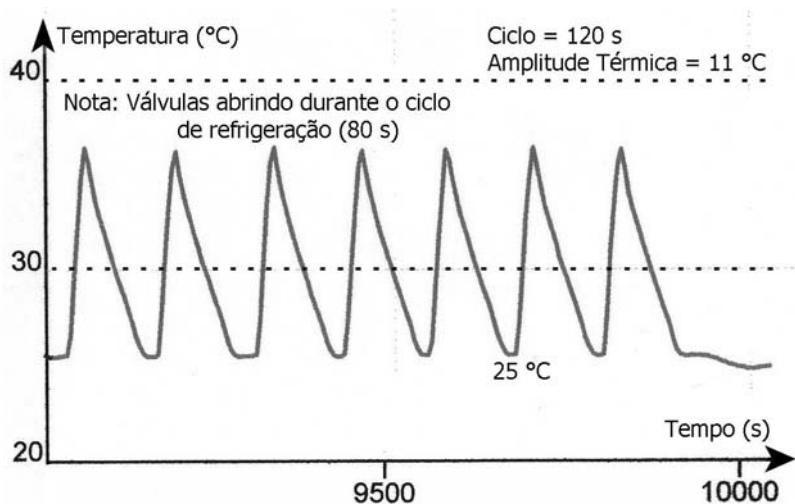


Figura 5.29: Perfil de temperatura captado pelo termopar no inserto móvel SL com canais incorporados autopressurizados, com abertura das válvulas durante a fase de refrigeração - temperatura de ref.= 25 °C.

Infelizmente o inserto móvel, após injetar cerca de 200 peças, sofreu um afundamento e constatou-se um vazamento no elemento de união entre a válvula de retenção e o tubo de entrada do fluido refrigerante no referido inserto. Não houve ruptura do inserto, somente deformação. Houve sim, ruptura da união durante a injeção. A causa mais provável da deformação recai sobre dois fatores: a possível perda do efeito estrutural autopressurizante nos canais de refrigeração, em função do vazamento verificado, e ao amolecimento da resina durante o processamento, por alguma deficiência na refrigeração uma vez que só foi medida a temperatura no inserto fixo, podendo o móvel estar mais aquecido quando se reiniciava o ciclo de injeção.

Paradoxalmente, durante o ensaio, não se verificou variação da pressão nos canais de refrigeração do inserto fixo. Quando foi feita a troca de posição do manômetro para o inserto móvel, com o intuito de se verificar se havia variação de pressão, a união da válvula de retenção rompeu-se!

6 Proposição de um modelo matemático representativo do fenômeno em estudo

Procurando prever o comportamento do inserto durante o processo de injeção, foram realizadas análises mais rigorosas do fenômeno em estudo, onde se contemplou, através de simulações, a real influência de algumas das fontes de incertezas do processo, em especial a compressibilidade do fluido refrigerante, e seus desdobramentos para o inserto. O presente capítulo descreve: o modelo matemático utilizado para executar a simulação, as considerações para o desenvolvimento e aplicação do modelo e os resultados alcançados com as simulações. Adicionalmente a estes, simulações do fluxo de calor foram realizadas com o intuito de se obter, além da distribuição de temperatura dentro dos insertos, o perfil de temperatura resultante na peça “virtualmente” moldada em PP, para diferentes condições de contorno e espessuras de resina entre os canais de refrigeração e a cavidade dos insertos por SL.

6.1 Modelo matemático proposto

Partindo da geometria apresentada na figura 6.1, supõe-se que a coluna de resina é comprimida pela pressão P_{res} ao longo da altura \mathbf{a} , ao mesmo tempo em que as camadas de resina de espessura \mathbf{b} , acima das colunas, são comprimidas por pressões que variam linearmente entre P_r (pressão que atua sobre o fundido) e P_{res} . Da mesma maneira, a resina de espessura \mathbf{b} , acima dos canais de refrigeração, é comprimida por uma pressão que varia de P_r a P_{H_2O} . A linha elástica da viga engastada de espessura \mathbf{b} , que é submetida a

uma carga distribuída dada por P_{RST} (pressão resultante), se deformará, de modo a deslocar um volume ΔV no canal de refrigeração.

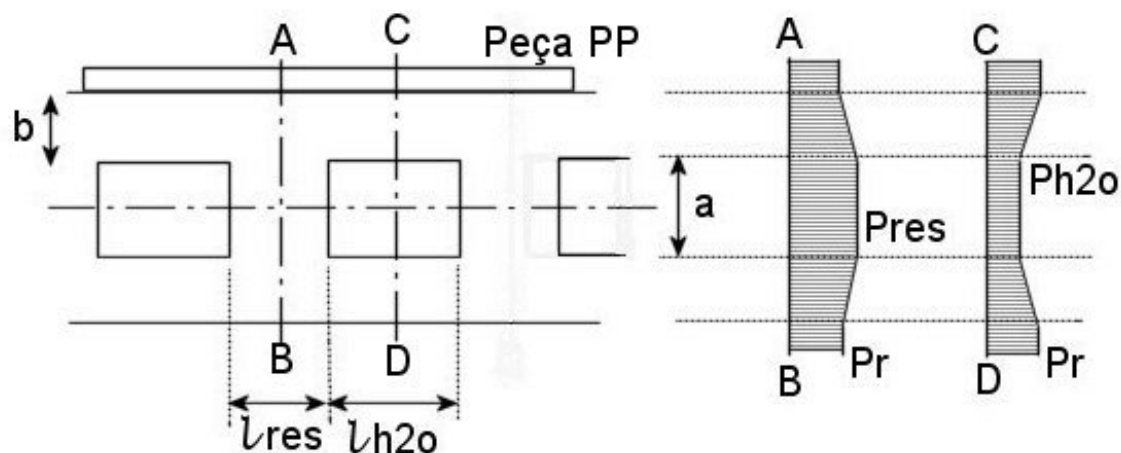


Figura 6.1: Representação esquemática dos esforços e modelo físico considerado na modelagem matemática.

Supondo que as deformações por compressão da resina, entre a linha elástica da placa superior até a metade da espessura da resina abaixo dos canais de água, são significativas, tem-se que as deformações por compressão são:

- Na altura a das colunas:

$$\Delta a = -a \frac{P_{res}}{E_{res}} + \Delta T_{res} \cdot \alpha_{res} \cdot a \quad (1)$$

onde:

E_{res} – módulo de elasticidade à compressão da resina de SL;

α_{res} – coeficiente de dilatação térmica linear da resina de SL;

ΔT_{res} – acréscimo médio de temperatura ao longo da coluna de resina de altura a .

- Na metade inferior da espessura b da resina do inserto, acima dos canais de refrigeração, no plano de corte AB:

$$\Delta(b/2)_{AB} = - \int_0^{b/2} \frac{P}{E_{res}} \cdot dx = - \int_0^{b/2} \frac{P_{res} - (P_{res} - P_r) \cdot \frac{x}{b}}{E_{res}} dx = - \frac{b}{E_{res}} \left(\frac{3}{8} \cdot P_{res} + \frac{1}{8} \cdot P_r \right) \quad (2)$$

- No plano de corte CD:

$$\Delta(b/2)_{CD} = - \int_0^{b/2} \frac{P}{E_{res}} \cdot dx = - \int_0^{b/2} \frac{P_{H2O} - (P_{H2O} - P_r) \cdot \frac{x}{b}}{E_{res}} dx = - \frac{b}{E_{res}} \left(\frac{3}{8} \cdot P_{H2O} + \frac{1}{8} \cdot P_r \right) \quad (3)$$

Lembrando que a deformação da linha elástica da placa superior de espessura **b** é proporcional à carga aplicada e chamando de **K** o coeficiente de proporcionalidade, o qual é função da espessura, do módulo de elasticidade da resina de SL e da largura da placa, pode-se escrever que a variação da área sob a placa – ΔS – é :

$$\Delta S = -K(P_r - P_{H2O}) \quad (4)$$

onde:

$$P_r - P_{H2O} = P_{RST}$$

A variação do volume de um dos canais de refrigeração de largura l_{H2O} e comprimento l_{canal} é dada por:

$$\Delta V_{H2O} = (\Delta a + \Delta(b/2)_{AB} \cdot 2 - \Delta(b/2)_{CD} \cdot 2) \cdot l_{H2O} \cdot l_{canal} + \Delta S \cdot l_{canal} \quad (5)$$

Vale mencionar que as expansões térmicas da resina, correspondente à espessura **b/2** nos planos AB e CD, foram supostas iguais, de modo que seu efeito se cancela. Entretanto, a variação do volume do fluido de resfriamento provoca uma alteração da pressão no fluido, que também está submetido à expansão térmica, de modo que, para um único canal de refrigeração, tem-se:

$$\Delta V_{H2O} - \Delta T_{H2O} \cdot \gamma_{H2O} \cdot a \cdot l_{H2O} \cdot l_{canal} = - \frac{P_{H2O}}{E_{H2O}} \cdot a \cdot l_{H2O} \cdot l_{canal} \quad (6)$$

onde:

E_{H2O} – é o módulo de compressibilidade β do fluido refrigerante, água.

Desenvolvendo (6) tem-se:

$$-\frac{[(\Delta a + \Delta(b/2)_{AB} \cdot 2 - \Delta(b/2)_{CD} \cdot 2) \cdot l_{H_2O} \cdot l_{canal} + \Delta S \cdot l_{canal}]}{a \cdot l_{H_2O} \cdot l_{canal}} + \Delta T_{H_2O} \cdot \gamma_{H_2O} = \frac{P_{H_2O}}{E_{H_2O}} \quad (7)$$

Substituindo (1), (2), (3) e (4) em (7) tem-se:

$$\frac{P_{res}}{E_{res}} + \frac{b}{E_{res} \cdot a} \left(\frac{3}{4} P_{res} - \frac{3}{4} P_{H_2O} \right) + \frac{K}{a \cdot l_{H_2O}} (P_r - P_{H_2O}) + \Delta T_{H_2O} \cdot \gamma_{H_2O} - \Delta T_{res} \cdot \alpha_{res} = \frac{P_{H_2O}}{E_{H_2O}} \quad (8)$$

Do equilíbrio de forças na camada de resina de espessura **b** tem-se:

$$P_r \cdot (l_{H_2O} + l_{res}) = P_{res} \cdot l_{res} + P_{H_2O} \cdot l_{H_2O} \quad (9)$$

Aplicando (9) em (8) e evidenciando P_{H_2O} , tem-se como resultado final:

$$P_{H_2O} = \frac{1}{W} (P_r \cdot Z + A - B) \quad (10)$$

onde:

$$A = \Delta T_{H_2O} \cdot \gamma_{H_2O}$$

$$B = \Delta T_{res} \cdot \alpha_{res}$$

$$Z = \frac{1}{E_{res}} \left(C + \frac{3 \cdot b \cdot C}{4 \cdot a} \right) + \frac{K}{a \cdot l_{H_2O}}$$

$$W = \frac{1}{E_{res}} \left(D + \frac{3 \cdot b \cdot D}{4 \cdot a} + \frac{3 \cdot b}{4 \cdot a} \right) + \frac{K}{a \cdot l_{H_2O}} + \frac{1}{E_{H_2O}}$$

$$C = \frac{(l_{H_2O} + l_{res})}{l_{res}}$$

$$D = \frac{l_{H_2O}}{l_{res}}$$

Para o cálculo do valor de **K**, considera-se que a porção de espessura **b**, acima de um canal de refrigeração é uma viga bi-engastada. De [Timoshenko 1969] tem-se a seguinte equação aproximada, que representa a curva elástica de uma viga bi-engastada:

$$y = \frac{\delta_0}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{l_{H2O}} \right) \quad (11)$$

onde:

y – valor da flexa da placa em uma dada posição x da largura l_{H2O} ;

δ_0 – deslocamento no meio da largura l_{H2O} ;

Por sua vez, δ_0 pode ser obtido por:

$$\delta_0 = \frac{1}{384} \cdot \frac{w l_{H2O}^4}{R} \quad (12)$$

onde R representa o módulo de rigidez da viga e é calculado por:

$$R = \frac{E \cdot b^3 \cdot z}{12} \quad (13)$$

w é a carga por unidade de comprimento, que neste caso é obtida por:

$$w = q \cdot z \quad (14)$$

q é a carga aplicada sobre a placa, que neste estudo será P_{RST} ou P_r , e z a largura da seção reta da viga. Substituindo (13) e (14) em (12) tem-se:

$$\delta_0 = \frac{1}{384} \cdot \frac{q l_{H2O}^4}{E \cdot b^3} \cdot 12 \quad (15)$$

Integrando-se (11), entre os limites 0 e l_{H2O} , tem-se que a variação da área sob a curva, em função da carga aplicada é:

$$\Delta S = \frac{l_{H2O}}{2} \cdot \delta_0 \quad (16)$$

Aplicando-se (15) em (16) obtém-se:

$$\Delta S = \frac{l_{H2O}}{2} \cdot \frac{1}{384} \cdot \frac{q \cdot l_{H2O}^4}{E \cdot b^3} \cdot 12 \quad (17)$$

Desta maneira, o valor de K é dado por:

$$K = \frac{1}{64} \cdot \frac{l_{H2O}^5}{E \cdot b^3} \quad (18)$$

Para a determinação do valor do módulo de compressibilidade E_{H_2O} , ou β_{H_2O} , em um único canal, utiliza-se a equação apresentada por [Linsingen 2001]. A equação abaixo considera somente o efeito da presença de ar livre no fluido refrigerante:

$$\beta_{efetivo} = \frac{1}{\frac{1}{\beta_{liquido}} + \left(\frac{V_g}{V_T}\right) \cdot \frac{1}{\beta_{gas}}} \quad (19)$$

onde:

$\beta_{liquido}$ – Módulo de compressibilidade do líquido refrigerante, água;

$\left(\frac{V_g}{V_T}\right)$ – Valor percentual que relaciona o volume de gás, ou ar livre, com o

volume total de fluido refrigerante no sistema. Para efeito de cálculo, este valor inicial será de 1 % ou 0,01;

β_{gas} – Módulo de compressibilidade do ar. Para processos considerados isotérmicos, este módulo tem o mesmo valor da pressão do sistema. Neste estudo, se considera que o processo é isotérmico.

Quando se considera mais de um canal de refrigeração sobre a cavidade, e as demais canalizações entre estes canais e as válvulas para o confinamento do fluido refrigerante, deve-se ajustar o $\beta_{efetivo}$ para um $\beta_{equivalente}$, como proposto abaixo:

$$\beta_{equivalente} = E_{eq} = E_{H_2O} \cdot \frac{a \cdot l_{H_2O} \cdot l_{canal} \cdot n}{V_T} \quad (20)$$

onde:

V_T – volume total de fluido confinado;

n – número de canais.

Definido o equacionamento para o cálculo da elevação de pressão no fluido refrigerante, é necessário obter o perfil de temperatura nas colunas, entre os canais de refrigeração e no fluido confinado, para que se possa computar o efeito da temperatura, durante o processo de injeção, na variação da pressão do fluido. Para esta tarefa, foi utilizado o programa de simulação de fluxo de calor CFD Studio 1.0, desenvolvido pelo laboratório SINMEC da UFSC, e disponível na Internet para utilização (www.sinmec.ufsc.br/cfd).

Desta maneira, conhecendo-se: os módulos de elasticidade e compressão da resina, as dimensões dos canais e inserto, os coeficientes de dilatação da resina e do fluido refrigerante, os acréscimos de temperatura na resina e no fluido, o módulo de compressibilidade do fluido refrigerante e as pressões atuantes na cavidade, é possível determinar a fração da pressão que o fluido está suportando e, conseqüentemente, a pressão resultante sobre a placa, bem como sua flexa máxima. Com isto, pode-se ter uma idéia da deformação máxima da peça a ser injetada.

6.2 Modelo matemático: considerações iniciais e definição dos valores das variáveis

Com as fórmulas matemáticas apresentadas, no item anterior, montou-se uma planilha eletrônica com o objetivo de se ter uma maior flexibilidade e agilidade no cálculo da P_{H_2O} , bem como na determinação da flexa máxima, para diferentes valores das variáveis. Desta forma, foram feitas as seguintes considerações iniciais:

- Módulo de elasticidade da resina: sabe-se que este varia com a temperatura, pois a peça chega a amolecer com o aumento da

temperatura da resina, como foi observado no estudo de caso 1. No entanto, por não se possuir dados confiáveis sobre tal variação, se optou por considerá-lo **constante**, durante o processo de injeção;

- Módulo de compressibilidade do fluido de refrigeração (água - <http://hyperphysics.phy-astr.gsu.edu/hbase/permot3.html>): também é considerado **constante**. Tal consideração encerra uma incerteza, pois seu valor tende a crescer de forma não-linear com a pressão e a decrescer com a temperatura. Com relação ao efeito do ar livre no fluido, considera-se que sua relação com o volume total do fluido confinado é de 1%. Tal valor é tido como usual em sistemas hidráulicos, segundo [Linsingen 2001];
- Pressão de atuação P_r : é de 100 bar ($1,0 \times 10^7$ Pa), o que equivale à pressão de recalque observada durante os estudos de casos. Com o auxílio dos resultados da distribuição de temperatura no inserto e no moldado, obtidos pelo programa de simulação CFD Studio, se arbitrou uma variação da pressão de atuação P_r em função do tempo de injeção e da temperatura do fundido. Por simplificação, o perfil desta pressão é dividido em 3 segmentos lineares, como apresentado a seguir:
 - ✓ Pressão ascendente (0 a 100 bar): de 0 a 2 s – fase de preenchimento;
 - ✓ Pressão constante (100 bar): de 2 s até o momento em que a temperatura do centro da peça atingir 150 °C – fase de recalque;
 - ✓ Pressão descendente (100 a 50 bar): do tempo final da fase anterior até o momento em que a temperatura do centro atingir aproximadamente 100 °C. Após este valor, se considera que as

válvulas que confinam o fluido refrigerante são abertas, iniciando um processo de convecção forçada.

- Dimensões da peça e inserto: considerou-se uma peça com dimensões de 40 X 40 X 2 mm e insertos com canais de refrigeração retangulares de 3 X 3 X 40 mm, espaçados entre si de 3 mm. A espessura de resina entre a cavidade e os canais varia de 1 a 3 mm;
- O volume de fluido fora dos canais foi calculado com base no estudo de caso 1, levando-se em consideração os diâmetros e comprimentos dos tubos e coletores.

A tabela 9 apresenta os valores descritos acima e aqueles utilizados no modelo matemático proposto para o cálculo dos esforços:

Tabela 9: Quadro dos valores das variáveis utilizadas na planilha eletrônica

Variáveis	Valores	Unid.	Descrição
Lres	3.0 E-03 a 0.5 E-03	metro	Largura da coluna de resina entre canais (fig. 6.1)
Lh2o	3.0 E-03	metro	Largura do canal de refrigeração (fig. 6.1)
Lcanal	4.0E-02	metro	Comprimento do canal de refrigeração
n. canais	6 e 9	ADM	
Eh2o	2.20E+09	Pa	Módulo de compressibilidade da água sem ar
Eh2o-1%	2.96E+07	Pa	Módulo de compressibilidade da água com ar – 1%
Eh2o-0,5%	5.84E+07	Pa	Módulo de compressibilidade da água com ar – 0,5%
Eh2o-0,1%	7.33E+08	Pa	Módulo de compressibilidade da água com ar – 0,1%
Eh2o-0,08%	3.20E+08	Pa	Módulo de compressibilidade da água com ar – 0,08%
Eres-comp	1.52E+09	Pa	Módulo de compressão da resina SL
Eres	2.12E+09	Pa	Módulo de elasticidade da resina SL
a-alt.canal	3.0E-03	metro	Altura do canal
b-esp. SL	1.00E-03 a 3.00E-03	metro	Espessura da camada de resina sob os canais
Vol.canal	3.60E-07	m ³	Volume de um canal de refrigeração
Vol.tubos	7.54E-06	m ³	Volume das demais tubulações, for a os canais
Vol.tot.h2o	9.70E-06	m ³	Volume total de fluido de refrigeração
K	6.63E-17 a 1.79E-12	m ² /Pa	Constante de proporcionalidade – fórmula (4)
Eh2o equi	6.59E+06	Pa	Módulo de compressibilidade equivalente – form. (20)
Pr	0 a 1.0 E+07	Pa	Pressão de atuação
Pi	2.0 E +05	Pa	Pressão nos canais quando o fluido é confinado
Ph2o		Pa	Pressão no fluido - calculado
C	2.0 e 7.0	ADM	Formula (10)
D	1.0 e 6.0	ADM	Formula (10)
W	3.71E-08 a 1.09 E-07	1/Pa	Formula (10)
Z	4.62 E-09 a 1.19 E-07	1/Pa	Formula (10)
W equiv	1.55 a 1.22 E-07	1/Pa	Valor de W quando se considera o Eeq – fórmula (20)

6.3 Determinação da distribuição de temperatura: considerações iniciais e definição dos valores das variáveis para simulação

Para se calcular a distribuição das temperaturas do conjunto moldado/inserto (SL e aço), utilizando o programa CFD Studio 1.0, levou-se em conta as seguintes considerações:

- As dimensões dos insertos SL e canais de refrigeração são as mesmas definidas para o modelo matemático. A figura 6.2 ilustra a malha utilizada. Cada elemento da malha possui a dimensão de 0,5 X 0,5 mm. Para a definição do perfil de temperatura da peça, a malha da região onde se definiu como peça (PP, na figura 6.2) foi dividida por 10, resultando dimensões unitárias de 0,05 X 0,05 mm;
- Para o inserto em aço, a malha possui uma altura maior, 20 mm, com o mesmo comprimento, 40 mm. A simulação se diferencia da realizada no inserto SL quanto à condição de troca de calor: convecção ao invés de condução;

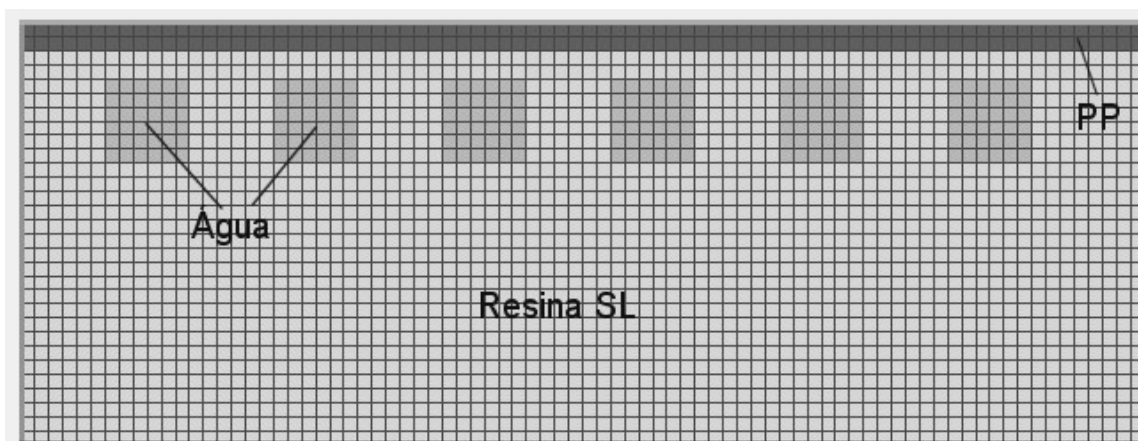


Figura 6.2: Malha utilizada para definir a distribuição de temperatura no inserto e moldado.

- O valor do coeficiente de película, utilizado para o cálculo da convecção, foi de $100 \text{ W/m}^2\text{k}$. Este valor foi arbitrado com base na faixa usual apresentada em [Incropera 1992];
- A temperatura do fundido foi de $205 \text{ }^\circ\text{C}$ e a da água variou entre -10 e 60°C ;
- O tempo de simulação foi de, no máximo, 25 segundos.

6.4 Apresentação dos resultados e comentários: pressão no fluido de refrigeração e deformação da placa

Dois casos extremos foram analisados pela metodologia descrita anteriormente. O primeiro, em que a espessura de resina sobre o canal de refrigeração possui $1,0 \text{ mm}$; e o segundo, onde esta mesma espessura é de $3,0 \text{ mm}$. Estes dois casos têm relação com os estudos de casos 1 e 3, respectivamente. Também foram feitas simulações variando-se os valores dos módulos de elasticidade da resina e compressibilidade do fluido, para que se possa testar a influência dos mesmos nas pressões e deformações calculadas.

O resultado da distribuição de temperatura no inserto, em função do tempo, permitiu calcular, para cada instante, a temperatura média da coluna de resina e do fluido de refrigeração, sendo os resultados apresentados nas figuras 6.3 e 6.4. Estes valores, juntamente com os parâmetros anteriormente definidos, foram inseridos na planilha de dados para se calcular a fração da pressão que o líquido está suportando e as deformações máximas que o material, que separa a cavidade dos canais, poderá sofrer. Vale ressaltar que, em função da baixa condutividade térmica da resina, para uma espessura de $3,0 \text{ mm}$, praticamente não houve aumento de temperatura das colunas e do

fluido refrigerante, para a escala de tempo usualmente utilizada nos processos de injeção.

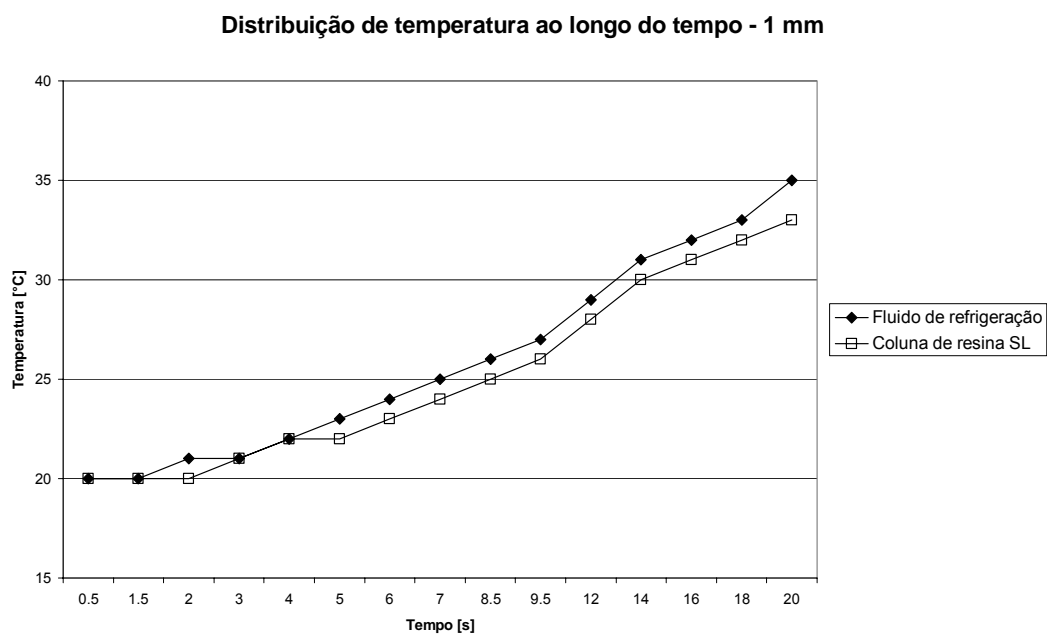


Figura 6.3: Distribuição de temperatura no fluido e na coluna de resina para uma espessura de 1,0 mm de resina entre cavidade e canais.

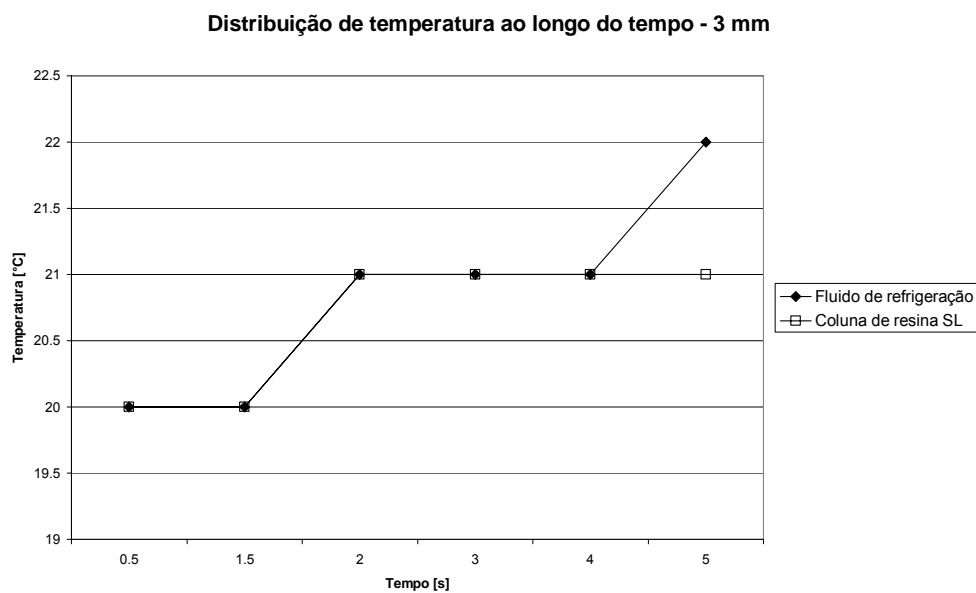


Figura 6.4: Distribuição de temperatura no fluido e na coluna de resina para uma espessura de 3,0 mm de resina entre cavidade e canais.

6.4.1 Inserto SL com espessura de 1,0 mm: resultados e comentários

As figuras 6.5 e 6.6 ilustram os resultados alcançados no cálculo da pressão no fluido e da deformação da resina sobre o canal, com 1,0 mm de espessura. Este resultado demonstra que para um módulo de compressibilidade equivalente com 1% de ar livre – de valor $2.96 \text{ E}+07 \text{ Pa}$ – e, portanto, bastante inferior ao apresentado pela resina de SL – $2.12 \text{ E}+09 \text{ Pa}$ – o fluido quase não oferece resistência à deformação. Ressalta-se que, o valor da pressão do fluido calculado para 1 canal (sem considerar o volume morto da tubulação e dos canais de alimentação), apresenta-se significativamente maior. Mesmo assim, este aumento de pressão só causaria uma diminuição de 0,001 mm nos valores das flexas mostradas na figura 6.6. Tal constatação induz ao raciocínio de que, para se aumentar a parcela da força de atuação absorvida pelo fluido, deve-se procurar diminuir ao máximo os volumes mortos, isto é, aqueles além dos canais situados abaixo da cavidade.

Procurando verificar se o modelo produz respostas similares ao observado na prática, a planilha eletrônica foi alimentada com dados que refletissem a situação observada no estudo de caso 1. Como não é conhecido o comportamento real da variação do módulo de elasticidade da resina com a temperatura, variou-se o seu valor até que se obtivesse uma deformação máxima de cerca de 0,25 mm, valor este, condizente com o medido na prática para o caso 1. Vale mencionar que, embora nas temperaturas elevadas, possivelmente atingidas neste caso, a hipótese de linearidade, tensão X deformação do modelo, talvez não seja mais válida, decidiu-se aplicá-la mesmo assim para se aumentar a compreensão do processo.

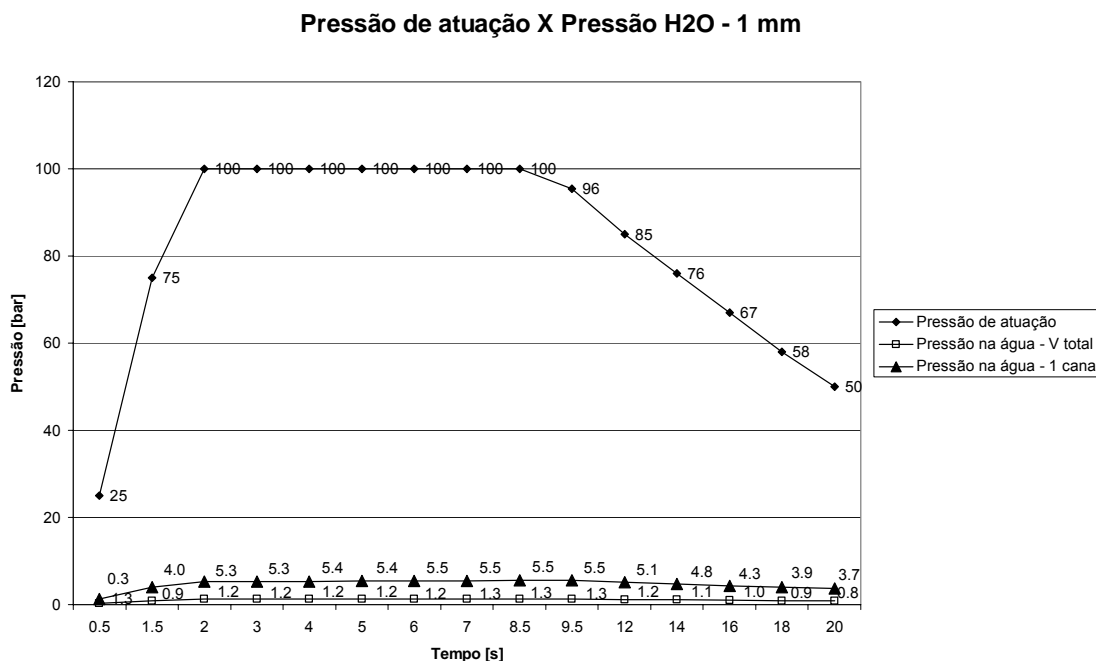


Figura 6.5: Resultado da variação de pressão no fluido para um módulo de elasticidade da resina constante e 1% de ar livre no fluido refrigerante – espessura de 1 mm e temperatura do fluido de 20 °C.

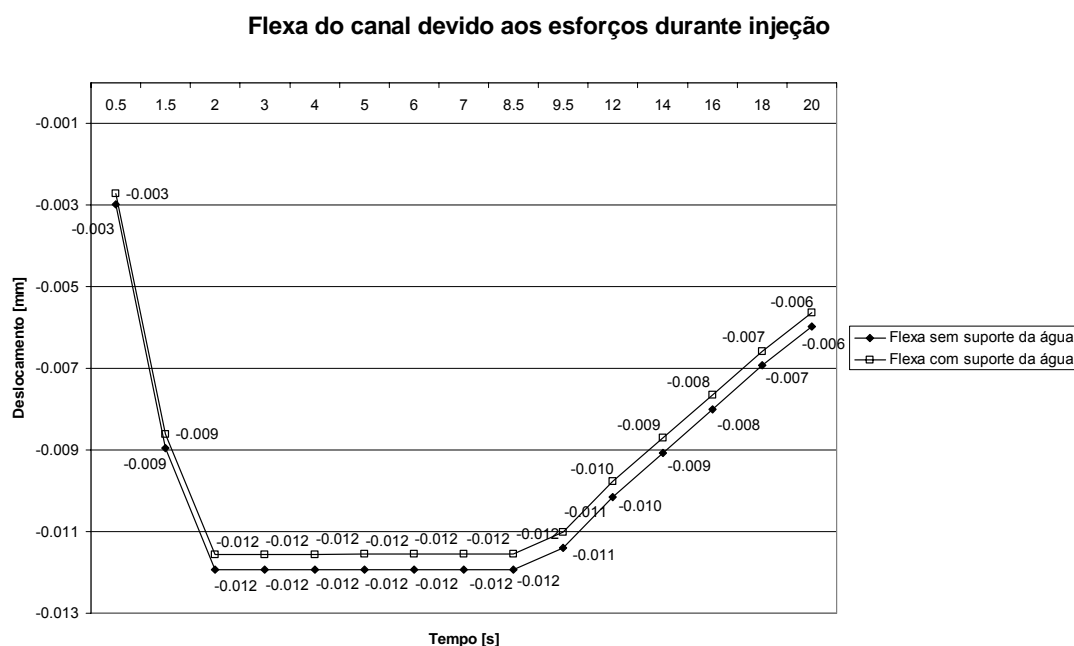


Figura 6.6: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C.

Os resultados estão ilustrados nas figuras 6.7 e 6.8. Para se alcançar a deformação desejada, considerando o volume total de fluido e a quantidade de ar livre em 1%, os valores dos módulos de elasticidade de compressão e tração

da resina foram reduzidos a 5% do valor inicial. Apesar de apresentar uma pressão superior à constatada na prática – 10 a 12 bar, os resultados das deformações se mostraram coerentes com os medidos nas peças obtidas no estudo de caso 1. Vale observar que a geometria do canal modelado não é a mesma do caso prático.

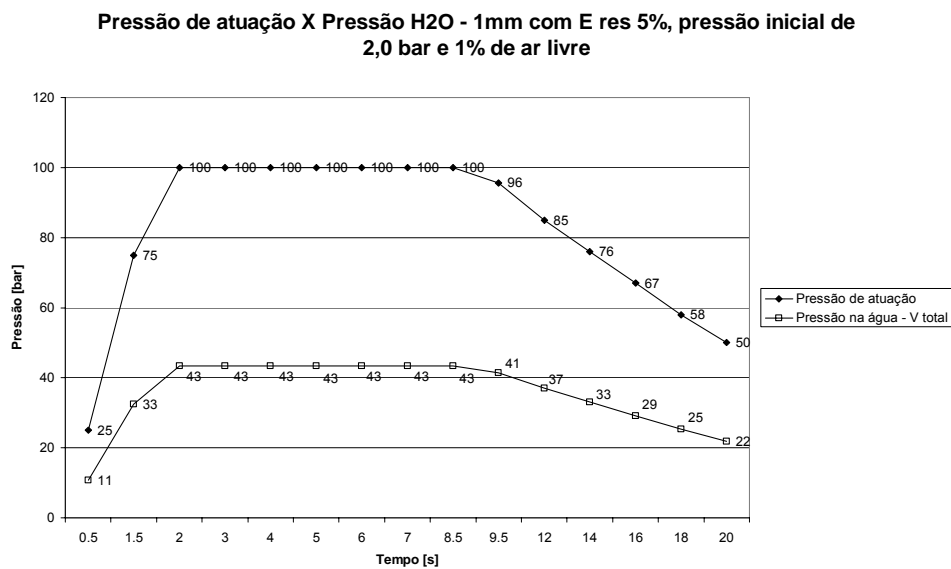


Figura 6.7: Pressão de atuação X pressão no fluido – espessura de 1,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C.

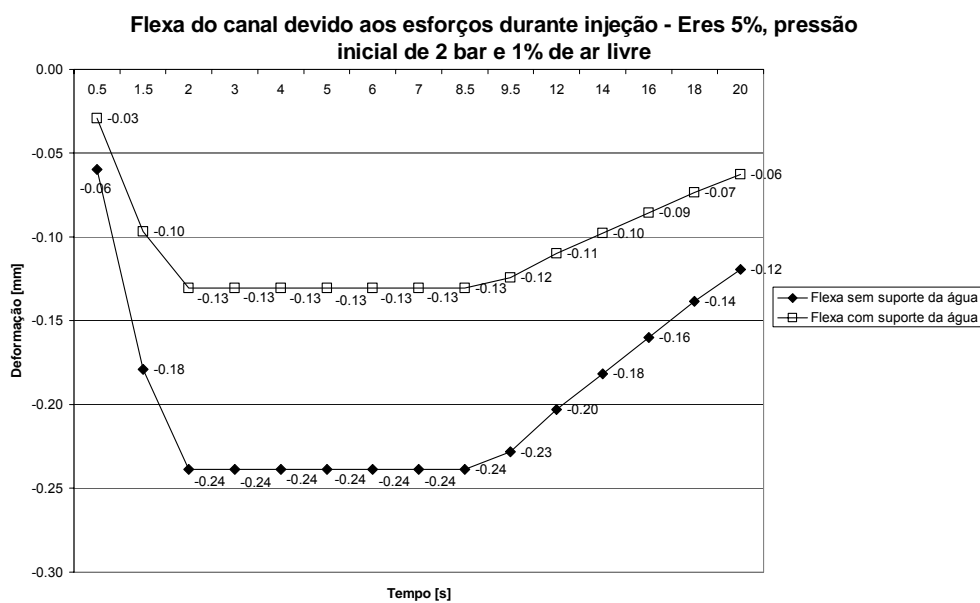


Figura 6.8: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, módulo de elasticidade da resina em 5% do valor inicial e temperatura do fluido de 20 °C.

Tendo o modelo indicado certa coerência com o comportamento real, uma nova situação foi testada. Mantendo-se o valor dos módulos da resina em 5% do original, o que parece razoável frente a real possibilidade do material comportar-se como um elastômero com o aumento da temperatura, se aumentou somente a pressão inicial do fluido refrigerante para 10 bar. O resultado obtido é mostrado na figura 6.9. Somente com esta mudança, houve uma redução na deformação da viga, aumentando a fração da pressão de atuação absorvida pelo fluido. A figura 6.10 ilustra as deformações esperadas na viga, mantendo-se as condições iniciais – módulos da resina com 5% de seu valor original e pressão inicial de 2,0 bar – supondo uma diminuição de ar livre no fluido para 0,5%.

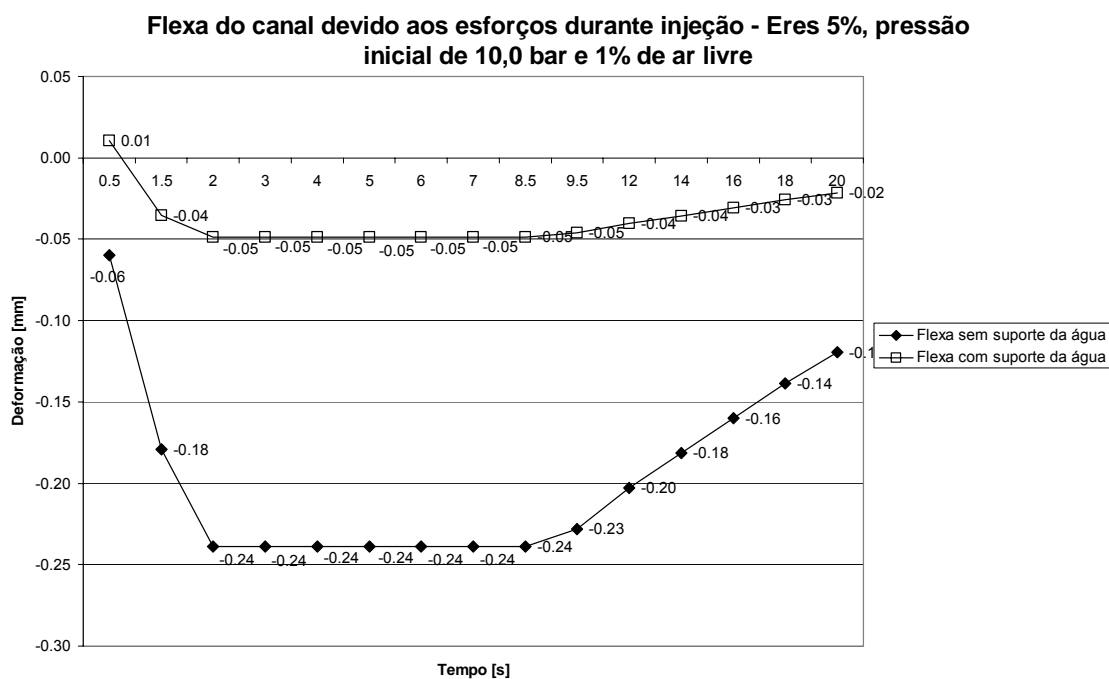


Figura 6.9: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, módulo de elasticidade da resina em 5% do valor inicial e pressão inicial de 10,0 bar.

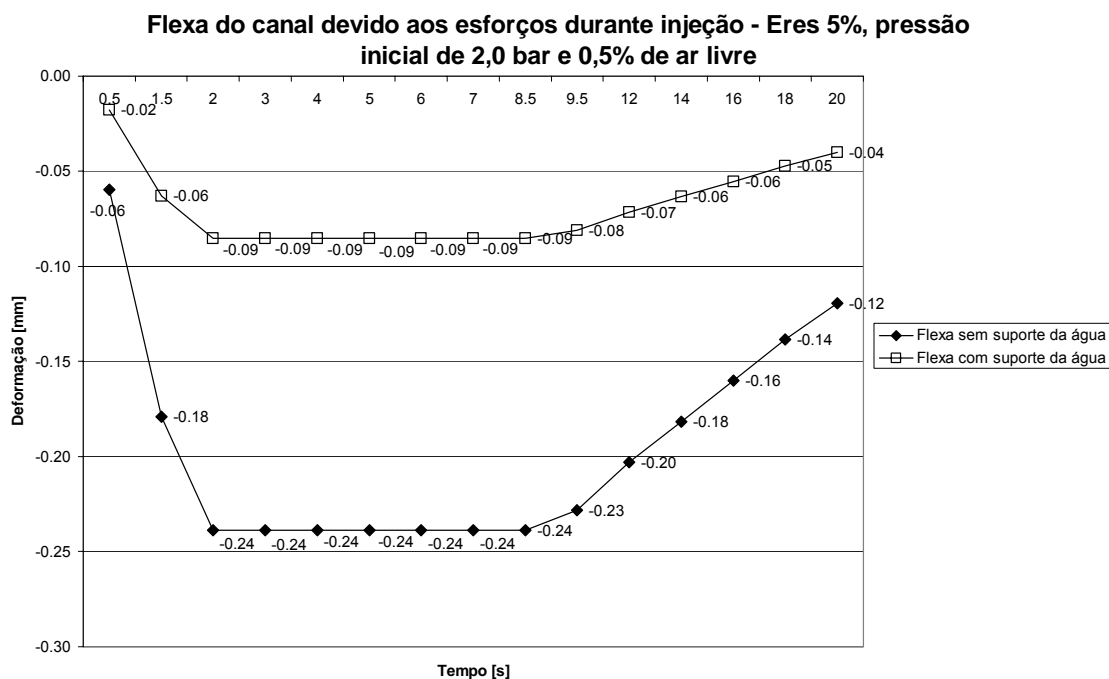


Figura 6.10: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,5%, módulo de elasticidade da resina em 5% do valor inicial e pressão inicial de 2,0 bar.

Em um novo exercício, com resultados apresentados nas figuras 6.11 e 6.12, foram mantidos os valores dos módulos da resina em 5% do inicial, a pressão inicial do fluido em 10 bar e o percentual de ar livre em 0,5%. Como resultado principal obteve-se uma redução substancial da deformação, que passou de 0,13 mm para 0,02 mm, em comparação com os resultados apresentados na figura 6.8. A pressão no fluido também aumentou, como era de se esperar, pois este passou a absorver uma maior parcela dos esforços durante a injeção.

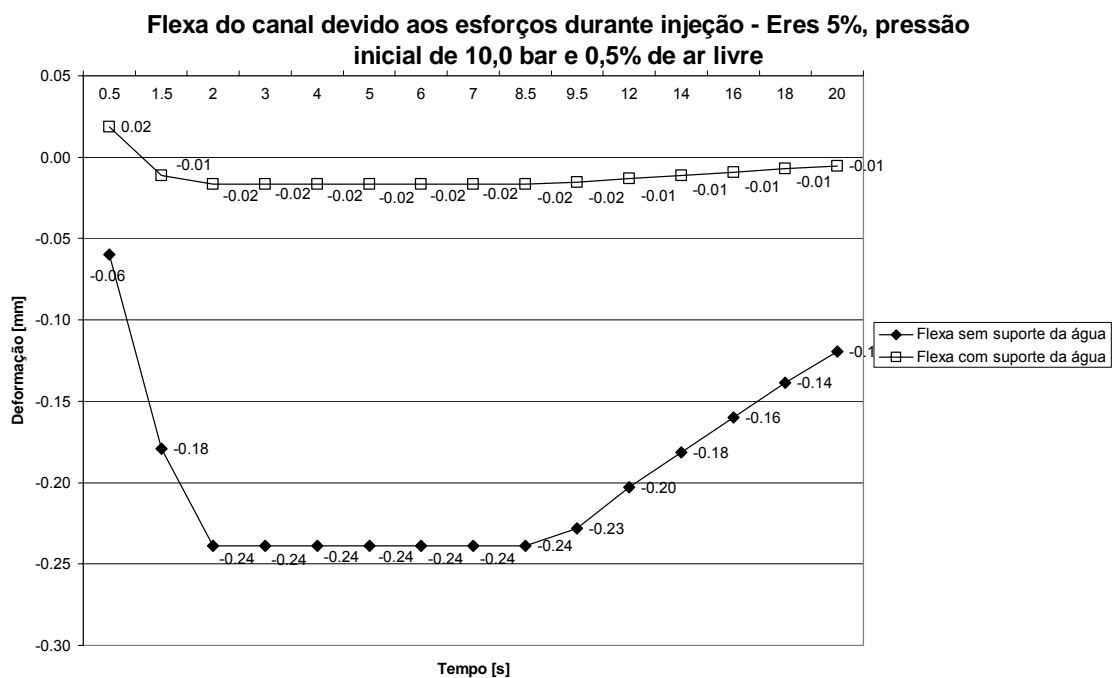


Figura 6.11: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,5% e pressão inicial de 10,0 bar.

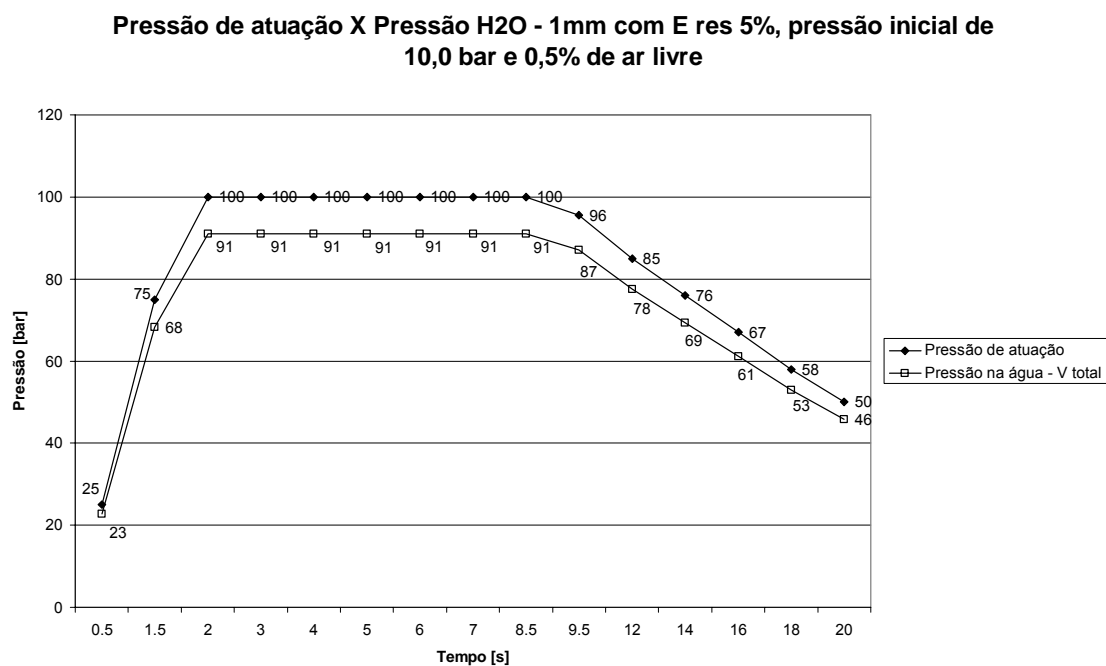


Figura 6.12: Pressão de atuação X pressão no fluido – espessura de 1,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,5% e pressão inicial de 10,0 bar.

Em outro exercício, foram mantidos os valores dos módulos da resina em 5% do inicial, a pressão inicial em 2,0 bar e o percentual de ar livre em 0,1%. A figura 6.13 ilustra os resultados alcançados, que são melhores que os obtidos na figura 6.11, sem o inconveniente de se operar com pressões inicial do fluido mais altas (10 bar), o que pode ser um risco para o operador da máquina.

Como último exercício, procurou-se identificar qual a quantidade de ar livre que proporciona uma deflexão máxima na casa dos décimos de milésimos. O valor encontrado foi de 0,08% de ar livre e os resultados alcançados estão ilustrados na figura 6.14. Portanto, para se ter uma baixa deformação, a eliminação do ar livre parece ser o caminho mais adequado.

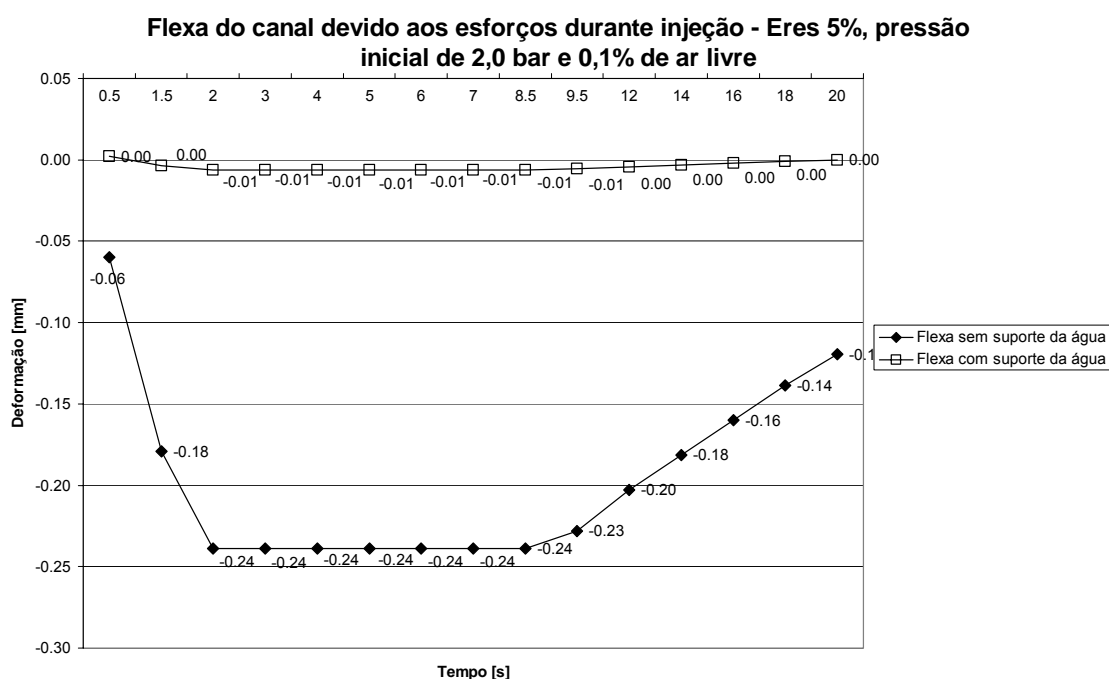


Figura 6.13: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,1% e pressão inicial de 2,0 bar.

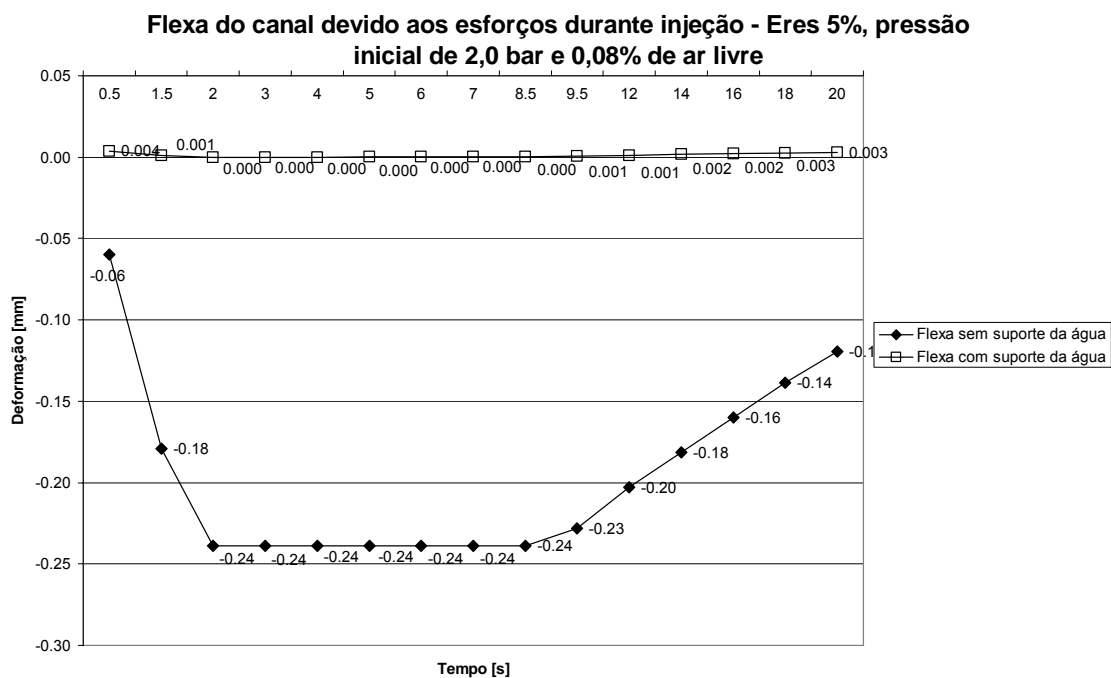


Figura 6.14: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 1,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C, ar livre 0,08% e pressão inicial de 2,0 bar.

6.4.2 Inseto SL com espessura de 3,0 mm: resultados e comentários

As figuras 6.15 e 6.16 ilustram os resultados da variação de pressão do fluido e deformações, obtidos na simulação, mantidas pressões e módulos definidos inicialmente. As pressões observadas, durante o estudo de caso 3, mostram uma pequena discrepância entre o valor calculado e o medido.

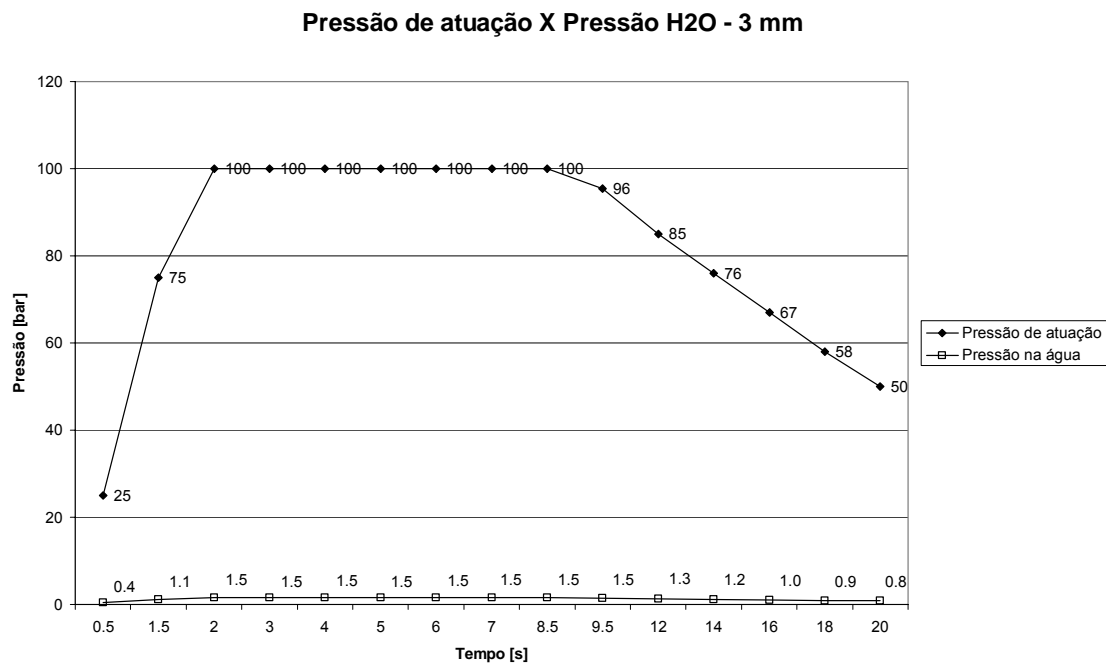


Figura 6.15: Pressão de atuação X pressão no fluido – espessura de 3,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C.

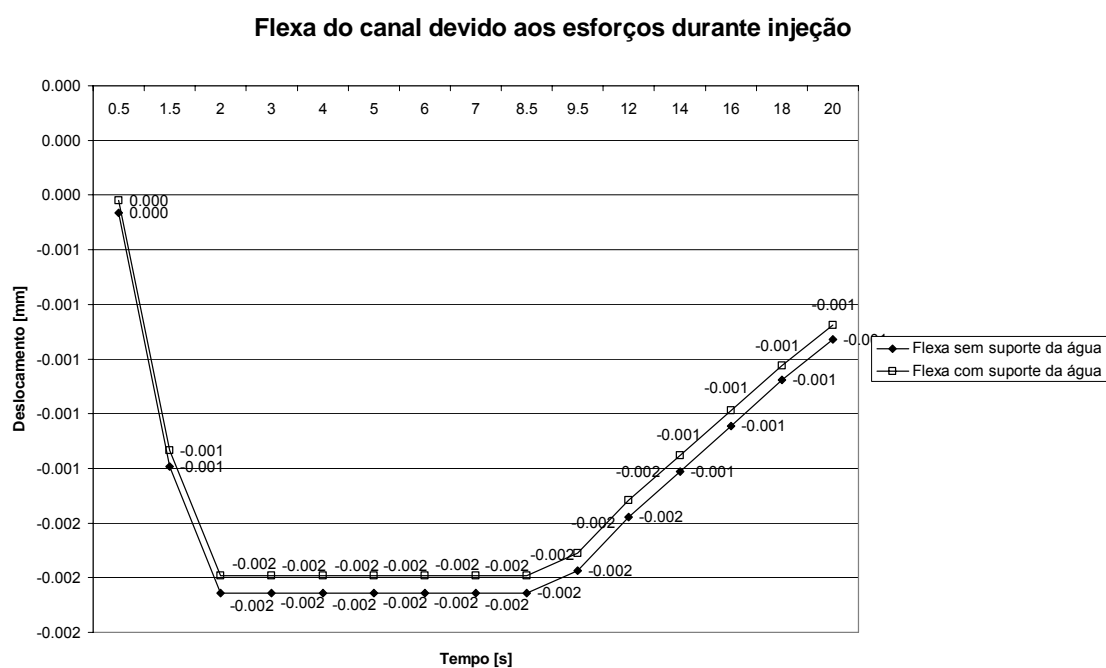


Figura 6.16: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 3,0 mm e temperatura do fluido de 20 °C.

A variação da temperatura na camada de resina de 3,0 mm, obtida pela simulação, mostra uma variação de 25 °C, conforme ilustra a figura 6.17, contra uma elevação média de aproximadamente 40 °C para uma camada de 1,0 mm, conforme resultados contidos na figura 6.18. Como exercício, arbitrando os módulos de elasticidade da resina em 50 % de seu valor inicial, ainda assim se tem uma deformação na casa dos milésimos de milímetro e um aumento de pressão da ordem de 1,5 bar, conforme atestam os resultados obtidos em 6.19 e 6.20.

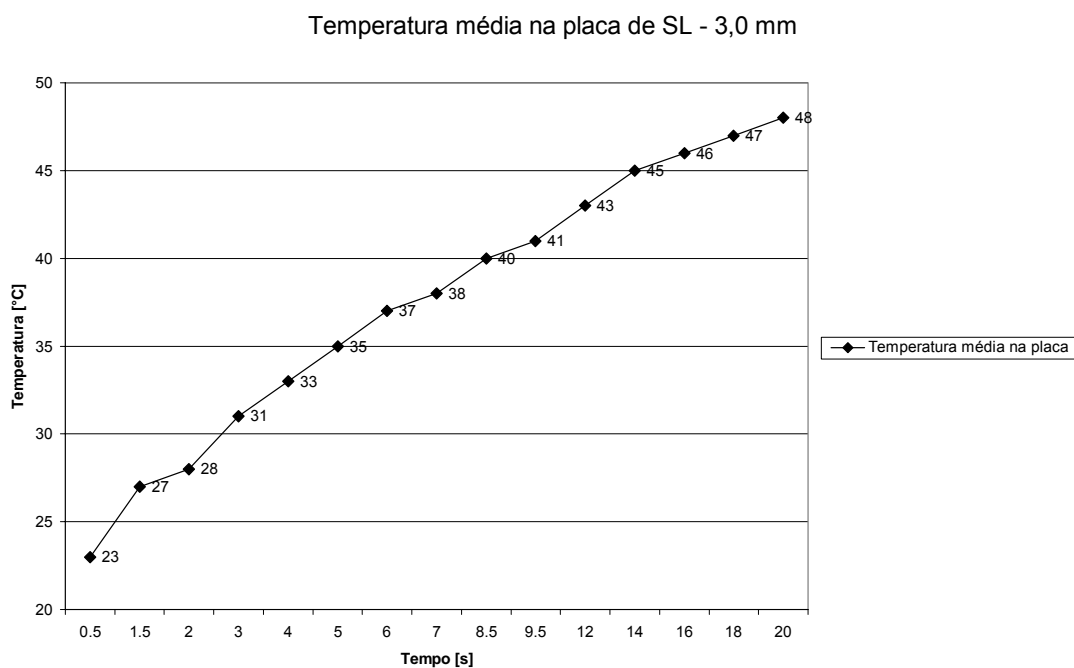


Figura 6.17: Variação da temperatura média observada na camada de espessura de 3,0 mm.

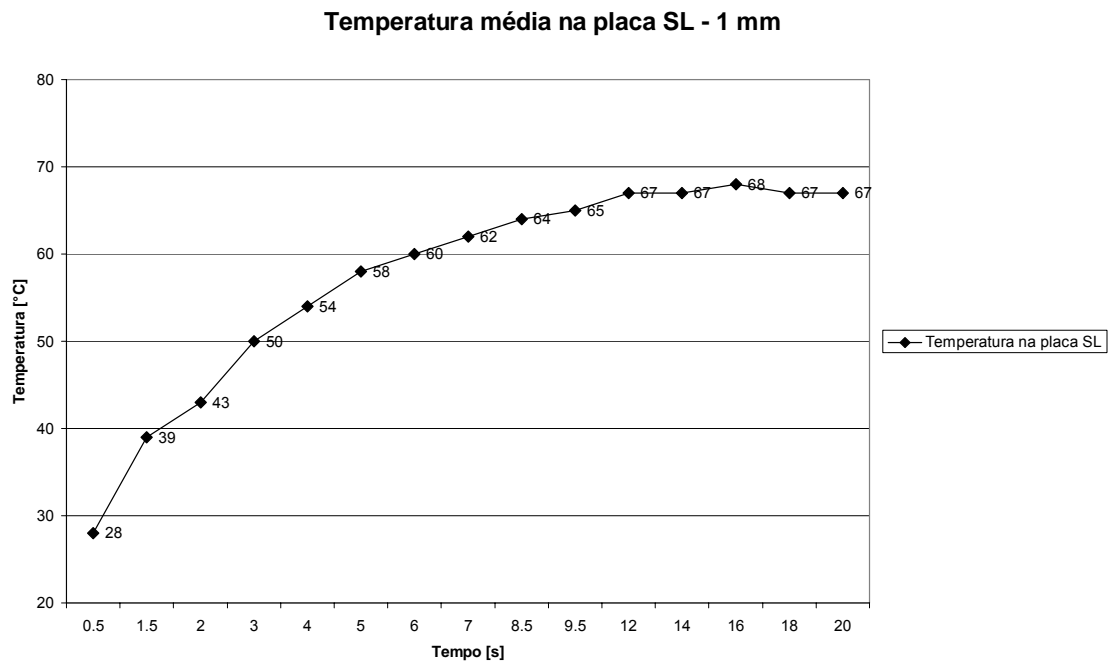


Figura 6.18: Variação da temperatura média observada na camada de espessura de 3,0 mm.

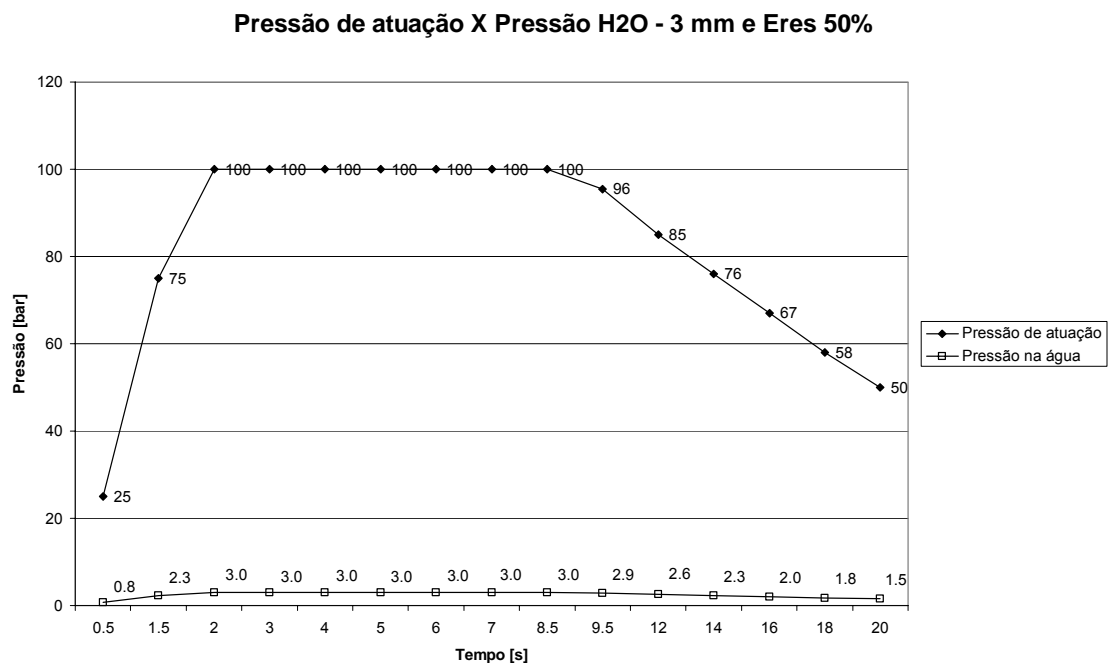


Figura 6.19: Pressão de atuação X pressão no fluido – espessura de 3,0 mm, temperatura do fluido de 20 °C e Eres 50%.

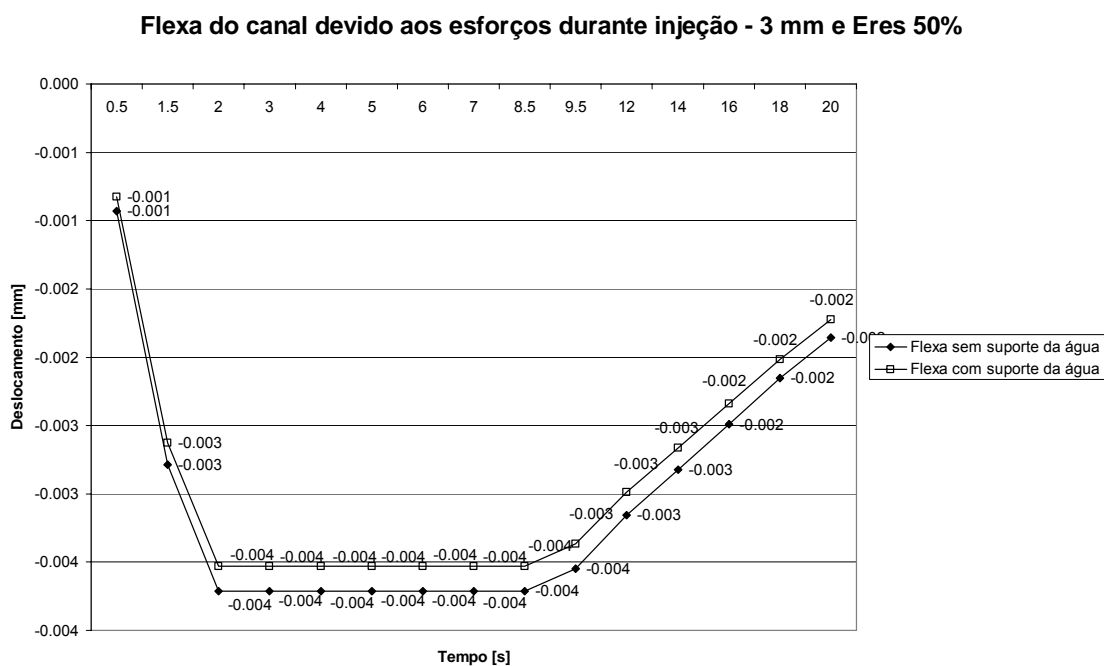


Figura 6.20: Deformação da parede de resina entre a cavidade e os canais de refrigeração – espessura de 3,0 mm, temperatura do fluido 20 °C e Eres 50%.

Portanto, com base nos resultados observados no estudo de caso 3 e nas simulações apresentadas neste capítulo, para uma pressão atuante de 100 bar e camada de resina de 3,0 mm de espessura, o efeito de suporte estrutural da água, como fluido refrigerante, não parece ser significativo.

6.5 Apresentação dos resultados e comentários: perfil de temperatura na peça injetada

Como também se deseja saber se o processo proposto permite que se obtenha um perfil de temperatura, ao longo do tempo, similar àquele obtido quando se utilizam insertos em aço, simulações foram efetuadas pelo programa CFD Studio, supondo uma peça injetada em PP com 2 mm de espessura por um inserto em aço com fluido refrigerante nas temperaturas iniciais de 40 e 60 °C, bem como um inserto SL, com placas de espessura de 1,0 e 0,5 mm e temperatura inicial do fluido e inserto de 5, 10 e -10 °C.

Obviamente, o uso de uma placa de espessura 0,5 mm e temperatura inicial de -10 °C é de viabilidade bastante duvidosa do ponto de vista técnico. Mesmo assim, tal simulação foi efetuada para se verificar o grau de dificuldade em se igualar, o perfil de temperatura obtido na peça moldada pelo processo proposto, com aquele obtido no processo convencional – inserto de aço. Esta situação é bastante desejada quando se aplica o RT para produção de protótipos, cujas propriedades mecânicas, que variam com a velocidade de retirada de calor do fundido – em especial dos semi-cristalinos – são importantes. Os resultados apresentados nas figuras 6.21 a 6.25 foram obtidos para tempos de injeção de 1,5 s, 3,0 s, 6,0 s e 10 s. O volume de controle número 1 corresponde a superfície da peça injetada e a de número 10 ao plano de simetria no centro da peça. Note-se, que mesmo com uma espessura de 0,5 mm de placa e temperatura de -10°C, não foi possível igualar o perfil de temperatura da peça. Somente, ao final de 10 segundos, é que a peça injetada em todos os insertos SL, sem exceção, alcançou uma temperatura central aceitável para a ejeção – de 130 a 150 °C. Nos insertos em aço, este tempo está entre 6,0 e 7,0 segundos. Isto ilustra a dificuldade em se retirar calor da peça, quando se leva em consideração a baixa condutividade da resina disponível em SL.

Perfil de temperatura da peça injetada em Aço e SL - 1,5 s

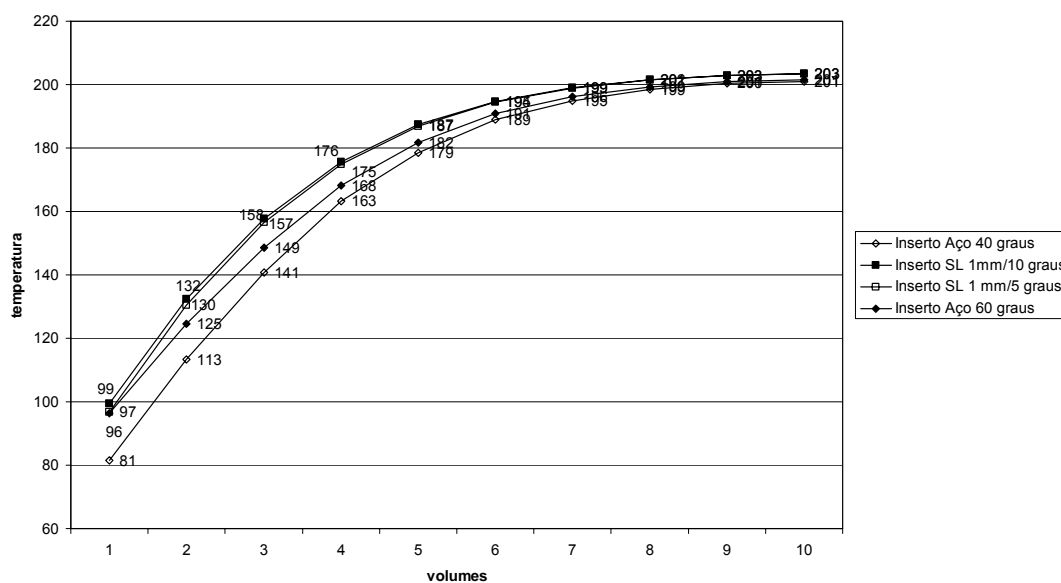


Figura 6.21: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 1,0 mm (5 e 10 °C) – tempo de 1,5 s.

Perfil de temperatura da peça injetada em aço e SL- 3s

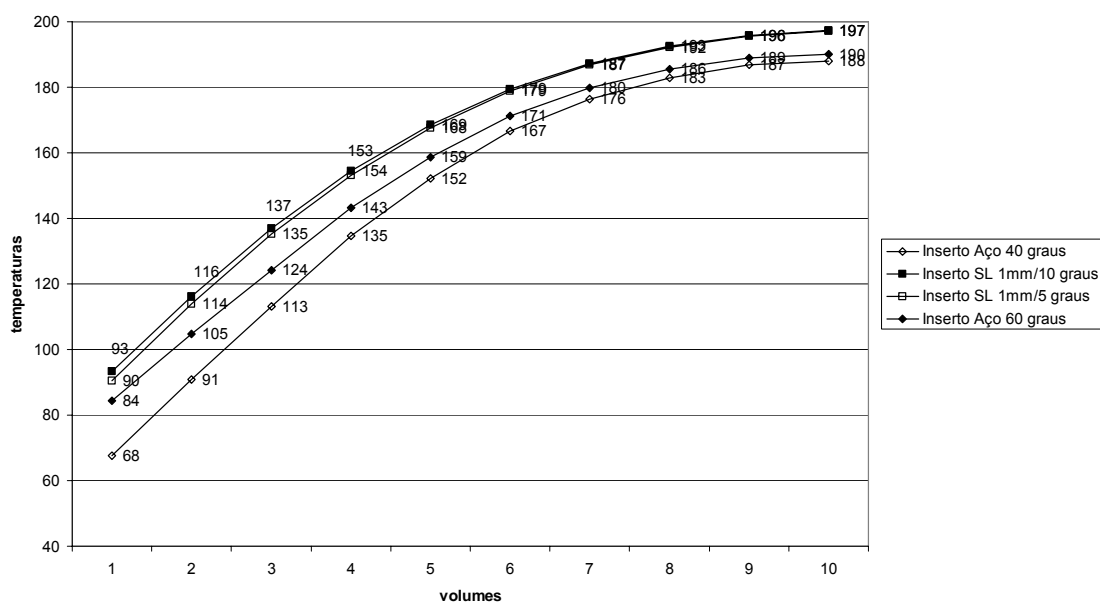


Figura 6.22: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 1,0 mm (5 e 10 °C) – tempo de 3,0s.

Perfil de temperatura da peça injetada em aço e SL - 6 s

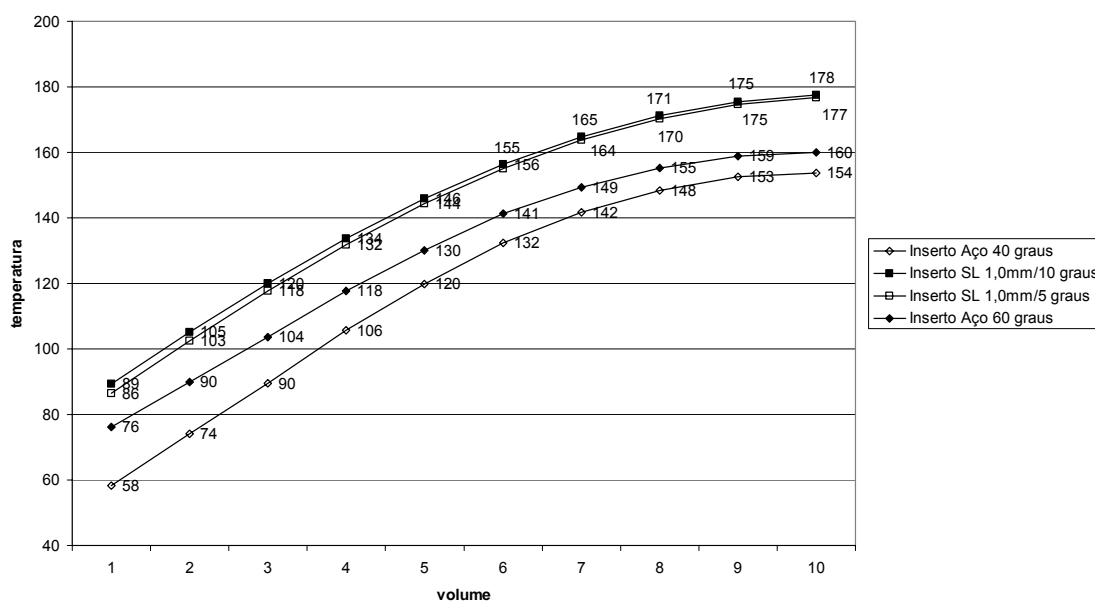


Figura 6.23: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 1,0 mm (5 e 10 °C) – tempo de 6,0s.

Perfil de temperatura da peça injetada em inserto de aço e SL - 10 s

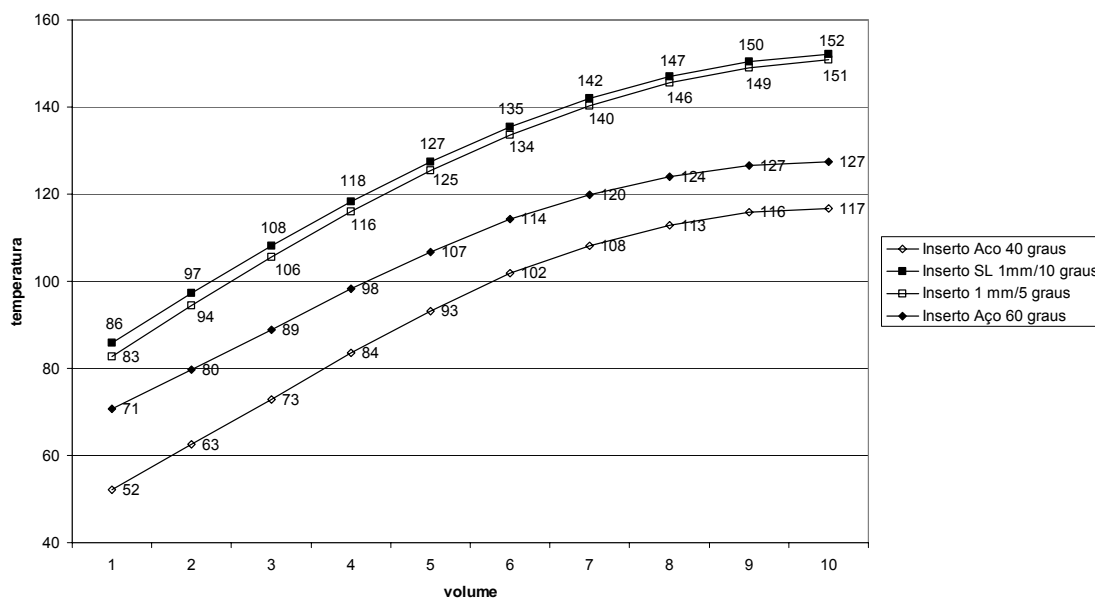


Figura 6.24: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 1,0 mm (5 e 10 °C) – tempo de 10,0s.

Perfil de temperatura da peça injetada em aço e SL 0,5 mm - 10 s

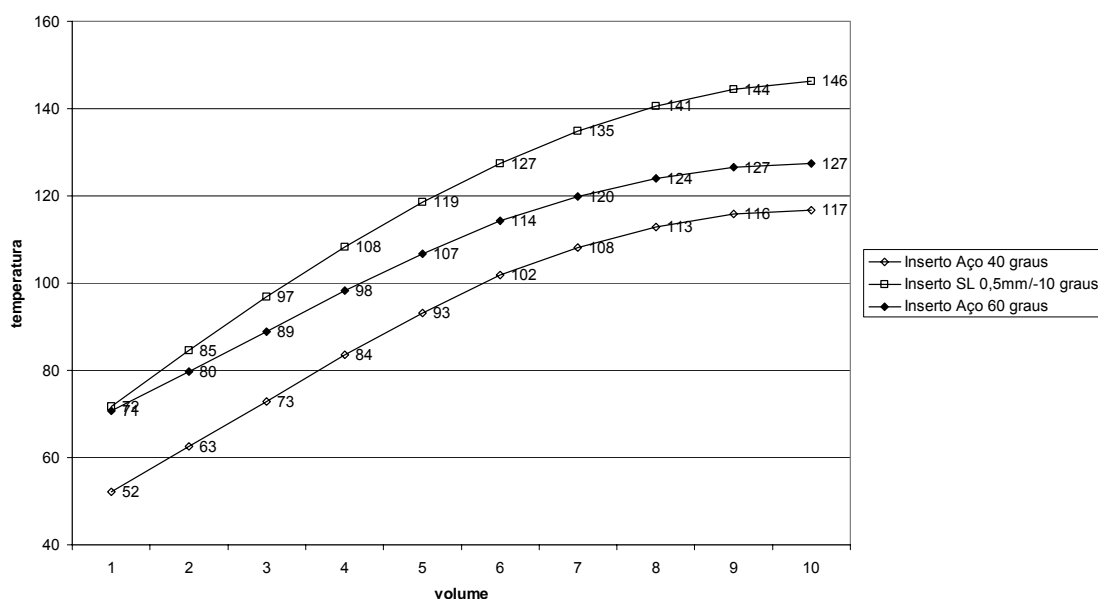


Figura 6.25: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 0,5 mm (-10 °C) – tempo de 3,0s.

Os resultados apresentados no presente item reforçam a necessidade de se desenvolver, ou modificar, as resinas de estereolitografia, para que possam ter uma maior condutividade térmica, quando submetidas às condições de processamento usualmente encontradas na moldagem por injeção de termoplásticos.

Perfil de temperatura da peça injetada em aço e SL 0,5 mm - 10 s

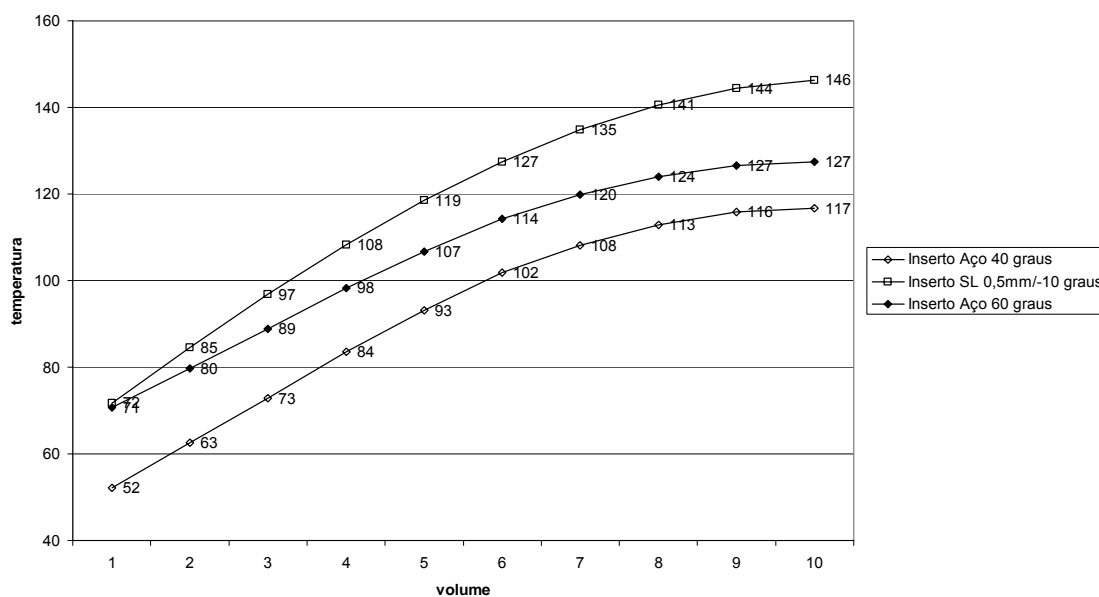


Figura 6.25: Perfil de temperatura para peça moldada em inserto em aço (40 e 60 °C) e SL de espessura 0,5 mm (-10 °C) – tempo de 3,0s.

Os resultados apresentados no presente item reforçam a necessidade de se desenvolver, ou modificar, as resinas de estereolitografia, para que possam ter uma maior condutividade térmica, quando submetidas às condições de processamento usualmente encontradas na moldagem por injeção de termoplásticos.

7 Conclusões e recomendações para futuros trabalhos

O presente trabalho enfocou uma abordagem simples e, ao mesmo tempo inédita, do uso do fluido refrigerante temporariamente confinado, como reforço estrutural em insertos de estereolitografia com canais de refrigeração incorporados. O confinamento do fluido dentro dos canais de refrigeração, durante as fases de preenchimento da cavidade e recalque, seguido por sua liberação, na fase de resfriamento em diante, apresentou resultados práticos que indicam a possibilidade de se utilizar este princípio. Simulações, utilizando o modelo matemático elaborado, para representar o processo em desenvolvimento, sugerem que, para se diminuir as possíveis deformações das peças moldadas é necessário uma atenção especial à presença de ar livre contido no fluido refrigerante, que deve ser a menor possível. Este fator, aliado ao confinamento do menor volume possível de fluido refrigerante, permite que se possa manter um módulo de compressibilidade efetivo mais próximo do valor que o mesmo possui quando não há a presença de ar livre, aumentando assim a eficiência do processo proposto e reduzindo as deformações.

Através da medição das variações de forma da fase cristalina, presentes no polipropileno das peças moldadas no estudo de caso 2, pode-se observar, na prática, o quanto se conseguiu aproximar as taxas de retirada de calor das peças produzidas em insertos SL, daquelas produzidas em insertos de referência em aço. Os resultados alcançados, através da difração de raios-X, que captam esta variação de forma, indicam a redução da formação da fase beta, nociva às propriedades mecânicas das peças, mas não o suficiente para

considerar que se tenha alcançado um padrão de taxa de retirada de calor, similar àquelas da ferramenta de aço, utilizada como referência. As simulações realizadas, utilizando o programa CFD Studio 1.0, confirmam esta constatação. Os perfis de temperatura, obtidos para diferentes condições iniciais e de construção dos insertos, sugerem que esta convergência de perfis é bastante difícil, se for considerada somente a condução dos insertos SL, com canais de refrigeração incorporados e fluido confinado. Portanto, faz-se necessário trabalhar soluções que aumentem a taxa de retirada de calor quando o fluido está confinado, situação que decresce a eficiência do processo de refrigeração, pois o fluido, nesta situação, está impossibilitado de cumprir sua função primária de retirada de calor por convecção forçada. Na simulação do fluxo de calor, o uso do fluido refrigerante, em temperaturas mais baixas, não se mostrou uma solução efetiva. Este fato reforça o acerto da concepção original, que visava variar a pressão interna nos canais de refrigeração, durante o processo de injeção, mantendo a convecção forçada.

A aplicação do processo de confinamento temporário do fluido de resfriamento, exige a automação do controle de fluxo do sistema de refrigeração, o que pode ser um complicador para a implementação mais ampla do processo. A monitoração da temperatura, pelo menos nesta fase de desenvolvimento, se mostrou de grande valia e recomenda-se o seu uso, inclusive para insertos sem canais incorporados.

Com relação ao uso do modelo matemático, para se prever o comportamento do inserto, conclui-se que este é uma ferramenta bastante útil para se compreender e prever o comportamento do inserto em estudo, devendo ser continuamente aprimorada e testada. A inclusão de novas

informações e representações matemáticas do comportamento das variáveis definidas neste estudo, em especial o módulo de elasticidade da resina, trará maior confiabilidade aos resultados a serem obtidos. O fato da resina operar próxima ou acima de sua temperatura de transição vítrea é, com certeza, um fator complicador quanto à previsibilidade de seu comportamento, aliado ao fato de não se conhecer, por completo, o mecanismo de falha do inserto, sob atuação dos esforços existentes no processo de moldagem por injeção.

Como sugestões para trabalhos futuros, recomenda-se centrar esforços em duas frentes. A primeira, relacionada com a resina utilizada, consiste em aumentar o conhecimento sobre seu comportamento, pois reage como um plástico, quando submetida a uma conjunção de fatores tais como temperatura, pressão e tempo de atuação. Para que se possa desvendar os reais mecanismos de falha do inserto, será necessário realizar uma bateria de ensaios que certamente demandarão um longo tempo, em especial, sobre o comportamento do módulo de elasticidade, em função da temperatura e do tempo.

A segunda frente, diz respeito ao aprimoramento do sistema de confinamento do fluido no inserto. Além da redução, ao mínimo possível, do volume a ser confinado, sugere-se a utilização de um circuito primário, sem troca de fluidos, onde se possa utilizar um fluido desgazeificado e em circulação permanente. O resfriamento do fluido de refrigeração, contido no primário, se daria através de um trocador de calor, acoplado a um sistema secundário de refrigeração. Com isto, permite-se aumentar o módulo de compressibilidade efetivo do fluido, com conseqüente diminuição das

deformações, além de manter a refrigeração durante as fases em que se faz necessário a retirada da maior quantidade de calor possível da peça – preenchimento e recalque. A utilização de uma maior pressão inicial, no circuito primário, também pode gerar um aumento do módulo de compressibilidade do fluido. O ponto negativo desta solução é quanto ao risco que o operador da máquina estará exposto. Uma outra solução é retirar o calor do circuito primário, através da passagem de ar pelo trocador de calor.

Especial atenção também deve ser dada ao dimensionamento do ponto de injeção, onde ainda não há um consenso quanto a quais dimensões empregar para que se tenha uma atuação equilibrada, entre a resistência mecânica do ponto de injeção e o tempo necessário para solidificar o fundido, contido em sua região, o que determina o fim da fase de recalque. O uso de insertos metálicos, conjugado com o de canais incorporados, talvez possa se firmar como uma primeira tentativa de solução. Efetuar o dimensionamento do ponto de injeção, fugindo da tendência de estender, aos insertos produzidos por estereolitografia, os conhecimentos acumulados com o uso do aço para a confecção de moldes, também é recomendado – quebra de paradigma.

8 Referências bibliográficas

- 3D SYSTEMS (1). SLA 7000. **SLA 7000 Systems.** // [on line]//
<http://www.3dsystems.com/products/sla/sla7000/index.asp>// jan 2003.
- 3D SYSTEMS (2). **Solid imaging materials.** // [on line]//
<http://www.3dsystems.com/products/solidimaging/accura/index.asp>// jan 2003.
- 3D SYSTEMS (3). **Ther Mojo printers: datasheets.** // [on line]//
<http://www.3dsystems.com/products/multijet/thermojet/index.asp>// jan 2003.
- 3D SYSTEMS (4). **Vanguard si² SLS system.** // [on line]//
<http://www.3dsystems.com/products/SLS/vanguard/index.asp>// jan 2003.
- 3D SYSTEMS. **SLA 250/30A.** Catálogo e manual de produto. 1997.
- AHRENS (1), C. H., Lafratta, F. H., Beal, E. V. **Desenvolvimento e perspectivas do uso de técnicas de *rapid tooling* por estereolitografia na obtenção de moldados por injeção.** PlastShow, jul. 2002
- AHRENS (2), C. H., Ferreira, A. C., Salmoria, G., Volpato, N., Lafratta, F. H., Foggiatto, J. A. **Estudo da estrutura e propriedades de peças de pp moldadas por injeção em ferramentas de prototipagem.** CBCIMAT, nov. 2002.
- AHRENS, C. H., Ribeiro, A. Beal, V. **An Alternative Cooling Technique for Stereolithography Moulds.** Time-Compression Technologies 2001 Conference. Inglaterra. Set. 2001.
- AHRENS (1), C. H., Ferreira, A. C., Lafratta, F.H., Gomide, R. B. **Stereolithography tools for injection molding of wax patterns in the investment casting industry".** SME – Rapid Prototyping and Manufacturing 2000. Rosemont, Illinois, EUA. Abr. 2000.
- AHRENS (2), C. H., Ferreira, A. C., Lafratta, F.H., Gomide, R. B. **Stereolithography inserts - pros and cons to use tin as a backfilling**

- Material**". Society of Plastics Engineers/Antec, Orlando, Flórida, EUA, Maio de 2000.
- ARBURG. **Catálogo Técnico Arburg 320S 500-150**, 1999.
- ARCIPRETE, J. D., Malloy, R., McCarthy, S. **Cavity pressure studies for stereolithography produced tooling**. Society of Plastics Engineers/Antec. EUA. 1999.
- ASTM. **Annual book of ASTM standards: Plastics**. American Society for Testing and Materials, PA, EUA, Section 8, v. 08.01Plastics (I): C 177-D1600. 1986.
- BAIJAL, M. D. **Plastics Polymer Science and Technology**, SPE, Wiley-Interscience Publication, EUA, pg 210, 1982.
- BEAL, E. Valter. **Avaliação do uso de insertos obtidos por estereolitografia na moldagem de pós metálicos por injeção**. Florianópolis: CIMJECT, 2001. 87 p. Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.
- BARRY, C., Boothroyd, P., Lai, F., Nunn, R.E., Orroth, S.A., Schott, N.R. **Short Shot Method of Injection Molding; Plastics Processing Laboratory Syllabus**, University of Massachusetts, Lowell-Plastic Engineering Department, 6^o ed., pág. 61, 1995.
- BIRLEY, Arthur W., Haworth, B., Batchelor, J., **Physics of plastics: processing, properties and material engineering**. Munique: Hanser/Gardner, 1991. 528 p.
- BÜRKERT. **Sistemas de controle de fluidos**. São Paulo. Catálogo técnico. 95 p. 2002
- CASTLEISLAND. **Introduction to rapid prototyping technologies**. // [online] // <http://home.att.net/~castleisland/> out. 2002.
- CEFAMOL. **Manual de procedimentos para a indústria de moldes**. Associação Nacional da Indústria de Molde. Portugal, dez. 1995.

- CHARAN, R. Renault, T., Ogale, A. A., Bagchi, A. **Automated fiber reinforced composite prototypes.** // on line // <http://www.vr.clemson.edu/credo/papers/postscript/composite.ps>// jan. 2003.
- CHIAVERINI, Vicente. **Tecnologia mecânica: materiais de construção mecânica – Vol II.** São Paulo: McGraw-Hill, 1980. 357 p.
- COLTON, J., Crawford, J., Pham, G., Rodet, V. **Failure of rapid prototype molds during injection molding.** CIRP, v. 50, jan. 2001.
- COLTON, J., LeBaut, Yann. **Thermal effects on stereolithography injection mold inserts.** Polymer Engineering and Science, v. 40, n. 6, p 1360-1368, jun. 2000.
- COLTON, J., Blair, B. **Experimental study of post-build cure of stereolithography polymers for injection mold.** Inglaterra, Rapid Prototyping Journal, v. 5, n. 2, 1999, p. 72-81.
- DECELLES, P.; Barritt, M. **Direct AIM™, Prototype Tooling.** White Paper. 3D Systems Inc. Valencia, California, USA. 1996.
- DIGICON. **Processo de injeção em molde de estereolitografia.** Porto Alegre, Relatório interno. 12 de fev. 1997.
- D-M-E. **D-M-E mold fusion: 3d metal printing.** Catálogo de produto, dez. 2000.
- DSM SOMOS. **Somos materials selection guide.** // [on line]// http://www.dsmsomos.com/pages/products/material_selection_guide/en/material_selection_guide.htm// jan.2003.
- DSM SOMOS. **Summary of the physical properties data: Somos® 7100 family of materials.** Catálogo técnico. 2002.
- EOS. **EOS SINT M.** // [on line]// <http://www.eos-gmbh.de>// jan. 2003.
- FERNANDES, Gerson A. **Resina fotopolimérica SOMOS® 7110 ;ara estereolitografia: condições de pós-processamento e caracterização química e térmica.** Florianópolis: Labmat/CIMJECT, 2001. 72 p. Dissertação de mestrado em Ciência e Engenharia de

Materiais – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.

FLAG. **Processo de sinterização a laser seletivo e sistema sinterstation 2000**. Catálogo de produto. 1996.

GEDORE, T., Colton, J. **Draft angle and surface roughness effects on stereolithography molds**. Polymer engineering and science, EUA, v. 40, n. 7, p. 1581-1588, jul. 2000.

GOMIDE, B. Ricardo. **Fabricação de componentes injetados em insertos produzidos por estereolitografia**. Florianópolis: CIMJECT, 2001. 156 p. Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2000.

HOPKINSON, Neil; Dickens, Phill. **Predicting stereolithography injection mould tool behaviour using models to predict ejection force and tool strength**. International Journal of Production Research, v. 38, n. 16, p. 3747- 3757, 2000.

HOPKINSON(1), Neil; Dickens, Phill. **Study of ejection forces in the AIM™ process**. Material and design, v. 20, p. 99-105, 1999.

HOPKINSON(2), 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. Jul. 1999.

INCROPERA, Frank; DeWITT, David. **Fundamentos de transferência de calor e de massa**. Terceira ed. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 1992, 455 p.

INELL. **A mass production marvel**. // [on line]//
<http://www.inel.gov/featurestories/01-01rsptooling.shtml>// jan. 2003

JACOBS, Paul. **New frontiers in mold construction: high conductivity materials & conformal cooling channels**. Express tool, Warwick, RI, EUA, 8 p., mar. 1999.

- JACOBS, Paul. **Recent advantages in rapid tooling from Stereolithography.** White Paper 3D Systems, Valencia, CA, EUA. pg 1-10, set. 1996.
- JACOBS, Paul. **Stereolithography: from art to part.** Cutting Tool Engineering, EUA, v. 45, n 3, abr. 1993.
- JACOBS, Paul. **Rapid prototyping and manufacturing – fundamentals of stereolithography.** SME. 1992.
- JANCZYK, M. J., **Thermal design and analysis of stereolithography rapid tooling for injection molding.** Lowell, MA, EUA: 1996. 88 p.
Dissertação de mestrado em Engenharia de Plásticos – Department of Plastics Engineering, University of Massachusetts, 1996.
- KOIKE, Tetsuo. **Integração do projeto e da fabricação de moldes para injeção de plásticos com auxílio de tecnologias CAD/CAE/CAM.** Florianópolis, CIMJECT, 1995. Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Santa Catarina, 1995.
- LENCINA, D., Ahrens, C.H., Guesser, W.L. **Avaliação de uma caixa de machos, produzida por estereolitografia, para o processo de fundição em caixa fria fenólico-uretano.** COBEF 2002. 11 p. set. 2002.
- LI, Yun,; Gargiulo, Edward P.; Keefe, Michael. **Studies in Direct Tooling Using Stereolithography.** Transaction of the ASME. v. 122. p. 316-322 Maio, 2000.
- LIMA, M. F. **Polipropileno isotático modificado via recozimento e deformação plástica: estudo da morfologia e comportamento térmico.** Porto Alegre: PPGEM, 1998. Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 1998.
- LINSINGEN, Irlan Von. **Fundamentos de sistemas hidráulicos.** 1 ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 2001.
- LONGHI, Júlio. **Desenvolvimento de moldes em plástico reforçado com fibra de vidro utilizando a tecnologia de ferramental rápido por estereolitografia.** Florianópolis: CIMJECT, 2002. 93 p. Dissertação de

mestrado em Engenharia Mecânica – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2002.

MALLOY, Robert. **Plastic part design for injection molding**. Hanser/Gardner Publications, EUA. 1994.

MATWEB. **Condutividade térmica de metais**. //on line//
<http://www.matweb.com/> nov. 2002.

McCARTHY, S. **Computer aided engineering and design I for plastics engineering – notas de aula**. Departamento de Engenharia de Plástico, University of Massachusetts, Lowell, EUA. Jan 1999.

OTTEMER, Xavier, Colton, J. **Effects of aging on epoxy-based rapid tooling materials**. Rapid prototyping, v. 8, n. 4, p. 215-223, 2002.

PALMER, A., E., Colton, J. **Failure mechanisms in stereolithography injection molding tooling**. Polymer Engineering and Science, v. 40, n 6, p 1395-1404, jun. 2000.

PEREIRA, Edivaldo F., **Sistema hidráulico de controle de pressão em moldes estereolitografados**. Florianópolis: LASHIP, 2000. 89 p.
Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2000.

PICO(1) Technology Ltda. **Picolog**. //on line// <http://www.picotech.com/data-logging-software.html>// jan. 2003

PICO(2) Technology Ltda. **TC 08**. //on line//
<http://www.picotech.com/thermocouple.html>// jan. 2003

PHAM, T. Giang; Colton, S. Jonathan. **Ejection force modeling for stereolithography injection molding tools**. Polymer Engineering and Science, v. 42, n 4, p 681-693, abr. 2002.

PHILIPS. **Catálogo Difratômetro de Raios-X Philips modelo X'PERT MPD**.

RAHMATI, S., Dickens, P. **Stereolithography for injection mould tooling**. Rapid prototyping journal, v. 3, n. 2, p. 53-60, 1997.

REES, Herbert. **Mold engineering**. 1 ed. Munique: Hanser/Gardner, 1995. 620 p.

RIBEIRO, Armando S., Hopkinson, N., Ahrens, C.H. **Study of thermal effect on stereolithography tool mechanical properties during injection moulding.** Submetido ao Rapid Prototyping Journal. Ago. 2002.

RSPTooling. // [on line] // <http://www.rsptooling.com/> jan. 2003.

SACHS, E., Guo, H., et al. **Rapid prototyping of injection molding tooling with 3D printing.** Rapid prototyping, v. 2, n. 4, 1996. //on line// <http://www.sme.org/cgi-bin/> maio 1997.

SALMORIA, Gean. **Caracterização e análise da microestrutura e das propriedades de peças fabricadas por estereolitografia.** Florianópolis, jan. 2002. 69 p. Monografia para concurso de professor adjunto – Departamento de engenharia mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2002.

SANDIA. **Laser engineered net shaping.** // on line // <http://www.ca.sandia.gov/Materials&EngineeringScience/FocusAreas/lens.html> jan. 2003.

SAURKAR, Sandeep, Malloy, R., McCarthy, S. **Rapid tooling: a study of different cooling techniques for mold inserts in the direct aim process.** Society of Plastics Engineers/Antec. EUA. 1999.

SAURKAR, Sandeep. **Rapid tooling: a study of cooling techniques for mold inserts used in the direct aim (aces injection molding) process.** Lowell, MA, EUA: 1996. 109 p. Dissertação de mestrado em Engenharia de Plásticos – Department of Plastics Engineering, University of Massachusetts, 1998.

SAURKAR, Sandeep. **Study of different cooling techniques for mold inserts in the direct aim process – Progress report, spring 1997-98.** Relatório de acompanhamento de pesquisa, Departamento de Engenharia de Plástico, University of Massachusetts, Lowell, EUA. 1997.

SCHOTT, N.R. **Advanced Mold Design – notas de aula.** Departamento de Engenharia de Plástico, University of Massachusetts, Lowell, EUA. Jan 1999.

TIMOSHENKO, Stephen. **Resistência dos Materiais – Vol II.** 1 ed. São Paulo: Editora Ao Livro Técnico S.A., 1969, 518 p.

TROTIGNON J.-P., Verdu J., Dobracginsky, A., Piperaud, M. **Matières Plastiques**, Editions Nathan, França, pg 11,1996.

ULLETT, J.S., Schultz, J. W., Chartoff, R. P. **Advanced high temperature resins for stereolithography.** // on line // http://www.udri.udayton.edu/rpsdl/Paper_LC/paper4.htm // jan. 2003

VANTICO. **Cast it 2000.** // [on line]// <http://www.rentooling.com/Products/CastIt2000.asp>// jan. 2003

VANTICO. **RP 4036 Epoxy high temperature aluminum filled casting.** // [on line]// <http://www.rentooling.com/Products/40361500.asp>// out. 2002.

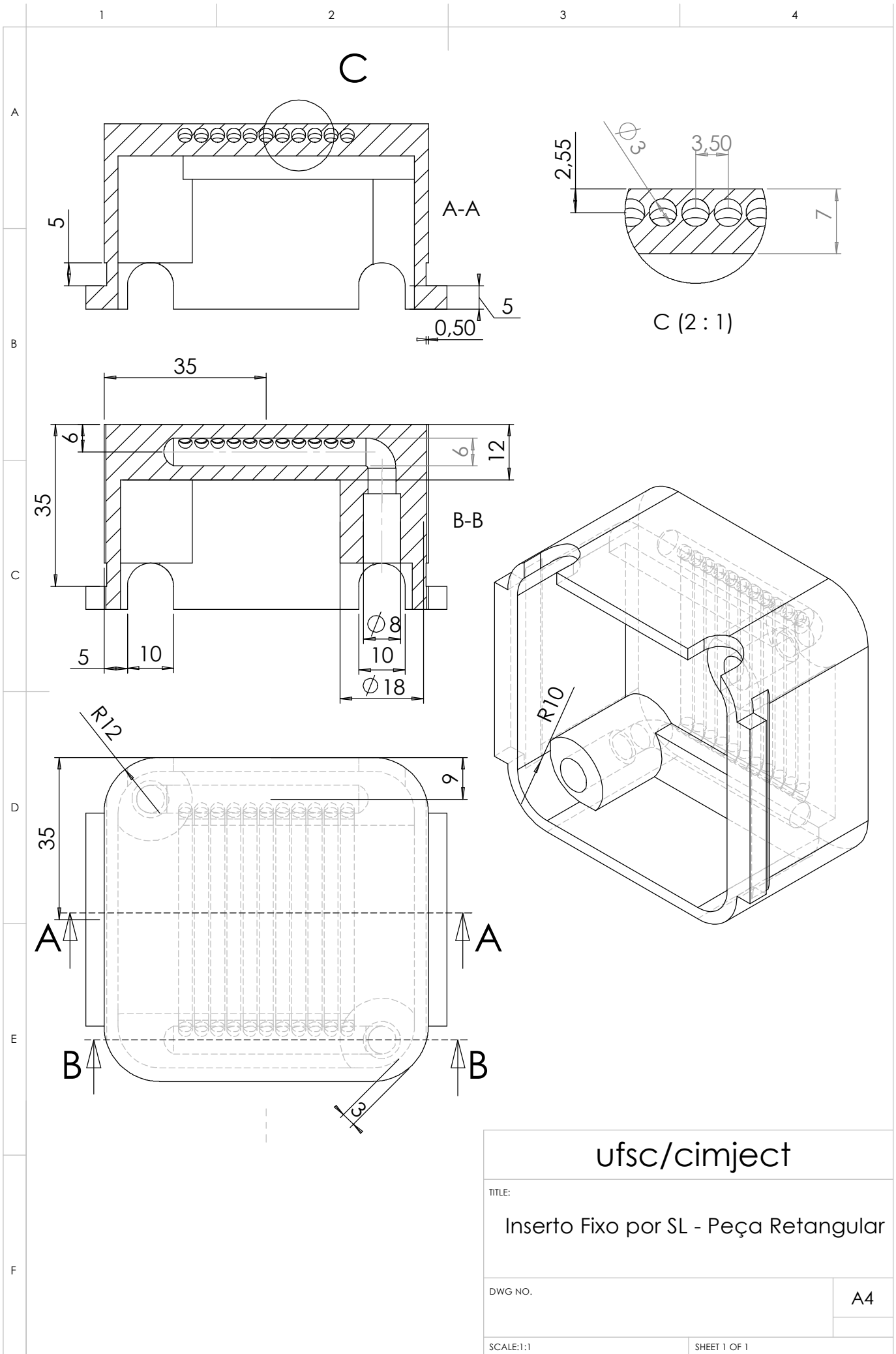
VAN VLACK, Lawrence H. **Princípios de ciência dos materiais.** 5 ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda., 1981, 427 p.

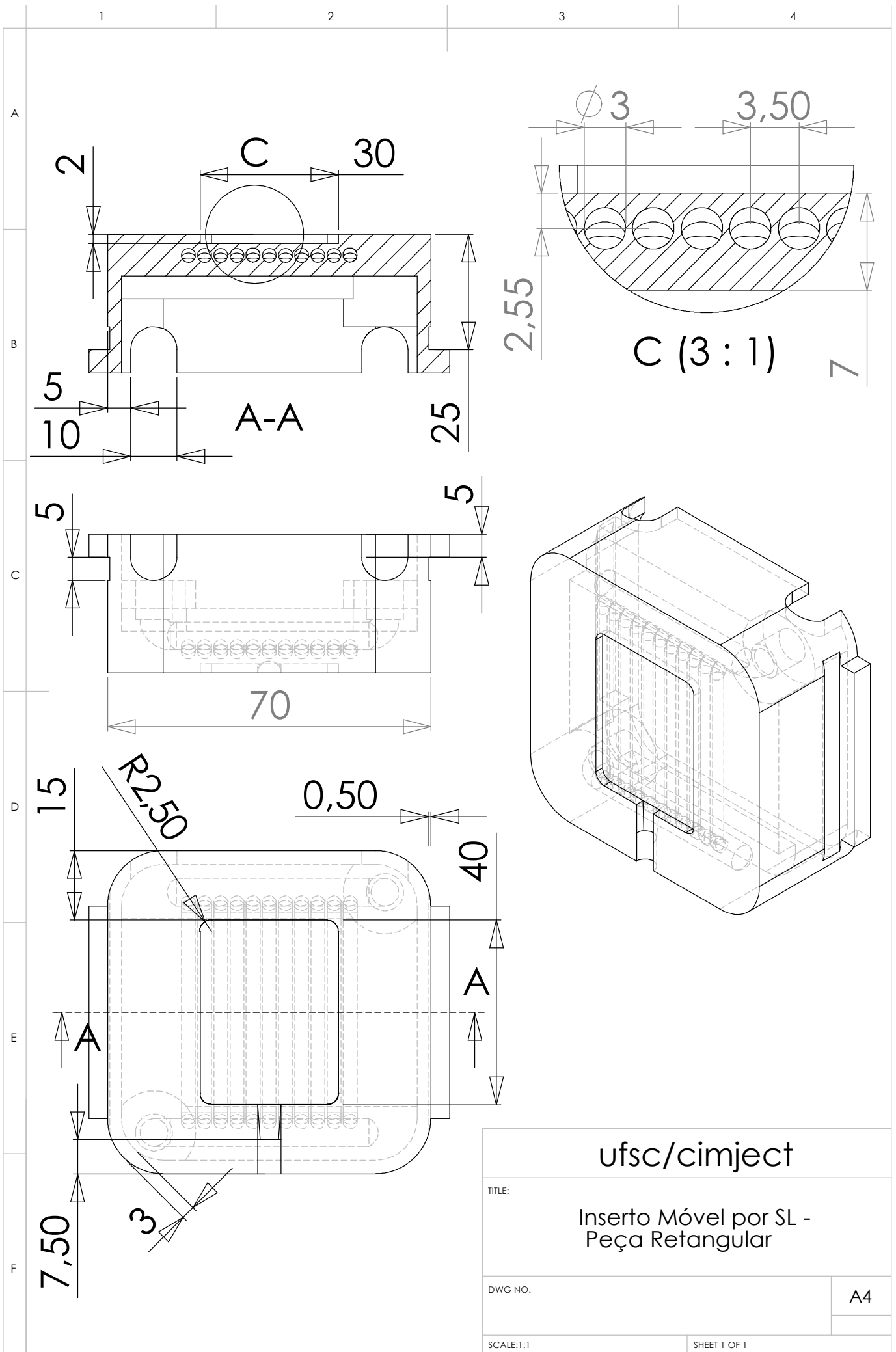
WOHLERS, T., **Rapid prototyping and tooling state of the industry – 2000 Worldwide progress report.** Wholers Associates, Inc. Colorado, EUA, 2001.

WULTEST. **Catálogo Durômetro Wulstest SD 300.**

ANEXO I

Detalhamento dos insertos fixo e móvel da peça “retangular”





ufsc/cimject

TITLE:

Inserto Móvel por SL -
Peça Retangular

DWG NO.

A4

SCALE:1:1

SHEET 1 OF 1

ANEXO II

Resultados de medição da parte central peças injetadas no estudo de caso 1

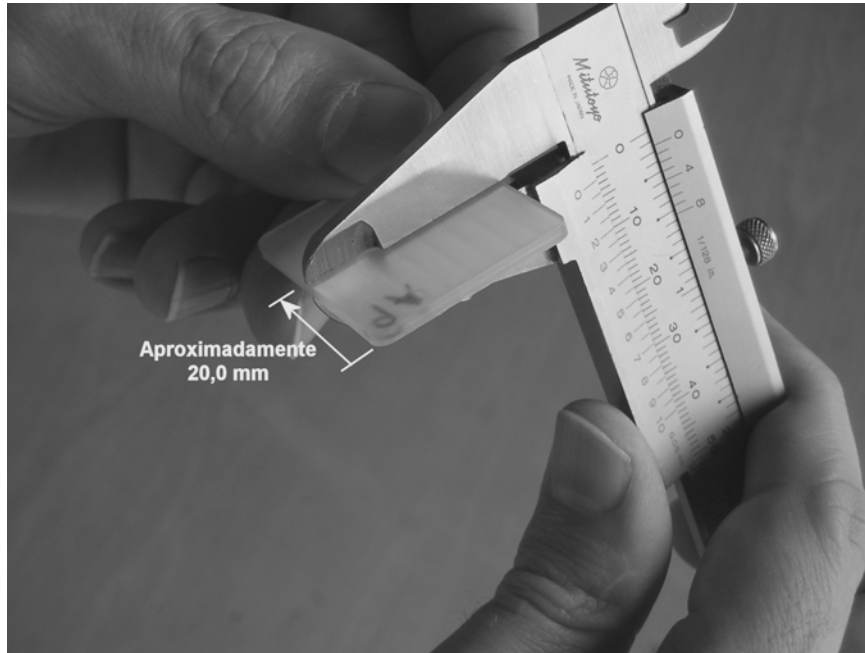


Figura 1: Ilustração da região onde foram coletados os valores apresentados nas tabelas 1 e 2.

Tabela 1: Dados brutos, médias e desvio padrão da espessura de peças moldados em inserto por SL do estudo de caso 1 – Válvulas fechadas.

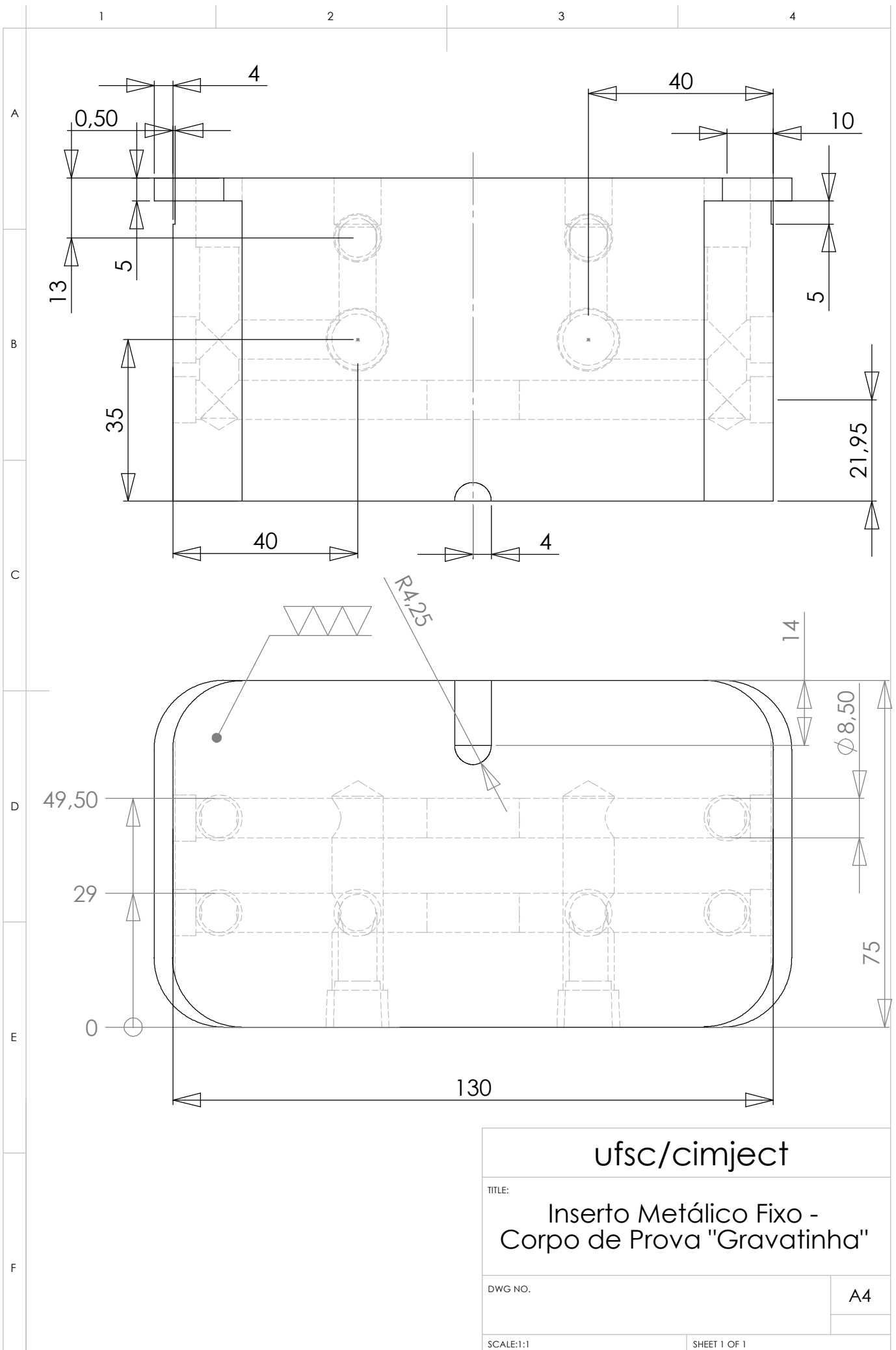
Estudo de caso 1 - Peça retangular					
Válvula fechada - mm					
Peça	Medida 1	Medida 2	Medida 3	Média	Desvio P.
1	2,05	2,05	2,05	2,05	0,00
2	2,15	2,10	2,15	2,13	0,03
3	2,05	2,05	2,05	2,05	0,00
4	2,00	2,00	2,05	2,02	0,03
5	2,00	2,00	2,00	2,00	0,00
6	2,00	2,00	2,00	2,00	0,00
7	2,05	2,10	2,05	2,07	0,03
8	2,10	2,00	2,05	2,05	0,05
9	2,05	2,05	2,10	2,07	0,03
10	2,15	2,10	2,10	2,12	0,03
11	2,10	2,10	2,05	2,08	0,03
12	2,05	2,05	2,05	2,05	0,00
Média G.	2,06	2,05	2,06	2,06	0,04

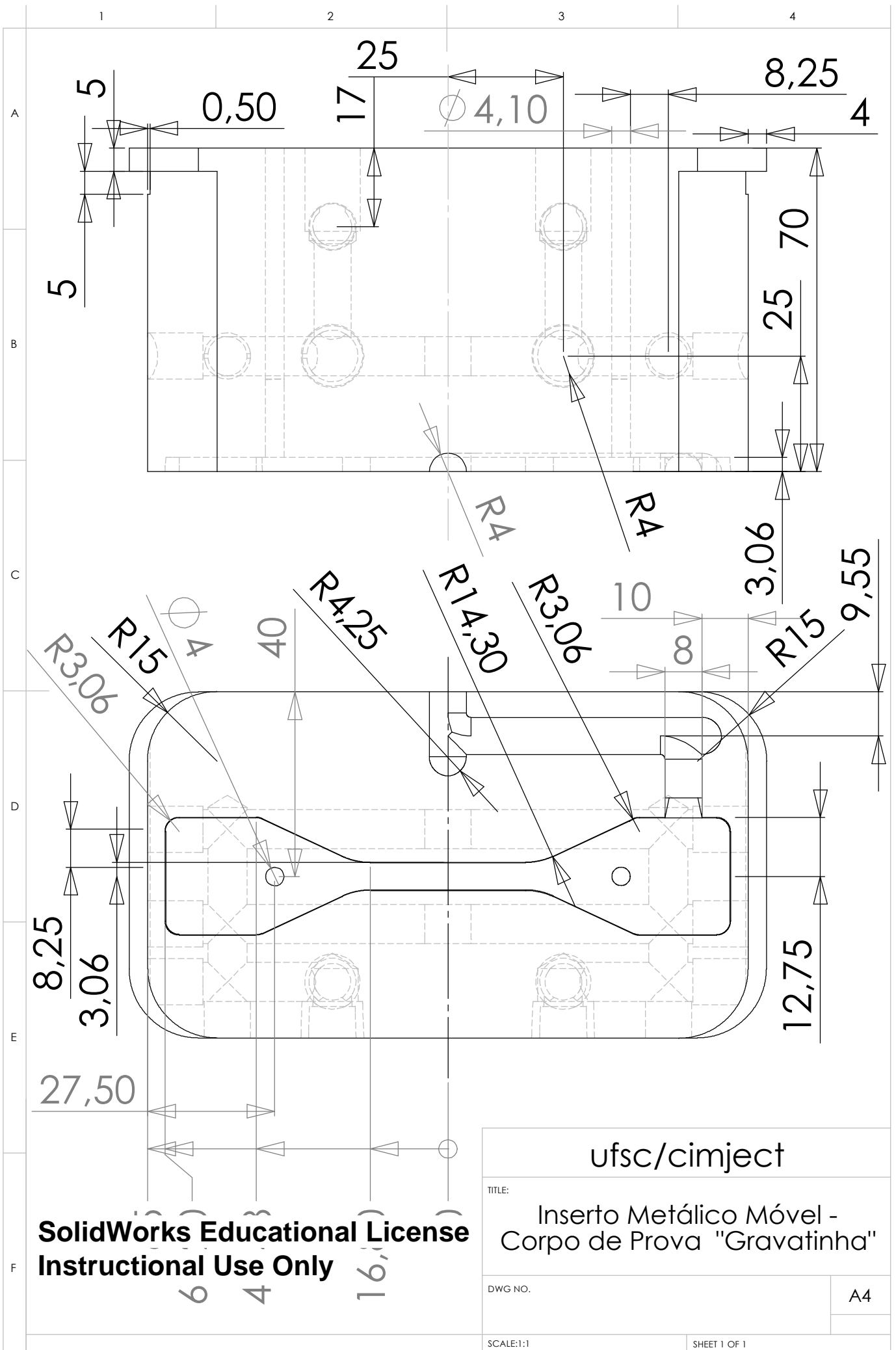
Tabela 2: Dados brutos, médias e desvio padrão da espessura de peças moldados em inserto por SL do estudo de caso 1 – Válvulas abertas.

Estudo de caso 1 - Peça retangular					
Válvula aberta - mm					
Peça	Medida 1	Medida 2	Medida 3	Média	Desvio P.
1	2,25	2,25	2,25	2,25	0,00
2	2,45	2,40	2,40	2,42	0,03
3	2,20	2,20	2,20	2,20	0,00
4	2,15	2,20	2,20	2,18	0,03
5	2,20	2,15	2,20	2,18	0,03
6	2,15	2,15	2,15	2,15	0,00
7	2,20	2,20	2,20	2,20	0,00
8	2,30	2,25	2,30	2,28	0,03
9	2,15	2,15	2,15	2,15	0,00
10	2,15	2,20	2,15	2,17	0,03
11	2,20	2,20	2,15	2,18	0,03
12	2,20	2,20	2,20	2,20	0,00
Média G.	2,22	2,21	2,21	2,21	0,07

ANEXO III

***Detalhamento dos insertos fixo e móvel do corpo de prova
“gravatinha” – aço***





**SolidWorks Educational License
Instructional Use Only**

ufsc/cimject	
TITLE: Inserto Metálico Móvel - Corpo de Prova "Gravatinha"	
DWG NO.	A4
SCALE:1:1	SHEET 1 OF 1

Anexo IV

Método do Preenchimento Incompleto

Notas:

1. Assume-se que a temperatura ajustada para o molde foi atingida;
2. Assume-se que a temperatura ajustada para o fundido foi atingida;
3. Somente usar este método se o molde permitir o preenchimento incompleto sem que isto cause danos ao mesmo;
4. As etapas devem ser seguidas na ordem apresentada.

Etapas:

1) Ajuste do volume de injeção

- a) Ajuste a pressão de recalque para ZERO;
- b) Ajuste o tempo de recalque para ZERO;
- c) Ajuste a velocidade de injeção de MÉDIA a RÁPIDA;
- d) Ajuste o tempo de preenchimento em um valor MAIOR que o necessário para preencher a cavidade;
- e) Ajuste a pressão de preenchimento em um valor MAIOR que o necessário para preencher a cavidade;
- f) Ajuste o volume de injeção em um valor MENOR que o necessário para preencher a cavidade;
- g) Injete – certifique-se que o preenchimento foi incompleto;
- h) Continue injetando e aumentando GRADUALMENTE o volume de injeção. Quando a peça possuir de 95 a 98% do seu volume preenchido, o volume de injeção estará ajustado. (Obs: nesta etapa NÃO deve haver colchão. A rosca deve atingir o fim do canhão).

2) Verificação da velocidade de injeção

- a) Injete algumas peças sob as condições definidas em “1.h”. Verifique se:
 - i) há marcas de jato, queima ou descoloração junto ao ponto de injeção. Caso positivo, REDUZIR a velocidade de injeção até que o problema desapareça;
 - ii) há marcas de fluxo frio. Caso positivo, AUMENTAR a velocidade de injeção até que o problema desapareça.

3) Ajuste da pressão de injeção

- a) Com os parâmetros definidos até “2.a” ajuste um BAIXO valor para a pressão de preenchimento;
- b) Injete uma peça, que deve ter o preenchimento incompleto;
- c) Continue injetando, AUMENTANDO gradualmente a pressão de preenchimento até que a peça possua de 95 a 98% do seu volume preenchido. Ao se igualar com a aparência da peça obtida em “2.a” a pressão de preenchimento estará ajustada. (Novamente, NÃO deve haver colchão).

4) Ajuste do tempo de injeção

- a) A partir dos parâmetros obtidos até a etapa “3.c”, ajuste um BAIXO valor para o tempo de injeção;
- b) Injete uma peça. Seu preenchimento deve ser incompleto;
- c) Continue injetando, AUMENTANDO o tempo de injeção até que a peça possua de 95 a 98% do seu volume preenchido. Ao se igualar com a aparência da peça obtida em “3.c” o tempo de injeção estará ajustado. (Novamente, NÃO deve haver colchão).

5) Ajuste do tempo de recalque

- a) A partir dos parâmetros obtidos até a etapa “4.c”, aumente o volume de injeção em 5 a 10%;
- b) Injete uma peça. Sua aparência deve ser semelhante ao obtido em “4.c”, mas desta vez o COLCHÃO deve estar presente;
- c) Ajuste a pressão de recalque em um valor de 50 a 60% da pressão de preenchimento. Certifique-se que o tempo de recalque é ZERO;
- d) Injete uma peça. Sua aparência deve permanecer a mesma da anterior;
- e) Gradualmente AUMENTE o tempo de recalque. Pese a peça a cada incremento de tempo, até que seu valor pare de crescer significativamente. Quando isto ocorrer, o tempo de recalque estará ajustado.

Anexo V

Dados completos e gráficos do ensaio de variação de dureza Shore D de corpos de prova moldados em insertos em aço e SL em casca

Tabela 1: Dados brutos, médias e desvio padrão dos pontos ensaiados em corpos de prova moldados em insertos em aço.

Corpo de Prova - Gravatinha					
Inserito em Aço					
Pontos	Dureza 1	Dureza 2	Dureza 3	Média	Desvio P.
1	71	70	70	70	0.6
2	71	71	71	71	0.0
3	71	72	72	72	0.6
4	71	71	71	71	0.0
5	72	72	72	72	0.0
6	73	72	72	72	0.6
7	71	70	70	70	0.6
8	71	71	72	71	0.6
9	71	70	71	71	0.6
10	72	71	71	71	0.6
11	73	72	72	72	0.6
12	73	73	73	73	0.0
13	73	73	74	73	0.6
14	73	73	73	73	0.0
15	73	73	73	73	0.0
16	72	72	72	72	0.0
17	72	72	73	72	0.6
18	73	73	73	73	0.0
19	73	73	72	73	0.6
20	73	72	72	72	0.6
21	73	71	72	72	1.0
22	72	71	71	71	0.6
23	72	70	71	71	1.0
24	71	71	71	71	0.0
25	71	70	70	70	0.6
Média G.	72	72	72	72	1.0

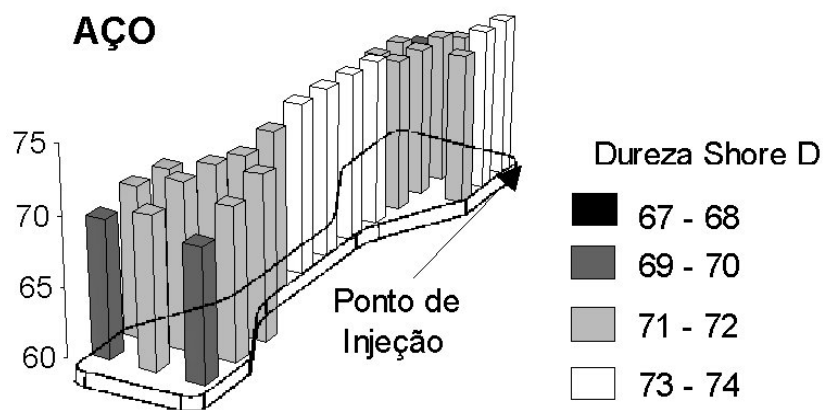


Figura 1: Representação 3D da variação da dureza Shore D para os corpos de prova moldadas em insertos em aço.

Tabela 2: Dados brutos, médias e desvio padrão dos pontos ensaiados em corpos de prova moldados em insertos SL em casca SL.

Corpo de Prova - Gravatinha					
Inserito em SL Casca					
Pontos	Dureza 1	Dureza 2	Dureza 3	Média	Desvio P.
1	71	71	72	71	0.6
2	69	69	69	69	0.0
3	68	68	68	68	0.0
4	72	72	72	72	0.0
5	74	74	73	74	0.6
6	72	71	71	71	0.6
7	72	72	71	72	0.6
8	69	69	70	69	0.6
9	69	68	68	68	0.6
10	72	71	71	71	0.6
11	71	71	70	71	0.6
12	72	72	71	72	0.6
13	72	73	72	72	0.6
14	72	72	71	72	0.6
15	71	71	70	71	0.6
16	71	70	69	70	1.0
17	70	72	69	70	1.5
18	67	71	68	69	2.1
19	70	71	70	70	0.6
20	72	72	71	72	0.6
21	75	76	76	76	0.6
22	70	70	70	70	0.0
23	71	70	69	70	1.0
24	70	69	68	69	1.0
25	67	67	66	67	0.6
Média G.	71	71	70	71	2.0

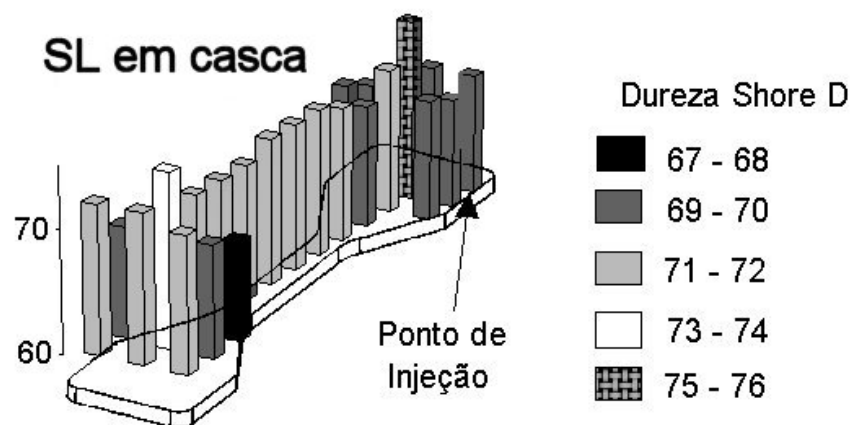


Figura 2: Representação 3D da variação da dureza Shore D para os corpos de prova moldadas em insertos SL em casca.

ANEXO VI

***Detalhamento dos insertos fixo e móvel do corpo de prova
“gravatinha” – canais incorporados***

1

2

3

4

A

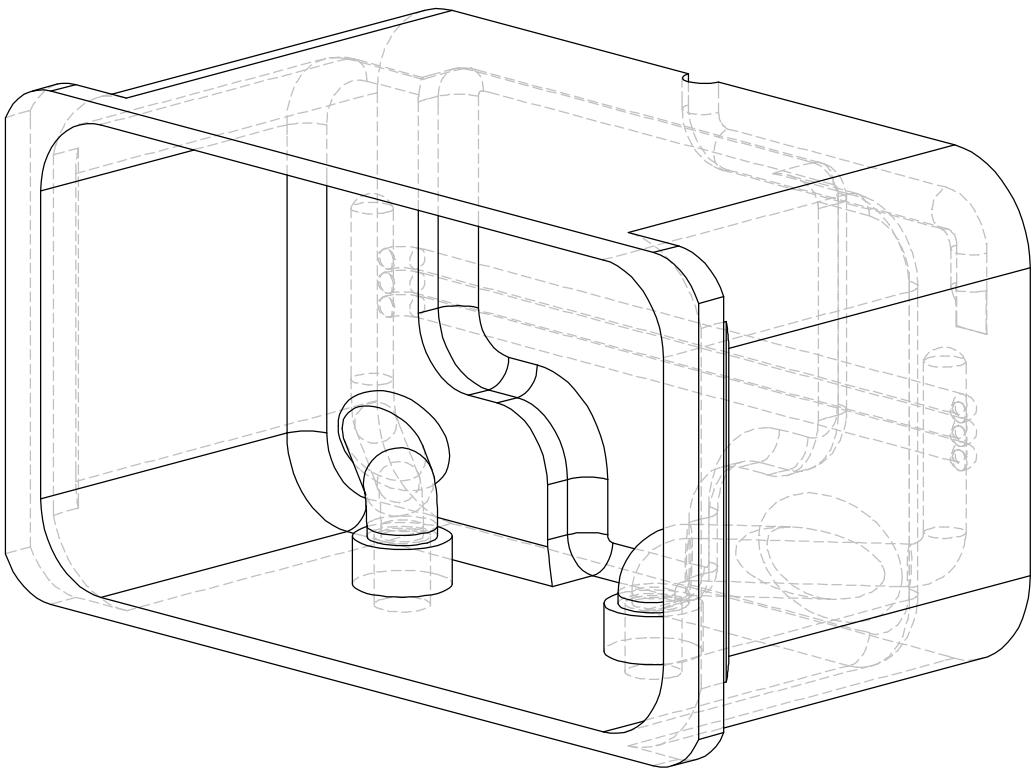
B

C

D

E

F



ufsc/cimject

TITLE:

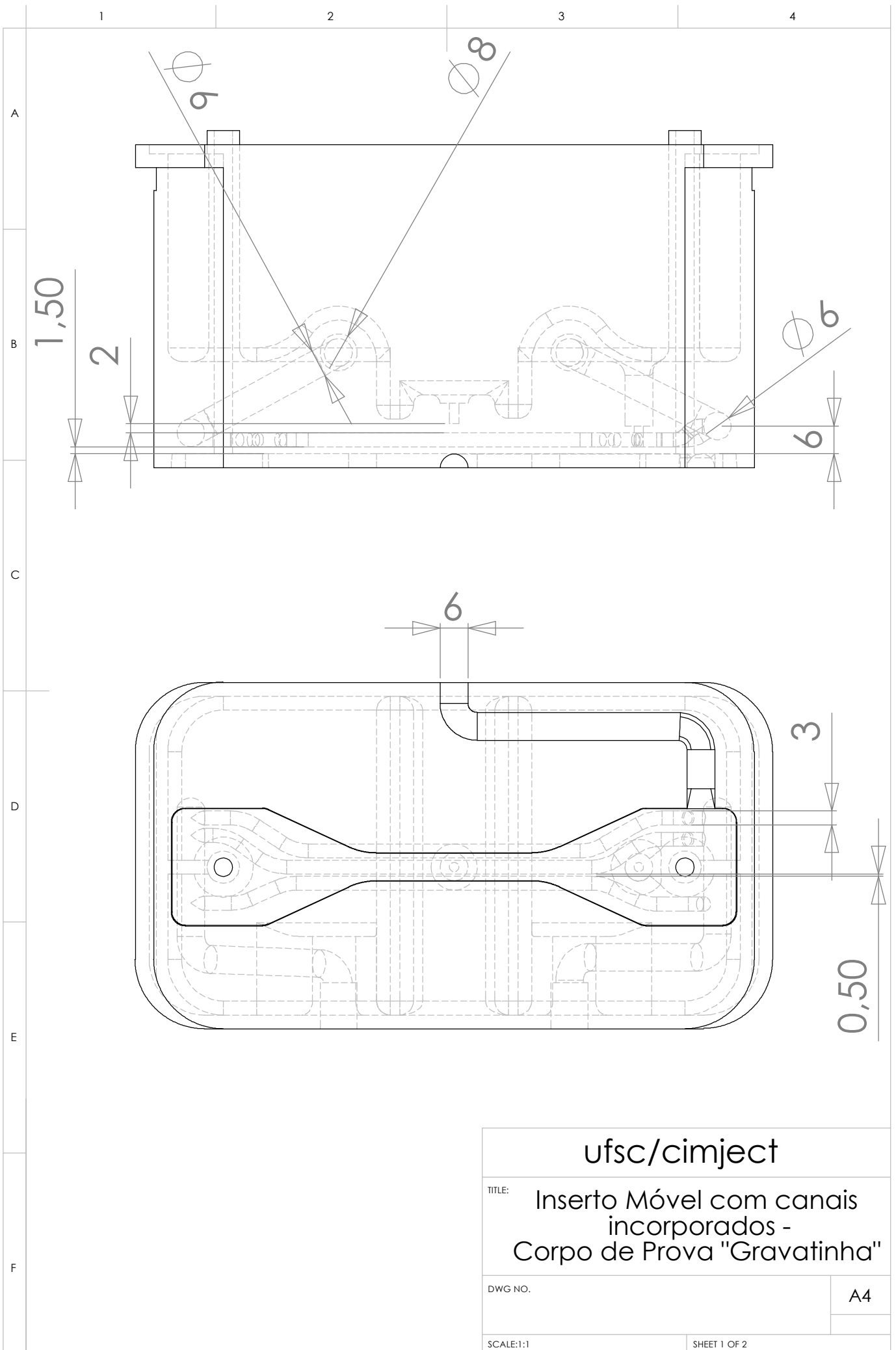
Inserto fixo com canais
incorporados -
corpo de prova "Gravatinha"

DWG NO.

A4

SCALE:1:1

SHEET 2 OF 2



ufsc/cimject

TITLE: Inseto Móvel com canais incorporados -
Corpo de Prova "Gravatinha"

DWG NO.

A4

SCALE:1:1

SHEET 1 OF 2

1

2

3

4

A

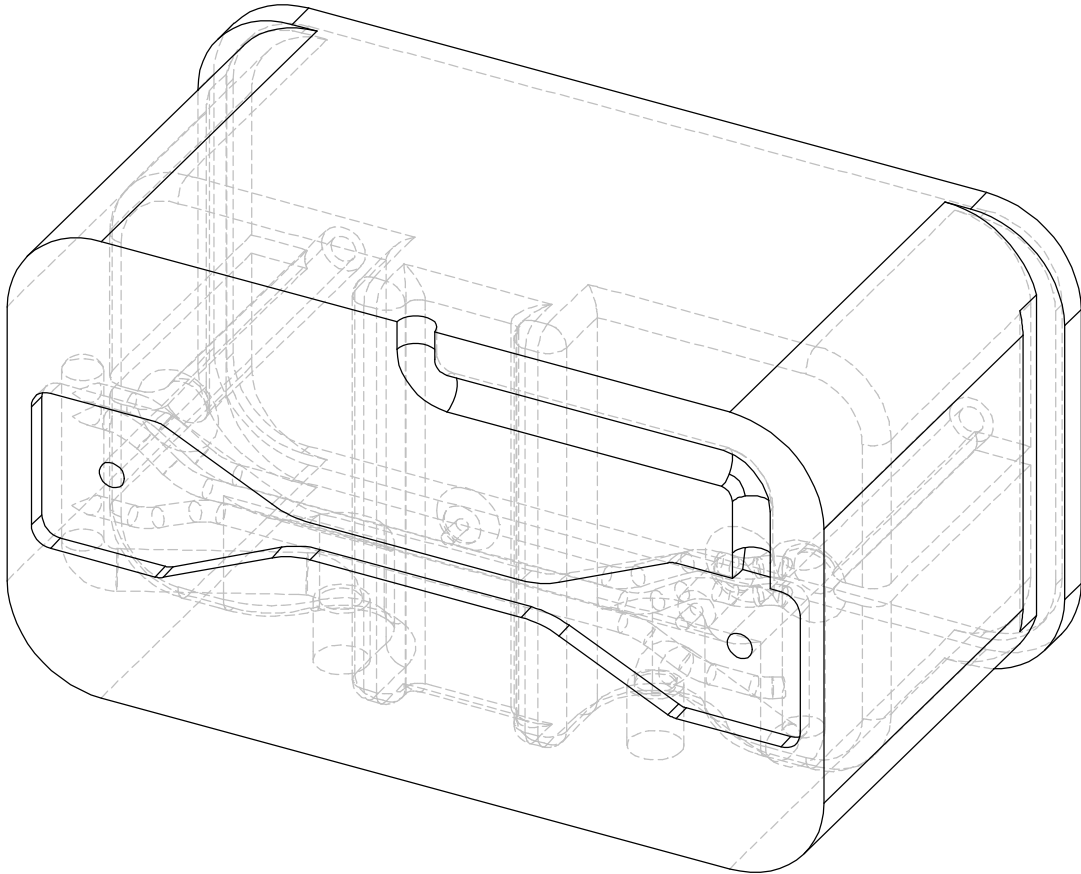
B

C

D

E

F



ufsc/cimject

TITLE: Inserto móvel com canais incorporados - corpo de prova "gravatinha"

DWG NO.

A4

SCALE:1:1

SHEET 2 OF 2

ANEXO VII

Cálculo da distância entre os canais de refrigeração e a cavidade do inserto SL com canais incorporados

Conhecendo-se o tempo médio para que o moldado atinja a temperatura de extração T_F , aplica-se a equação abaixo (6) para se obter o fluxo de calor:

$$\dot{q} = \dot{Q}_{\text{Plástico}} / A_m = [\Delta h e \rho_F] / 2 t_r \quad [\text{W/m}^2] \quad (6)$$

onde:

Δh : diferença de entalpia do polímero = $[(i_F + \Delta T c_p)]$

i_F : calor latente de fusão do polímero = 130 kJ/kg [Jancksyk 96];

c_p : calor específico do polímero = 3,1 kJ/kg K [Jancksyk 96];

ΔT : $T_F - T_E = 205 - 40 \text{ }^\circ\text{C}$

e : espessura da peça = $3,0 \times 10^{-3} \text{ m}$;

ρ_F : densidade do fundido = $0,98 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ [Matweb];

t_r : tempo de resfriamento = 40 s (obtido do estudo de caso 2);

Tem-se:

$$\dot{q} = 23,6 \text{ [kW/m}^2\text{]}$$

Este valor representa a quantidade de energia por metro quadrado que chega aos canais de refrigeração em 40 segundos, quando se injeta o corpo de prova projetado. Mantendo-se as mesmas condições definidas anteriormente, qual seria a profundidade dos canais de refrigeração para se ter uma temperatura de parede dos canais de $50 \text{ }^\circ\text{C}$ (10 graus a menos que a temperatura de transição vítrea da resina SL)? A equação (7) pode dar uma idéia deste valor.

$$\dot{q} = \frac{k}{L} \cdot \Delta T \cdot \beta \quad (7)$$

Onde:

$$\Delta T = T_p - T_{pc}$$

T_p : temperatura média da parede do molde/inserto = 205 °C;

T_{pc} : temperatura da parede do canal de refrigeração = 50 °C.

k : condutividade térmica da resina SL = 0,2 W/m°C;

$\beta = 1$ (placa plana)

\dot{q} : densidade do fluxo de calor = 23,6 kW/m²

De (7) obtém-se que:

$$L = 1,30 \text{ mm}$$

Isto significa que do centro do canal de refrigeração até a parede da cavidade, a distância tem que ser de 1,30 mm para se ter o gradiente de temperatura desejado (205 a 50 °C). Se for considerado que a espessura mínima obtida na construção de parede na SLA disponível no CIMJECT é de 1,0 mm, só restam 0,3 mm para se posicionar os canais de refrigeração, isto é, o diâmetro dos canais tem que ter ser de 0,6 mm, o que certamente é de extrema dificuldade! Portanto, a escolha de $L = 3,0$ mm não dará o gradiente desejado, mas permitirá a construção dos canais.

ANEXO VIII

Detalhamento dos insertos fixo e móvel da peça “prendedor”

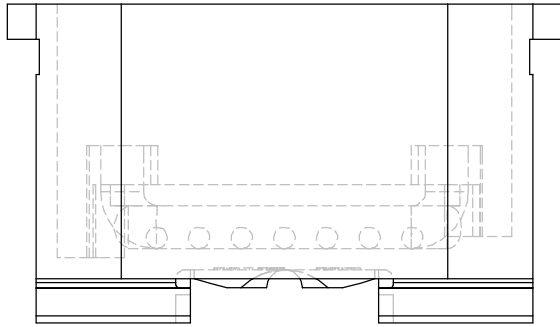
1

2

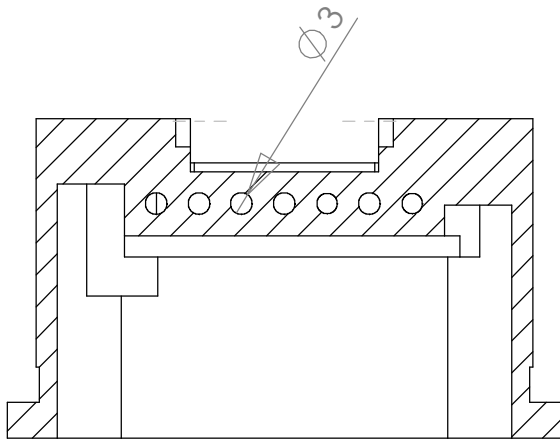
3

4

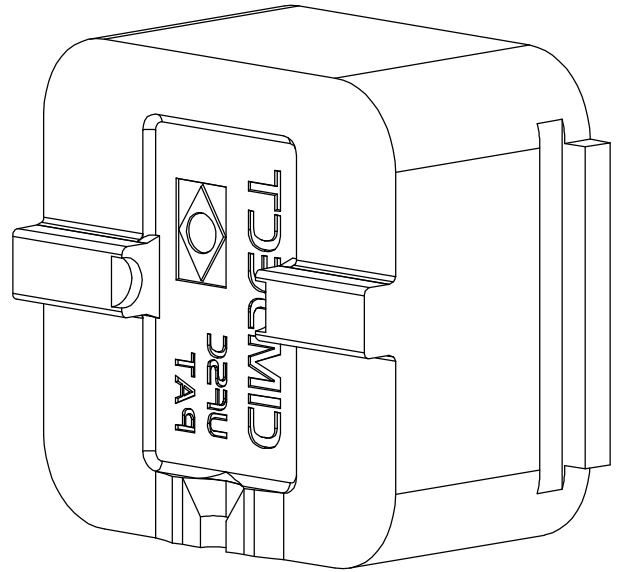
A



B

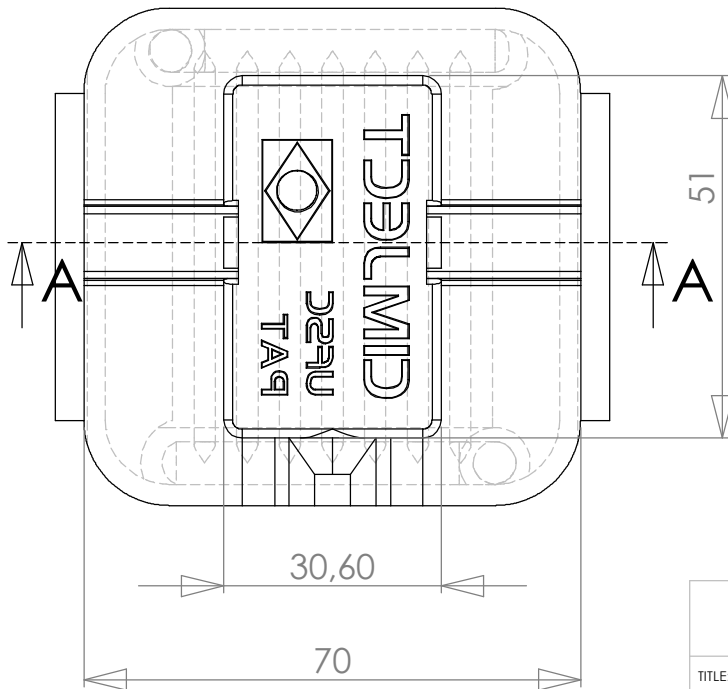


C

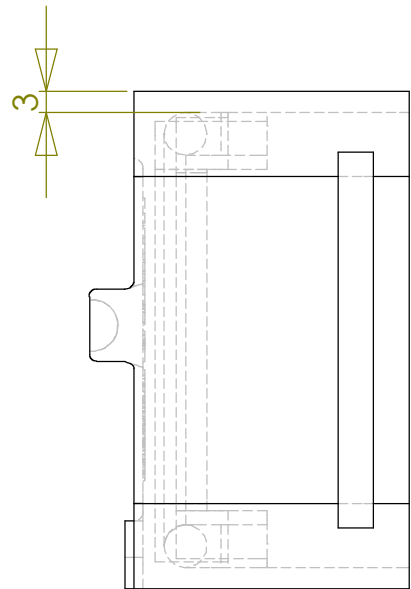


A-A

D



E



F

**SolidWorks Educational License
Instructional Use Only**

ufsc/cimject

TITLE:

Inserto Fixo - Prendedor

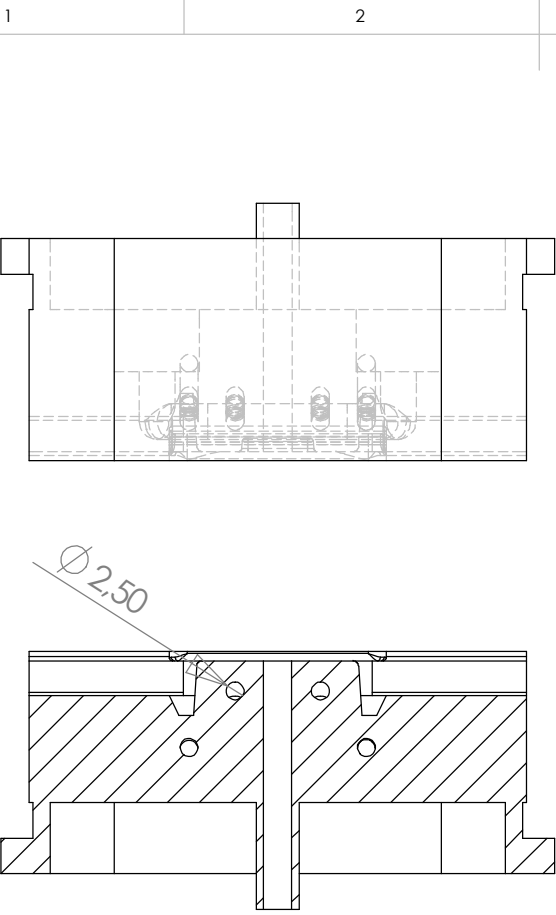
DWG NO.

A4

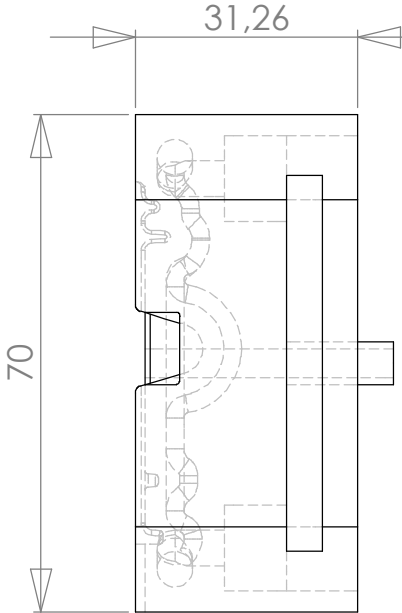
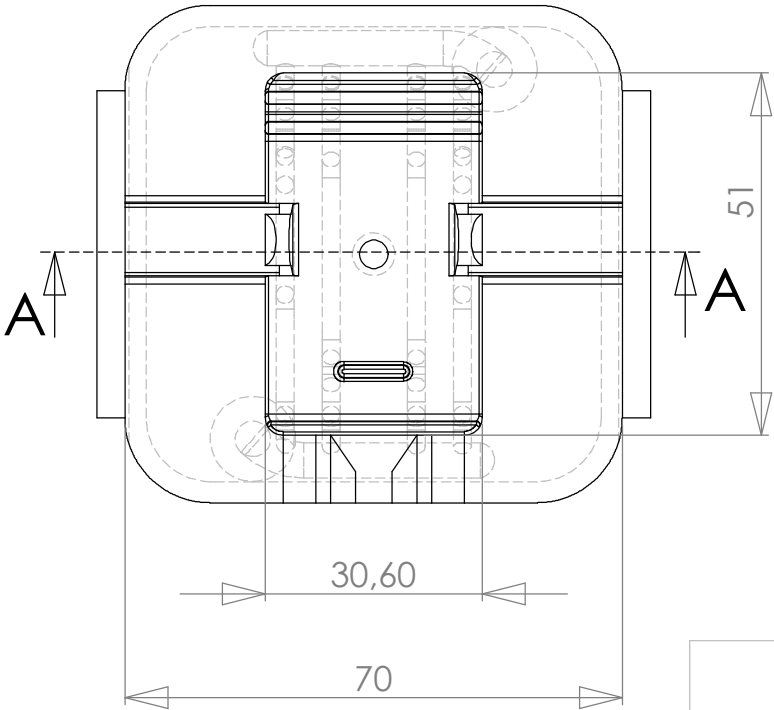
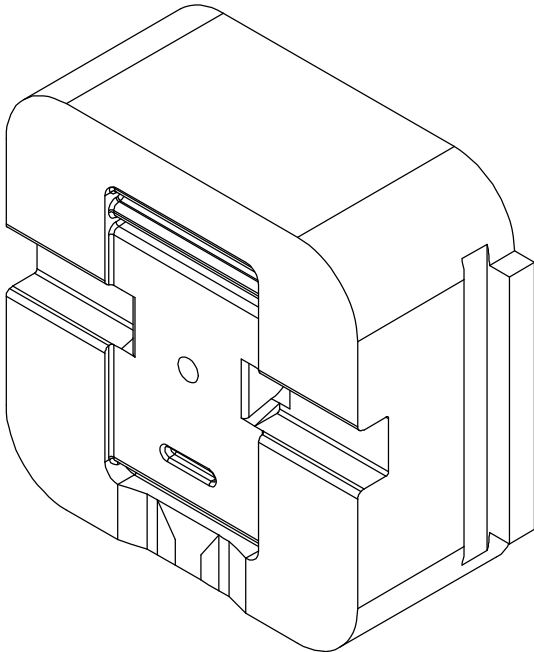
WEIGHT:

SCALE:1:1

SHEET 1 OF 1



A-A



ufsc/cimject

TITLE:

Inserto Móvel - Prendedor

DWG NO.

A4

SCALE:1:1

SHEET 1 OF 1