

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

Roberto Angelo Pistorello

**AVALIAÇÃO DE MÉTODOS DE PROJETO DE SISTEMAS DE  
REFRIGERAÇÃO APLICADOS A MOLDES FABRICADOS POR  
VAZAMENTO DE RESINA EPÓXI (VRE), ATRAVÉS DE  
ESTUDOS EM SISTEMA CAE**

Florianópolis  
2012



Roberto Angelo Pistorello

**AVALIAÇÃO DE MÉTODOS DE PROJETO DE SISTEMAS DE REFRIGERAÇÃO APLICADOS A MOLDES FABRICADOS POR VAZAMENTO DE RESINA EPÓXI (VRE), ATRAVÉS DE ESTUDOS EM SISTEMA CAE**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng.

Coorientador: Fernando Luís Peixoto, Dr. Eng.

Florianópolis  
2012

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,  
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Pistorello, Roberto Angelo

Avaliação de métodos de projeto de sistemas de refrigeração aplicados a moldes fabricados por vazamento de resina epóxi (VRE), através de estudos em sistema CAE [dissertação] / Roberto Angelo Pistorello ; orientador, Carlos Henrique Ahrens ; co-orientador, Fernando Luis Peixoto. - Florianópolis, SC, 2012.

182 p. ; 21cm

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia Mecânica. 2. Sistema de refrigeração. 3. Métodos de Projeto. 4. Molde VRE. 5. Análise CAE. I. Ahrens, Carlos Henrique. II. Peixoto, Fernando Luis. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Roberto Angelo Pistorello

**AVALIAÇÃO DE MÉTODOS DE PROJETO DE SISTEMAS DE REFRIGERAÇÃO APLICADOS A MOLDES FABRICADOS POR VAZAMENTO DE RESINA EPÓXI (VRE), ATRAVÉS DE ESTUDOS EM SISTEMA CAE**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 6 de julho de 2012.

---

Prof. Dr. Eng. Júlio César Passos,  
Coordenador do Curso

---

Prof. Carlos Henrique Ahrens,  
Dr. Eng.  
Orientador

---

Prof. Fernando Luís Peixoto, Dr.  
Eng.  
Coorientador

**Banca Examinadora:**

---

Prof. Carlos Henrique Ahrens,  
Dr. Eng.  
Presidente

---

Prof. Fernando Antonio  
Forcellini, Dr. Eng.

---

Prof. Guilherme Mariz de  
Oliveira Barra, Dr. Sc.

---

Prof. Fernando Humel Lafratta,  
Dr. Eng.  
Universidade do Estado de Santa  
Catarina



Ao meu pai Rui (*in memoriam*)  
À minha mãe Tânia,  
Ao meu irmão Ricardo e  
À minha Sílvia.



## AGRADECIMENTOS

Muito do que foi realizado neste trabalho é fruto de esforço pessoal. Entretanto, diversas pessoas, colegas e amigos, possibilitaram ao seu modo, a realização deste trabalho. Portanto, gostaria de agradecer:

Ao professor Carlos Henrique Ahrens, pela orientação do trabalho e principalmente por acreditar na minha capacidade de realizar esta tarefa, mesmo pelas limitações de minha formação.

Ao coorientador Fernando Luís Peixoto, pelas inúmeras dúvidas elucidadas, pela paciência e companheirismo dentro e fora do trabalho.

Ao professor António S. Pouzada pelo apoio antes e durante o mestrado; e aos demais professores da Universidade do Minho pela introdução no universo dos polímeros.

Aos colegas e ex-colegas cimjectianos de laboratório: Fernandinho, Karina, Peixoto, Aurélio, Marcos (acabei cara!), Coletto, Alejandro, André *Excel Ewok*, Vítor *Gaúcho*, Thyane, Marcelo *Joguinho*, Jéssica, Victor Lauth, Renan *Djaca*, Ricardo *Fala-mansa*, Pedrão, Nilo-Mariano, Aldren, João Tschumi, Germanovix e Ju, pelos momentos de descontração, companheirismo, debates, que ajudaram a tornar o trabalho mais divertido e prazeroso, com o convívio no laboratório.

Aos colegas do laboratório vizinho, o Policom, aos alunos e ao professor Dr. Guilherme O. Barra pelos momentos de descontração.

À CAPES, pelo suporte financeiro através da bolsa do mestrado que possibilitaram a realização deste trabalho em tempo integral.

Ao Posmec, pelo suporte à realização do mestrado durante o período do curso e pelo auxílio financeiro durante eventos.

Aos professores da banca examinadora que aceitaram participar da leitura de um trabalho relativamente extenso.

Aos professores que participaram na minha formação, António S. Pouzada, Paulo C. Ferroli e Heitor Éckeli, que de alguma forma despertaram meu interesse para essa linha de pesquisa.

Ao meu irmão Ricardo e minha mãe Tânia, pelo suporte e carinho durante o tempo decorrido do trabalho.

À minha Sílvia, um agradecimento especial, pela parceria incondicional, pela paciência e apoio, durante todos os momentos.

Finalmente, a todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho e minha formação, que por uma falha de memória não foi aqui mencionado.



## RESUMO

Moldes protótipos obtidos por vazamento de resina epóxi (VRE) são ferramentas utilizadas durante o desenvolvimento de produtos plásticos injetados e possibilitam a avaliação do projeto do molde e da peça antes da fabricação da ferramenta definitiva, através da moldagem de uma série de protótipos funcionais. Entretanto, o tempo de ciclo e as temperaturas destes moldes durante o processo de injeção são maiores em relação aos moldes metálicos, devido à baixa condutividade térmica da resina do molde, e podem ser influenciados pelo desempenho do sistema de refrigeração. A literatura técnica fornece recomendações e métodos para o projeto do sistema de refrigeração de moldes metálicos de modo a auxiliar os projetistas nesta tarefa. Neste contexto, este trabalho buscou avaliar estas recomendações e métodos para o projeto do sistema de refrigeração aplicados a moldes VRE, com auxílio de *software* de simulação CAE, utilizando corpos de prova com geometrias diferentes. Os resultados obtidos mostram que os métodos fornecem valores de vazão do fluido de resfriamento e diâmetro dos canais de refrigeração, objetivando maior transferência de calor. Porém, o posicionamento dos canais mostrou grande influência na uniformidade de resfriamento da cavidade, temperaturas do molde e tempo de ciclo. Neste sentido, a relação de posicionamento (entre os canais de refrigeração e entre o circuito de refrigeração e a cavidade) descrita na literatura para moldes metálicos levou a melhores resultados em comparação à utilizada em moldes VRE, obtida de forma empírica. No entanto, a utilização de *software* CAE neste posicionamento em moldes VRE são fundamentais, principalmente em peças com geometria complexa. Além disso, a incorporação de canais conformados contribuiu para a redução das temperaturas e melhoria da uniformidade de resfriamento da cavidade. Nestes moldes, as maiores temperaturas resultaram em valores maiores de empenamento, correlacionados com o desequilíbrio de temperatura entre as partes do molde que formam a cavidade. Este trabalho evidenciou que as recomendações analisadas podem auxiliar positivamente no desempenho do sistema de refrigeração de moldes VRE sob alguns aspectos, em comparação a aplicação de métodos empíricos. Porém, este fato não dispensa a necessidade da utilização de um *software* de simulação CAE do processo de injeção para otimização interativa do circuito que compõe o sistema de refrigeração.

**Palavras-chave:** sistema de refrigeração. molde VRE. *software* CAE.



## ABSTRACT

Cast resin tool is a prototype mold used during product development of injection molded plastic parts applied to evaluate the mold design and the plastic part design before the final tool, through the manufacturing of small quantities of functional prototypes. However, its cycle time and temperature during the injection process are higher relative to the metallic molds due to the low thermal conductivity of the epoxy resin used in its manufacture, and can be influenced by the performance of the cooling system. The literature provides recommendations and methods for designing the cooling system of metallic molds in order to assist the designers in this task. In this context, this work evaluated these recommendations and methods for the design of the cooling system applied to cast resin tools, with the aid of simulation software, using plastic parts with different geometries. The results show that the methods can provide values of flow of the cooling fluid and diameter of cooling channels, aiming higher heat transfer. However, the channels positioning has shown great influence on the uniformity of cooling the cavity, the mold temperature and the cycle time. Thus, the positioning relationship (between the cooling channels themselves and the cavity) depicted in the literature of metallic molds lead to better results in comparison with that used in cast resin tools obtained empirically. In other hand, the use of CAE software for positioning the channels is essential in cast resins tooling molds, especially in complex geometry parts. Moreover, the incorporation of conformal cooling channels contributed to the reduction of temperature and higher uniformity of cooling of the cavity. In these molds, higher temperatures lead to higher warpage values, correlated with the difference of temperature between the molding plates. This work showed that these recommendations can help positively in the performance of the cooling system of cast resin tooling molds in some aspects, compared to the application of empirical methods. Nevertheless, this fact does not excuse the need for use of CAE software of the injection process for interactive optimization of the circuit aiming better performance of the cooling system.

**Keywords:** Cooling system. Cast resin tool. CAE software.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Componentes básicos de uma máquina injetora.....	31
Figura 2 - O ciclo de injeção.....	33
Figura 3 - Escoamento do polímero fundido visto em uma seção transversal de um molde de injeção. ....	34
Figura 4 - Perfis de velocidade, temperatura e taxa de cisalhamento para o fluxo cisalhante em uma seção transversal de um molde de injeção. ....	35
Figura 5 - Relação entre as variáveis de controle da máquina injetora, propriedades do polímero, do molde e fluido de resfriamento, e as variáveis de controle do processo de injeção. ....	39
Figura 6 - Configuração básica de um molde de injeção. ....	41
Figura 7 – Molde protótipo VRE. ....	45
Figura 8 – Molde protótipo VRE com cavidade bipartida. ....	45
Figura 9 - Exemplo de sistema de refrigeração. ....	46
Figura 10 – Sistemas construtivos dos circuitos: (a) Z ou serpentina; (b) Placas de Refrigeração. ....	47
Figura 11 - Soluções especiais de resfriamento: (a) posição com canal usinado; (b) pinos térmicos; (c) cascata ( <i>bubbler</i> ); (d) defletor ( <i>baffle</i> ). ....	48
Figura 12 – Canais de refrigeração convencionais e conformados. ....	48
Figura 13 - Comparativo da evolução da temperatura no tempo, com a utilização de canais de refrigeração por furos retos e conformados. ....	49
Figura 14 – Representação da estrutura de um esferulito. ....	52
Figura 15 – Efeitos da contração em reforços: (a) rechupes; e (b) empenamento. ....	53
Figura 16 - Perfil de temperaturas na espessura da peça e desenvolvimento das tensões residuais.....	54
Figura 17 – Empenamento resultante do gradiente de temperatura entre os dois lados do molde (macho e fêmea).....	54
Figura 18 – Contração na moldagem e na pós-moldagem em função de $T_w$ . ....	55
Figura 19 – Influência da $T_w$ na: (a) diferença de brilho; e (b) aparência. ....	56
Figura 20 - Espessuras de "camada solidificada" produzidas por diferentes temperaturas de parede da cavidade do molde. ....	57
Figura 21 - Defeitos na moldagem ocasionados pela baixa temperatura do molde: (a) moldagem incompleta; (b) linhas de solda visíveis; (c) marcas de fluxo. ....	58
Figura 22 - Distribuição de temperatura na cavidade para leiautes diferentes. ....	63
Figura 23 - Procedimentos aplicados no projeto do sistema de refrigeração. ....	65
Figura 24 - Balanço térmico em um molde de injeção. ....	66
Figura 25 – Obtenção do valor de variação de entalpia entre a Temperatura de Injeção (TM) e a Temperatura de Extração (TE). ....	69
Figura 26 - Perfil de temperatura na parede da cavidade. ....	75
Figura 27 - Flutuação da temperatura da parede da cavidade durante o ciclo de moldagem.....	76

Figura 28 – Relação de posicionamento entre os parâmetros d, X e Y pode promover: (a) remoção de calor desigual; e (b) remoção de calor uniforme.....	78
Figura 29 - Solidificação do polímero fundido no canto da peça mostrando: (a) dificuldade de refrigeração no macho; e (b) polímero fundido remanescente.....	80
Figura 30 - Medidas para ajustar a taxa de resfriamento: (a) reprojeção da geometria; (b) reduzir a distância entre canal e o canto da peça. ...	80
Figura 31 – Leiaute em (a) série, (b) paralelo; (c) série-paralelo; (d) espiral. ...	81
Figura 32 - Distribuição de temperatura após a injeção.....	83
Figura 33 - Estudos de caso propostos e análises realizadas. ....	85
Figura 34 – Fases para o projeto do sistema de refrigeração. ....	89
Figura 35 - Esquema de montagem do molde protótipo utilizado como referência durante o projeto dos insertos. ....	91
Figura 36 – Configuração das propriedades dos canais de alimentação durante a simulação. ....	93
Figura 37 - Modelagem da região de contorno que representa o inserto. ....	94
Figura 38 – Sistemas de refrigeração das análises D. ....	104
Figura 39 - Localização dos pontos (nós) N1 e N2 para análises D. ....	106
Figura 40 – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise ABT – a. ....	112
Figura 41 – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise AMY – a. ....	113
Figura 42 - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina Rencast 436, análise ABT – R. ....	114
Figura 43 - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina RenCast 436, análise AMY – R. ....	114
Figura 44 - Distribuição de temperatura média interna ao molde através de uma vista em corte para a análise ABT – R e AMY – R.....	116
Figura 45 - Resultado de empenamento para a análise AMY – R.....	117
Figura 46 – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise BMY – a. ....	119
Figura 47 – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise BBT – a. ....	120
Figura 48 - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina Rencast 436, análise BMY – R. ....	121
Figura 49 - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina Rencast 436, análise BBT – R. ....	121
Figura 50 - Resultado de empenamento para a análise BBT – R.....	122
Figura 51 - Localização da Tmoldmáx no inserto em resina RenCast 436, análises: (a) BMY – R; e (b) BBT – R. ....	123
Figura 52 – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise CMY – a.....	124
Figura 53 – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise CBT – a. ....	125

Figura 54 - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina RenCast 436, análise CMY – R.....	126
Figura 55 - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina RenCast 436, análise CBT – R. ....	126
Figura 56 - Distribuição de temperatura média interna ao molde através de uma vista em corte para as análises CBT – R e CMY – R.....	127
Figura 57 - Resultado de empenamento para a análise CMY – R.....	128
Figura 58 - Resultado de distribuição de temperatura na interface polímero-molde para o caso DLP.....	130
Figura 59 - Resultado de distribuição de temperatura na interface polímero-molde para o caso DLS.....	131
Figura 60 - Resultado de distribuição de temperatura na interface polímero-molde para o caso DCC.....	131
Figura 61 – Variação da temperatura do molde em função do tempo durante o primeiro ciclo estável nos pontos de análise N1 e N2.....	132
Figura 62 – Variação da temperatura em função do número de ciclos no ponto de análise N2, para a estabilização da temperatura do molde. ....	133
Figura 63 - Variação da temperatura em função do número de ciclos no ponto de análise N1, para a estabilização da temperatura do molde. ....	133
Figura 64 - Resultados de fluxo de calor na interface polímero/molde nas análises E. ....	135
Figura 65 - Temperatura nas paredes da cavidade para a o estudo de caso 3. .	136
Figura 66 – Empenamento resultante para a análise EMY – Llp.....	137
Figura 67 - Localização da Tmoldmáx na análise EMY – Llp.....	138



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Requisitos dos modelos/protótipos nas fases do desenvolvimento do produto.....	43
Tabela 2 - Dimensões utilizadas por diversos autores na construção do sistema de refrigeração em moldes VRE.....	61
Tabela 3 - Diâmetros do canal de refrigeração em função da vazão, segundo Brito et al. (2004).....	72
Tabela 4 - Temperaturas de molde recomendadas.....	76
Tabela 5 - Relação entre $d$ , $X$ , $Y$ e $s$ , sugerida na literatura.....	79
Tabela 6 - Corpos de prova utilizados nas análises e seus respectivos desenhos esquemáticos (mm).....	86
Tabela 7 - Propriedades da malha das peças utilizadas nas análises.....	86
Tabela 8 – Propriedades das peças utilizadas nas análises.....	87
Tabela 9 – Propriedades do PP Prolen XM-6150K.....	87
Tabela 10 – Parâmetros de processamento recomendados para o PP Prolen XM-6150K.....	87
Tabela 11 – Propriedades dos materiais dos moldes.....	88
Tabela 12 – Propriedades da água a 15 °C.....	88
Tabela 13 – Determinação da temperatura média na cavidade, $T_w$ .....	92
Tabela 14 - Os valores de $h_p$ – $m$ utilizado como entrada no Moldflow 2012™.....	95
Tabela 15 – Critérios e parâmetros para a avaliação do sistema de refrigeração.....	96
Tabela 16 - Informações para realização do Estudo de Caso 1.....	98
Tabela 17 - Dimensionamento do sistema de refrigeração das análises A, B e C. (Obs.: * Calculado; ** Adotado).....	99
Tabela 18 - Valores de $j$ para inserto em aço AISI 1045 e resina Rencast 436.....	100
Tabela 19 - Dados dimensionais e leiautes utilizados nas análises A, B e C.....	101
Tabela 20 - Dimensionamento do sistema de refrigeração, estudo de caso 2.....	104
Tabela 21 - Dimensionamentos do sistema de refrigeração, análise E.....	107
Tabela 22 – Relações de posicionamento utilizadas no Estudo de Caso 3.....	107
Tabela 23 – Dados dimensionais dos sistemas de refrigeração e leiautes utilizados no Estudo de Caso 3.....	108
Tabela 24 - Vazões calculadas e as adotadas, método de Brito et al. (2004).....	109
Tabela 25 - Comprimentos $L$ obtidos dos cálculos e os efetivamente projetados.....	110
Tabela 26 - Avaliação dos sistemas de refrigeração das Análises A.....	112
Tabela 27 - Avaliação dos sistemas de refrigeração das Análises B.....	119
Tabela 28 - Avaliação dos sistemas de refrigeração das Análises C.....	124
Tabela 29 – Resultados para os casos DLP, DLS e DCC.....	130
Tabela 30 - Avaliação do desempenho dos sistemas de refrigeração das Análises E.....	134



## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

3DP	<i>Tridimensional Printer</i>	Impressora 3D
ABS	<i>Acrylonitrile Butadiene Styrene copolymer</i>	Copolímero Acrilonitrila butadieno Estireno
CAD	<i>Computer Aided Design</i>	Projeto Assistido por Computador
CAE	<i>Computer Aided Engineering</i>	Engenharia Assistida por Computador
CCC	<i>Conformal Cooling Channels</i>	Canais de refrigeração conformados
CNC	<i>Computer Numeric Control</i>	Controle Numérico Computadorizado
DMLS	<i>Direct Metal Laser Sintering</i>	Sinterização Direta por Laser de Metais
FDM	<i>Fused Deposition Modeling</i>	Modelagem por Fusão e Deposição
HTC	<i>Mold-melt Heat Transfer Coefficient</i>	Coefficiente de transferência de calor entre molde / polímero
HFC	<i>Heat Flux Canals</i>	
IGES	<i>Initial Graphics Exchange Specification</i>	Formato de arquivo CAD
LOM	<i>Laminated Object Manufacturing</i>	Manufatura de Objetos por Camadas
PA6	<i>Polyamide</i>	Poliamida 6
PC	<i>Polycarbonate</i>	Policarbonato
PE	<i>Polyethylene</i>	Poliétileno
PMMA	<i>Polymethyl methacrylate</i>	Polimetil-metacrilato (acrílico)
POM	<i>Polyoxymethylene</i>	Polioximetileno ou Poliacetil
PP	<i>Polypropylene</i>	Polipropileno
PS	<i>Polystyrene</i>	Poliestireno
PTFE	<i>Polytetrafluorethylen</i>	Politetrafluoretileno
PVC	<i>Polyvinyl chloride</i>	Policloreto de polivinila
RP	<i>Rapid Prototyping</i>	Prototipagem Rápida
RT	<i>Rapid Tooling</i>	Ferramental Rápido
SLA	<i>Stereolithography</i>	Estereolitografia
SLM	<i>Selective Laser Melting</i>	Fusão Seletiva a Laser
SLS	<i>Selective Laser Sintering</i>	Sinterização Seletiva a Laser
STL	<i>Stereolithography File</i>	Arquivo para Estereolitografia
VRE	<i>Vacuum Casting Resin</i>	Vazamento de Resina Epóxi



## LISTA DE SÍMBOLOS

$T_w$	Temperatura na parede da cavidade do molde
$Q_{PI}$	Calor fornecido pelo termoplástico
$Q_{AD}$	Calor adicional
$Q_{AMB}$	Calor perdido para o ambiente
$Q_{TM}$	Calor a ser retirado pelo sistema de refrigeração
$t_c$	Tempo de resfriamento
$s$	Espessura da peça
$T_M$	Temperatura de injeção / do fundido
$\bar{T}_E$	Temperatura média de extração
$\alpha_{ef}$	Difusividade térmica efetiva
$\bar{T}_w$	Temperatura média na cavidade
$k$	Fator de espessura da peça
$\alpha$	Difusividade térmica
$k_p$	Condutividade térmica do polímero
$\rho_p$	Densidade do polímero
$c_p$	Calor específico do polímero
$\Delta h$	Diferença de entalpia entre a injeção e a extração
$m_{ks}$	Massa injetada no molde
$V$	Volume de material injetado no molde
$\rho_{ks}$	Massa específica média do material entre a injeção e desmoldagem
$T_E$	Temperatura de Extração
$\dot{m}$	Vazão mássica de fluido refrigerante
$c_{fr}$	Calor específico do fluido refrigerante
$T_{m\ ent}$	Temperatura média de entrada do fluido refrigerante
$T_{m\ sai}$	Temperatura média de saída do fluido refrigerante
$d$	Diâmetro do canal de refrigeração
$Re_D$	Número de Reynolds
$\mu_{fr}$	Viscosidade do fluido refrigerante
$T_{W\ max}$	Temperatura máxima nas paredes da cavidade do molde
$T_{fr}$	Temperatura do fluido refrigerante
$k_m$	Condutividade térmica do material do molde
$Y$	Distância entre a cavidade do molde e o canal de resfriamento
$h$	Coefficiente de troca de calor por convecção
$Nu_D$	Número de Nusselt
$f$	Fator de atrito no escoamento (fator de atrito de Moody)
$k_{fr}$	Condutividade térmica do fluido refrigerante

$Pr$	Número de Prandtl
$\Delta T$	Diferença de temperatura
$\Delta T_w$	Diferença de temperatura na cavidade do molde
$J$	Erro de refrigeração
$Bi$	Número de Biot
$X$	Espaçamento entre os canais de refrigeração
$T_{w_{min}}$	Temperatura inicial da parede da cavidade do molde
$b_p$	Permeabilidade térmica do polímero
$b_w$	Permeabilidade térmica do material do molde
$\rho$	Densidade
$c$	Calor específico
$E$	Módulo de Elasticidade
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$T_g$	Temperatura de Transição Vítrea
$\tau$	Tensão de Cisalhamento
$\dot{\gamma}$	Taxa de Cisalhamento
$P_h$	Pressão de Recalque
$t_h$	Tempo de recalque
$h_{p-m}$	Coefficiente de transferência de calor molde / polímero
$t_{fill}$	Tempo de Injeção
$T_{mold_{máx}}$	Temperatura máxima do molde
$t_{ciclo}$	Tempo de ciclo
$\Delta \bar{T}_{m/f}$	Diferença de temperatura entre macho e fêmea do molde
$\Delta P$	Perda de pressão nos canais de refrigeração

## SUMÁRIO

<b>1.</b>	<b>INTRODUÇÃO.....</b>	<b>27</b>
1.1	OBJETIVOS .....	29
1.1.1	Objetivo Geral.....	29
1.1.2	Objetivos Específicos .....	29
<b>2.</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>31</b>
2.1	O PROCESSO DE INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS .....	31
2.1.1	Fenômenos relacionados ao escoamento do polímero na cavidade do molde.....	33
2.1.2	As variáveis do processo de injeção.....	35
2.2	MOLDE PARA INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS .....	40
2.2.1	Molde protótipo .....	42
2.2.1.1	Moldes obtidos por vazamento de resina epóxi .....	44
2.2.2	Sistema de refrigeração de moldes de injeção de termoplásticos ...	46
2.2.2.1	Objetivos do sistema de refrigeração .....	50
2.2.3	Influência da temperatura do molde nas propriedades das peças moldadas.....	51
2.2.3.1	Cristalização .....	51
2.2.3.2	Contração, tensão residual e empenamento .....	52
2.2.3.3	Ajuste da temperatura do molde .....	56
2.2.4	Sistema de refrigeração aplicado a molde protótipo não metálico .	58
2.3	PROJETO DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO PARA MOLDES DE INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS.....	63
2.3.1	Métodos analíticos para o dimensionamento do sistema de refrigeração .....	66
2.3.2	Determinação da temperatura média da parede da cavidade .....	75
2.3.3	Recomendações para o projeto do sistema de refrigeração .....	78
2.3.3.1	Posicionamento dos canais de refrigeração.....	78
2.3.3.2	Leiaute do circuito de refrigeração .....	80
2.3.4	Simulação do processo de injeção em sistemas CAE .....	81
2.3.4.1	Análise e otimização do sistema de refrigeração .....	82
<b>3.</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	<b>85</b>
3.1	MATERIAIS USADOS PARA SIMULAÇÃO .....	87
3.2	MÉTODOS .....	89
3.2.1	Projeto do sistema de refrigeração.....	89
3.2.2	Determinação das condições gerais de processamento .....	91
3.2.3	Preparação da simulação de resfriamento no processo de injeção .	92
3.2.4	Crítérios de avaliação dos sistemas de refrigeração .....	95

3.3	ESTUDOS DE CASO .....	97
3.3.1	Estudo de caso 1 - Avaliação de métodos de dimensionamento do sistema de refrigeração aplicados em moldes VRE.....	97
3.3.2	Estudo de caso 2 – Investigação da influência do leiaute no desempenho do sistema de refrigeração de molde VRE .....	103
3.3.3	Estudo de caso 3 – Investigação da influência da relação de posicionamento de canais no desempenho do sistema de refrigeração de molde VRE.....	106
4.	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>109</b>
4.1	ESTUDO DE CASO 1 .....	109
4.1.1	Análise da aplicação dos métodos de dimensionamento em moldes VRE .....	109
4.1.2	Avaliação de desempenho dos sistemas de refrigeração de moldes VRE .....	111
4.2	ESTUDO DE CASO 2 .....	129
4.3	ESTUDO DE CASO 3 .....	134
5.	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>139</b>
5.1	CONCLUSÕES .....	139
5.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	141
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>143</b>
	APÊNDICE A – EQUAÇÕES PARA O DIMENSIONAMENTO DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO.....	150
	APÊNDICE B – RECOMENDAÇÕES PARA GERAÇÃO DA MALHA NO SOFTWARE MOLDFLOW 2011™.....	151
	APÊNDICE C – DESENHOS TÉCNICOS DOS INSERTOS ANALISADOS. ....	157
	ANEXO A – VALORES DE ENTALPIA PARA POLÍMEROS.....	182

## 1. INTRODUÇÃO

O mercado de bens de consumo está cada vez mais ágil devido à tendência da criação de produtos personalizados, focados nas novas exigências dos consumidores, resultando na redução do ciclo de vida dos produtos e aumentando sua variedade (DIMLA et al., 2005).

A competitividade resultante desta nova realidade obrigou as empresas a se adaptarem, levando à redução do tempo de desenvolvimento de produtos, seja por meio da gestão dos projetos, ou pela busca de novas tecnologias. Neste contexto, a utilização de tecnologias de Prototipagem Rápida (RP – *Rapid Prototyping*) torna-se cada vez mais importante no desenvolvimento de produtos, com a finalidade de validação das etapas do projeto.

A utilização das tecnologias de RP, neste mercado em transformação, evoluiu para a Fabricação Rápida de Ferramentas (RT – *Rapid Tooling*) que, além de possibilitarem a fabricação de protótipos funcionais injetados com o material final, também são utilizadas para a validação do próprio molde (CAVALHEIRO, 2007), antes da fabricação da ferramenta definitiva.

Os moldes protótipos fabricados pelo processo RT de Vazamento de Resina Epóxi (VRE) são uma alternativa de baixo custo para a fabricação da ferramenta para injeção de termoplásticos, custando entre 25 e 50% menos que outros moldes RT, como por exemplo, os de alumínio usinado (FERREIRA e MATEUS, 2003; CHEAH et al., 2002). Além do custo, estes moldes podem ser fabricados em questão de dias, em comparação às semanas do ferramental convencional metálico, permitindo a redução do tempo de desenvolvimento de produtos (CHEAH et al., 2002), através da viabilização da produção de pequenas séries de protótipos funcionais (de 50 a 1000) (FERREIRA e MATEUS, 2003). Esta baixa produtividade se deve às propriedades das resinas utilizadas, que possuem valores de resistência mecânica e condutividade térmica inferiores, se comparados aos materiais utilizados nos moldes metálicos RT e convencionais (CAVALHEIRO, 2007; SABINO NETTO, 2008). Desta forma, a quantidade de peças produzidas é altamente dependente de uma combinação de fatores como geometria da cavidade, temperatura, pressão e tempo de ciclo (FERREIRA e MATEUS, 2003).

O tempo de ciclo do processo de injeção pode facilmente ultrapassar os 2 minutos em moldes VRE, devido a sua baixa condutividade térmica (FERREIRA e MATEUS, 2003), sendo que a maior parte deste tempo é referente ao resfriamento do molde. Além

disto, o aumento de sua temperatura operacional reduz drasticamente sua resistência mecânica, à medida que se aproxima da temperatura de transição vítrea da resina empregada em sua fabricação e, por estar submetido aos mesmos esforços de um molde convencional, tende a falhar mecanicamente mais facilmente a temperaturas e pressões mais elevadas (VILLAMIZAR, 2005; SABINO NETTO, 2008).

Portanto, recomenda-se a utilização de temperaturas menores do polímero e do molde, tendo o sistema de refrigeração, neste sentido, um papel importante no controle da temperatura, através da remoção do calor introduzido pelo polímero fundido. Além disso, esta remoção de calor deve ser realizada de maneira uniforme, possibilitando a redução de defeitos indesejáveis como marcas de fluxo, tensões térmicas residuais e empenamento das peças moldadas (TANG et al., 1997; BELOFSKY, 1995).

Em moldes fabricados por processos RT utilizando tecnologias RP como Estereolitografia (SLA) e Modelagem por Fusão e Deposição (FDM), a literatura mostra que tanto o tempo de ciclo quanto as temperaturas dos insertos não metálicos podem ser reduzidos pela adoção de um sistema de refrigeração.

Entretanto, as propriedades térmicas das resinas utilizadas na fabricação dos moldes VRE aumentam consideravelmente o grau de dificuldade de concepção de um sistema de refrigeração eficiente. Para minimizar os efeitos do material do molde no tempo de resfriamento e qualidade das peças injetadas, é necessária a utilização de técnicas de projeto que visem minimizar a influência da resina a fim de aumentar a taxa de transferência de calor (LIMA, 2002).

A literatura disponibiliza métodos, recomendações, sistemáticas e técnicas que fornecem parâmetros para auxiliar o projeto do sistema de refrigeração de moldes metálicos. Apesar de sua importância na produtividade, qualidade e propriedades da peça moldada, este projeto é realizado empiricamente, na maioria dos casos, baseado na experiência do projetista (SILVA, 2009; SACHELLI, 2007). Estes fatores, aliados à maior dificuldade de concepção do sistema de refrigeração dos moldes VRE, podem resultar em maiores tempos de ciclo e temperaturas mais elevadas nos insertos, contribuindo para a redução da qualidade das peças moldadas, da produtividade e da vida útil do molde.

Portanto, a aplicação destas recomendações e métodos para o projeto do sistema de refrigeração em moldes VRE podem fornecer parâmetros e diretrizes que possibilitem maximizar seu desempenho, reduzindo a influência das propriedades da resina epóxi. A utilização de *software* CAE de simulação do processo de injeção pode ser uma

ferramenta útil para a otimização do projeto do sistema de refrigeração de moldes VRE com o intuito de obter maiores taxas de resfriamento e, ao mesmo tempo, contribuir para um resfriamento mais uniforme da cavidade, visando menores tempos de ciclo e redução das temperaturas no molde.

## 1.1 OBJETIVOS

### 1.1.1 Objetivo Geral

Este trabalho tem como objetivo avaliar recomendações da literatura técnica para o projeto e dimensionamento de sistemas de refrigeração de moldes metálicos e sua aplicação em moldes protótipos obtidos por vazamento de resina epóxi, através de *software* de simulação CAE do processo de injeção de termoplásticos.

### 1.1.2 Objetivos Específicos

- Avaliar a aplicação de métodos de dimensionamento de sistemas de refrigeração e sua influência no desempenho de resfriamento de moldes VRE;
- Investigar a influência de diferentes leiautes no desempenho do sistema de refrigeração de moldes VRE;
- Investigar a influência da relação de posicionamento dos canais do circuito no desempenho de sistemas de refrigeração de moldes VRE.



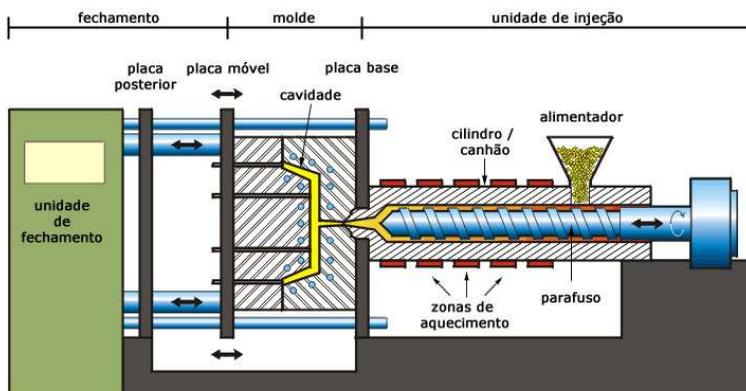
## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 O PROCESSO DE INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS

O processo de injeção é um dos principais processos de transformação de materiais termoplásticos, com enorme importância no mercado de consumo (CUNHA, 2003; PÖTSCH e MICHAELI, 1995). O crescimento da popularidade do processo foi influenciado pela tentativa de substituir peças que anteriormente eram fabricadas em materiais metálicos (BELOFSKY, 1995), sendo o sucesso desta tecnologia decorrente de uma combinação de fatores, como as elevadas taxas de produção, reprodutibilidade, flexibilidade de formas, sendo possível fabricar desde micro-peças (< 1g) a peças com mais de 100 kg (CUNHA, 2003). Segundo Belofsky (1995), algumas outras vantagens do processo de injeção podem ser citadas, como:

- As peças requerem pouco ou nenhum acabamento;
- Flexibilidade no projeto do produto (cores, acabamentos, insertos, materiais);
- Mínima perda por refugos (reciclabilidade);
- Obtenção de peças com pequenas tolerâncias;
- Obtenção de peças com baixa densidade, transparência, resistência à corrosão.

Uma máquina injetora pode ser subdividida basicamente em componentes como unidade de injeção, unidade de fechamento e molde, conforme mostra a Figura 1, além de um sistema de controle.



**Figura 1** - Componentes básicos de uma máquina injetora.

Fonte: Adaptado de Viana e Martins (2008).

A unidade de injeção é responsável por fundir o polímero (por meio das zonas de aquecimento e cisalhamento resultante da ação do parafuso) e injetá-lo dentro da cavidade do molde. A unidade de fechamento, por sua vez, tem como finalidade fechar o molde, mantê-lo fechado durante a ação da pressão de injeção e, posteriormente, abrir o molde (PÖTSCH e MICHAELI, 1995).

A moldagem por injeção é um processo cíclico que consiste na fusão de um polímero sólido que é injetado dentro da cavidade do molde, e após seu resfriamento, a peça solidificada é ejetada/extraída (DIMLA et al., 2005; BELOFSKY, 1995; REES, 2001; GUILONG et al., 2010; CUNHA, 2003). O ciclo de injeção é compreendido por um conjunto de etapas que ocorrem em uma sequência predefinida, após as quais se obtém uma ou mais peças, dependendo do número de cavidades do molde.

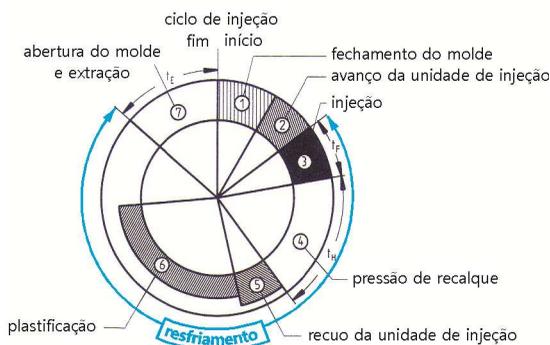
De maneira geral, segundo Cunha (2003), o ciclo de injeção consiste em sete etapas, conforme pode ser observado na Figura 2. O ciclo inicia-se após o fechamento do molde (1) e em seguida a unidade injetora (parafuso) avança atuando como um pistão (2) e realiza a injeção do material dentro do molde (3). A unidade injetora, por meio da pressão de recalque, continua a pressurizar a moldagem (4) de modo a compensar a contração do material fundido e impedir que haja um refluxo desse material. Na fase de plastificação (6) a unidade injetora prepara um novo material para ser injetado no próximo ciclo e por este motivo, a unidade de injeção recua (5), ocorrendo simultaneamente o resfriamento<sup>1</sup> do molde e a decorrente solidificação da peça moldada, permitindo que o molde seja aberto e a peça extraída (7). Após ocorre um tempo de pausa e, em seguida, inicia-se um novo ciclo.

É possível observar na Figura 2 que a fase de resfriamento inicia-se imediatamente após a entrada do material na cavidade do molde, quando o termoplástico fundido encosta nas paredes mais frias da cavidade. Entretanto, o resfriamento prossegue durante mais algum tempo, até que a peça moldada esteja resfriada o suficiente para estar estável e rígida a ponto de ser extraída (PÖTSCH e MICHAELI, 1995). De acordo com Dimla et al. (2005), Tang et al. (1997) e Mylla (1998), a fase de resfriamento é a mais significativa, podendo representar até 70% do tempo total do ciclo de injeção, sendo, de forma geral, mais longo no caso de materiais semicristalinos que nos amorfos (BRITO et al., 2004). Nesta fase ocorre a remoção de calor do polímero fundido,

---

<sup>1</sup> Também são utilizados os termos refrigeração e arrefecimento, dependendo do autor.

possibilitando a estabilização de sua forma segundo a geometria da cavidade, e posteriormente sua extração.



**Figura 2** - O ciclo de injeção.

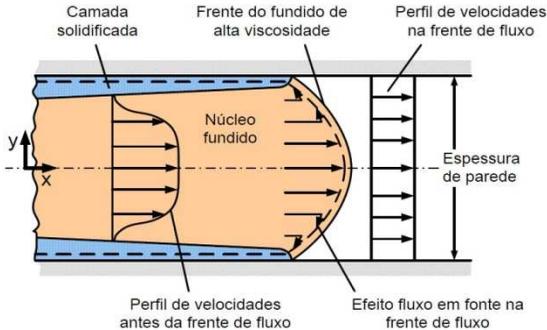
Fonte: Adaptado de Pötsch e Michaeli (1995).

Por ser a fase que consome a maior parcela do tempo do ciclo de injeção, a redução do tempo de resfriamento é um dos fatores mais importantes na redução do tempo total de ciclo, o que por sua vez determina a taxa de produção do processo (DIMLA et al., 2005; MYLLA, 1998). Pode-se dizer, portanto, que o sistema de refrigeração exerce uma influência direta nos aspectos econômicos do processo de injeção (PÖTSCH e MICHAELI, 1995), uma vez que a relação custo-benefício do processo de injeção é determinada pela eficiência e velocidade da troca de calor entre o molde e o polímero moldado nele injetado (ZÖLLNER, 1997), ou seja, pela habilidade que o molde apresenta para retirar o calor do polímero fundido (DIMLA et al., 2005).

### 2.1.1 Fenômenos relacionados ao escoamento do polímero na cavidade do molde

No processo de injeção, segundo Pötsch e Michaeli (1995), quando o polímero fundido escoar para dentro da cavidade do molde, ele é sujeito simultaneamente a efeitos do cisalhamento e resfriamento. A Figura 3 representa esquematicamente os fenômenos que ocorrem durante o fluxo do termoplástico fundido à medida que este entra na cavidade. Ao entrar em contato com as paredes frias do molde ele solidifica rapidamente, formando-se uma película chamada de “camada solidificada”, onde não há mais fluxo. Entretanto, no centro há um

núcleo quente contendo material fluido, que continua escoando e preenchendo o restante da cavidade. A espessura da camada solidificada depende principalmente das temperaturas do molde e do fundido, e, em menor grau, da velocidade de escoamento do termoplástico (PÖTSCH e MICHAELI, 1995).



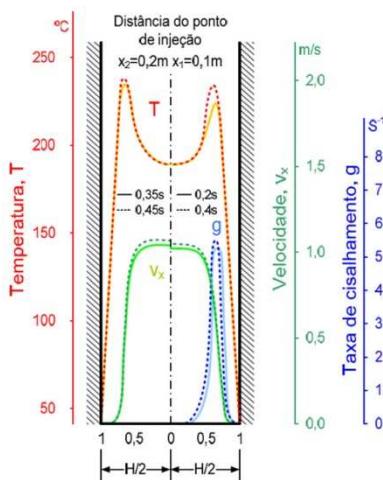
**Figura 3** - Escoamento do polímero fundido visto em uma seção transversal de um molde de injeção.

Fonte: Pötsch e Michaeli (1995) *apud* Peixoto (2009).

Observando o perfil de velocidades de escoamento do termoplástico, que ocorre antes da frente de fluxo (Figura 3), verifica-se um grande gradiente de velocidade nas proximidades da camada solidificada. Nesta região, o termoplástico fundido é sujeito a um forte cisalhamento, o que provoca a orientação de suas moléculas na direção principal do fluxo. Por esta razão, a máxima orientação das moléculas é verificada na seção imediatamente abaixo da superfície da peça moldada, sendo suas propriedades mecânicas fortemente influenciadas pela orientação durante o processo de escoamento (PEIXOTO, 2009; PÖTSCH e MICHAELI, 1995). Este gradiente de velocidades leva a um fluxo perpendicular à parede do molde, gerando um fenômeno chamado de “fluxo em fonte” ou “chafariz”.

A camada mais externa da frente de fluxo está mais fria e, conseqüentemente, mais viscosa. Conforme o fluxo avança, ela sofre uma alongação, entrando em contato posteriormente com as paredes da cavidade, e solidificando muito rapidamente. Em decorrência dos fenômenos de alongação das moléculas do polímero e do resfriamento rápido, que restringe a relaxação das mesmas, há uma orientação adicional nesta região (PEIXOTO, 2009; PÖTSCH e MICHAELI, 1995). Para compreender os fenômenos envolvidos no escoamento do

termoplástico fundido dentro da cavidade, a Figura 4 ilustra os perfis de temperatura, velocidade e taxa de cisalhamento, que ocorrem durante a fase de preenchimento do molde.



**Figura 4** - Perfis de velocidade, temperatura e taxa de cisalhamento para o fluxo cisalhante em uma seção transversal de um molde de injeção.

Fonte: Pötsch e Michaeli (1995) *apud* Peixoto (2009).

A Figura 4 mostra que a temperatura do termoplástico fundido durante seu escoamento, normalmente, atinge um valor máximo próximo à parede da cavidade e está associada à maior taxa de cisalhamento nesta região, onde a influência da dissipação viscosa é maior. A temperatura máxima do termoplástico aumenta com o tempo, devido à redução da seção livre para o escoamento, com o consequente aumento da taxa de cisalhamento, causada pela maior espessura da camada solidificada, deslocando-se a região de sua ocorrência levemente no sentido do núcleo da cavidade (PEIXOTO, 2009; PÖTSCH e MICHAELI, 1995).

## 2.1.2 As variáveis do processo de injeção

Segundo a classificação de Chen e Tung (2004) *apud* Cavalheiro (2007), as variáveis que controlam o processo de injeção podem ser subdivididas em variáveis de controle do processo, da máquina e de qualidade.

As *variáveis de controle de qualidade*, segundo Cavalheiro (2007), são os resultados da moldagem monitorados qualitativamente e quantitativamente durante ou após o processo, como massa e dimensões da peça, presença de bolhas e rechupes, aparência de linhas de solda, empenamento, etc.

As *variáveis de controle do processo* são classificadas por Cavalheiro (2007) como as macrovariáveis do processo, e influenciam nas características internas do material injetado como orientação, morfologia e tensões residuais. Estas variáveis de controle do processo ou macrovariáveis do processo devem ser mantidas uniformes durante cada ciclo para garantir a repetitividade do processo como dimensões, propriedades mecânicas, óticas e elétricas e acabamento da superfície. As variáveis de controle do processo de injeção ou macrovariáveis do processo, de acordo com Cavalheiro (2007), são:

- *Temperatura da massa*: é a temperatura do material que é injetado no molde e sofre variações ao longo do processo por ser influenciado pelo efeito das demais variáveis;
- *Taxa de resfriamento*: é a taxa em que o material injetado perde calor para o molde em função de sua temperatura (*Temperatura do molde*) influenciando no grau de cristalinidade do material, na estabilidade dimensional, propriedades mecânica e ótica;
- *Pressão na cavidade*: é a pressão no interior do molde e controla a quantidade de material que é injetado no molde, influenciando na massa, precisão dimensional, tensões residuais e empenamento do moldado;
- *Velocidade de escoamento*: é a velocidade em que o polímero flui no molde e está correlacionada à taxa de cisalhamento, que tem influência sobre a temperatura de massa, orientação, degradação e tensões residuais.

As *variáveis de controle da máquina injetora* são os parâmetros operacionais que permitem ao operador controlar o processo de forma indireta (temperatura da massa, taxa de resfriamento, pressão na cavidade e velocidade de escoamento) (CAVALHEIRO, 2007). Estes parâmetros operacionais são também conhecidos como “parâmetros de injeção”, e, de acordo com Cavalheiro (2007), são utilizados para manter as condições de processamento desejadas de modo a controlar com certa repetitividade as macrovariáveis de controle do processo.

As principais variáveis de controle ou parâmetros de injeção em uma máquina de acionamento hidráulico são:

- *Velocidade de avanço do parafuso*: determina a velocidade de injeção no molde (expressa em  $mm/s$ ) e por consequência a vazão volumétrica de polímero (expressa em  $cm^3/s$ ). A velocidade ótima corresponde à pressão mínima de injeção (CUNHA, 2003). O aumento da velocidade de escoamento do material tem como efeito o aumento da dissipação viscosa decorrente do cisalhamento, e, por este motivo modifica a *Temperatura da massa*;
- *Pressão de injeção*: é a pressão resultante do esforço necessário para preencher a cavidade a certa velocidade (CUNHA, 2003), influenciando na *Pressão na cavidade*. É controlada pela pressão hidráulica da máquina injetora (CAVALHEIRO, 2007);
- *Pressão de recalque*: pressão que ocorre após o preenchimento da cavidade, com o intuito de compensar a contração volumétrica do material durante o resfriamento e não permitir o refluxo do material (CUNHA, 2003). Influencia a *Pressão na cavidade* (CAVALHEIRO, 2007);
- *Tempo de recalque*: é o tempo correspondente ao período da atuação da pressão de recalque, e sua duração é determinada pelo resfriamento e solidificação do ponto de injeção<sup>2</sup> (CUNHA, 2003);
- *Comutação*: é o momento onde ocorre a transição entre a fase de injeção e a fase de recalque. Pode ser determinada por tempo, deslocamento do parafuso, pressão hidráulica ou *Pressão na cavidade* (CUNHA, 2003; CAVALHEIRO, 2007);
- *Perfil de temperaturas do cilindro ou canhão*: conjunto de temperaturas das zonas de aquecimento, selecionadas para garantir a fluidez do material, sem provocar sua degradação (CUNHA, 2003). Influencia na *Temperatura de massa* (CAVALHEIRO, 2007);
- *Velocidade de rotação do parafuso*: é a velocidade ideal de rotação do parafuso que permite a homogeneização do

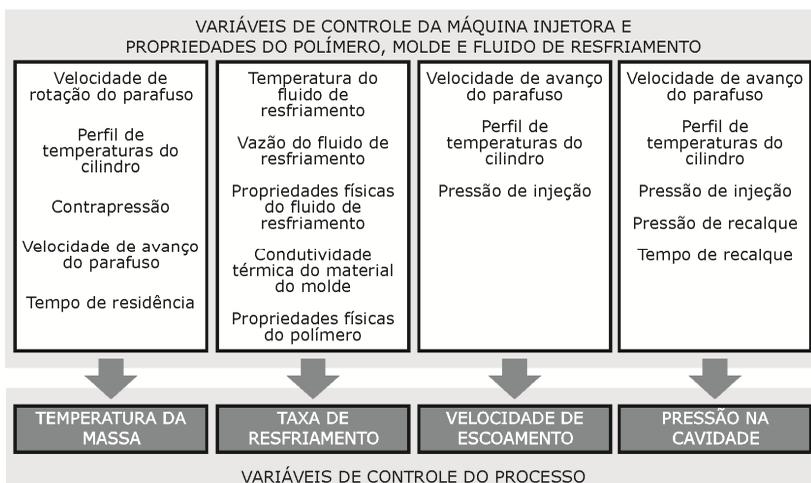
---

<sup>2</sup> Ponto de injeção ou *gate* é o elemento do molde que conecta a cavidade ao canal de alimentação e usualmente é o local mais estreito de todo o sistema de alimentação do molde (MENGES et al., 2001).

- material durante a plastificação (CUNHA, 2003). Tem influência na *Temperatura de massa* (CAVALHEIRO, 2007);
- *Curso de dosagem*: é o recuo do parafuso em consequência da plastificação do material que corresponde ao volume da moldagem e do colchão (quantidade de material remanescente à jusante da ponteira do parafuso). É expresso em *mm* e altera a *Pressão na cavidade* (CUNHA, 2003; CAVALHEIRO, 2007);
  - *Força de fechamento*: força exercida pela unidade de fechamento e necessária para manter o molde fechado. Caso este parâmetro não seja o correto, há a formação de rebarbas e alterações na massa do moldado (CUNHA, 2003; CAVALHEIRO, 2007);
  - *Velocidade de movimentação do sistema de fechamento*: ajuste da unidade de fechamento em termos de velocidade e pressão (CUNHA, 2003);
  - *Tempo de resfriamento*: período necessário após a fase de recalque, que garante que a peça injetada esteja a uma temperatura suficientemente baixa, permitindo que esteja rígida e estável dimensionalmente para ser extraída (CUNHA, 2003);
  - *Tempo de molde fechado*: o molde precisa ser resfriado para que a peça possa ser extraída e, após o molde abrir, o material continua resfriando. Este parâmetro, portanto, modifica a *Taxa de resfriamento* (CAVALHEIRO, 2007);
  - *Temperatura do fluido de resfriamento*: temperatura do fluido que circula nos canais de resfriamento do molde. Como durante o processamento não se pode mudar o material do molde nem o projeto do sistema de refrigeração, esta é uma das únicas formas de se controlar a *Taxa de resfriamento* do polímero no interior do molde ou a *Temperatura do molde* (CAVALHEIRO, 2007).
  - *Vazão do fluido de resfriamento*: Taxa medida em  $\text{m}^3/\text{s}$ ,  $\text{l}/\text{min.}$ , etc., do fluido de resfriamento que passa pelo sistema de resfriamento do molde de injeção, e assim como a temperatura do fluido de resfriamento, auxilia a controlar a *Taxa de resfriamento* (CAVALHEIRO, 2007) e pode determinar a uniformidade da temperatura da cavidade do molde (MENGES et al., 2001).

Além das variáveis de controle da máquina injetora descrita acima, podem-se citar adicionalmente variáveis operacionais tais como, contrapressão e tempo de residência.

De forma sintética, Peixoto (2009) descreve através da Figura 5 a relação entre as variáveis de controle da máquina injetora, as propriedades do polímero injetado, do material do molde e do fluido de resfriamento, e as variáveis de controle do processo de injeção ou macrovariáveis do processo.



**Figura 5** - Relação entre as variáveis de controle da máquina injetora, propriedades do polímero, do molde e fluido de resfriamento, e as variáveis de controle do processo de injeção.

Fonte: Adaptado de Peixoto (2009).

Na indústria, para a produção de peças conforme suas especificações de qualidade, no mais curto intervalo de tempo possível, é necessário que o conjunto de parâmetros de injeção sejam ajustados de acordo com o material e a geometria da peça moldada (CUNHA, 2003). A determinação desta condição de processamento ideal é essencial para estabelecer o tempo de ciclo desejado, além da *Taxa de resfriamento* exercida pelo sistema de refrigeração (MYLLA, 1998).

A *Taxa de resfriamento* é influenciada pela temperatura do material injetado, pelas propriedades do material do molde e pela temperatura e vazão do fluido de resfriamento (MYLLA, 1998; RAO et al., 2002; PEIXOTO, 2009). É uma variável importante para a determinação da *Temperatura do molde* durante o ciclo de injeção,

estabelecida à partir de um balanço térmico entre o calor que entra no molde e o que é removido pelo sistema de refrigeração.

No que diz respeito ao processamento, de acordo com Cunha (2003), maiores temperaturas de injeção resultam em *Temperaturas do molde* mais elevadas, prolongando o tempo de resfriamento e o consumo energético, geralmente aumentando a contração da peça na moldagem<sup>3</sup>. Por outro lado, temperaturas baixas demais dificultam o enchimento da cavidade. Portanto, é preciso um equilíbrio entre os parâmetros de injeção para haver um balanço entre o tempo de resfriamento e a qualidade da peça (MYLLA, 1998), proporcionando uma *Temperatura do molde* ideal, sabendo-se que temperaturas altas ou baixas demais podem causar problemas nas peças injetadas (DIMLA et al., 2005; SILVA, 2009).

## 2.2 MOLDE PARA INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS

O molde de injeção, segundo Silva (2009) é uma ferramenta adaptada à máquina injetora que permite a produção de componentes poliméricos com repetitividade de forma, acabamento e tolerância dimensional. É constituído por no mínimo duas partes, uma parte macho e outra fêmea, que formam a cavidade onde o termoplástico é injetado, sob condições controladas, e dá a forma final à peça. Para diferentes geometrias, usualmente diferentes moldes são necessários (PÖTSCH e MICHAELI, 1995; MATOS et al., 2003).

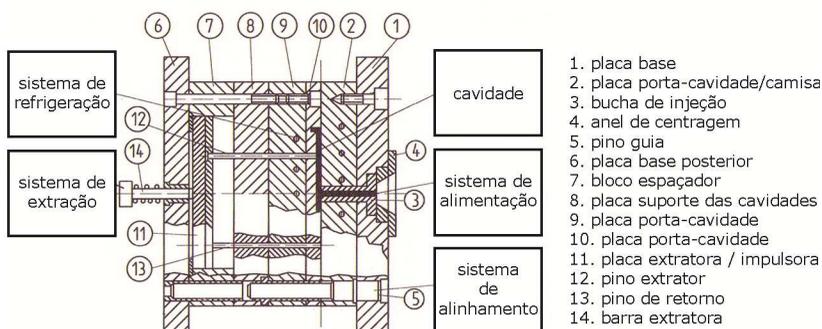
Os moldes possuem um conjunto de sistemas funcionais (Figura 6) que permitem a fabricação da peça que, segundo Pötsch e Michaeli (1995), Silva (2009), Rees (2001), Brito<sup>a</sup> et al. (2003) são:

- *Sistema de Alimentação*: sua função é levar o polímero fundido do bico de injeção da máquina injetora e transportá-lo para a(s) cavidade(s);
- *Cavidade*: distribui o polímero fundido, o molda e determina a geometria final da peça;
- *Sistema de Extração*: tem a função de extrair a peça moldada e já resfriada do molde, por meio de extratores, que podem ser pinos, anéis, entre outros;

---

<sup>3</sup> Contração na moldagem é descrita no item 2.2.3.2.

- *Sistema de Alinhamento*: composto de buchas, colunas e pinos que alinham os conjuntos fixo e móvel do molde;
- *Sistema de Escape de Gases*: permite que o ar existente na cavidade possa sair, possibilitando seu enchimento com o polímero fundido;
- *Sistema de Refrigeração (também chamado de resfriamento, ou arrefecimento, ou de controle de temperatura)*: resfria o molde, permitindo que ocorra a troca térmica com a peça, proporcionando que esta resfrie a ponto de ser desmoldada.



**Figura 6** - Configuração básica de um molde de injeção.

Fonte: Adaptado de Pötsch e Michaeli (1995).

Em moldes mais elaborados pode haver sistemas especiais de monitoramento de temperatura e pressão, remoção automatizada da peça (robôs) ou controle de temperatura independente do sistema de alimentação (moldes com canais quentes) (MATOS et al., 2003).

As geometrias dos componentes injetados podem variar muito quanto a sua forma e dimensões, e, portanto, o projeto do molde vai diferir para cada situação (PÖTSCH e MICHAELI, 1995). Além disso, o material empregado para a fabricação dos moldes vai depender da sua aplicação. Em moldes utilizados na produção de grandes lotes de peças e que devam possuir uma vida útil mais longa, são utilizados, normalmente, aços-liga como os AISI P20 e SAE H13; para séries mais curtas e menos críticas, podem ser utilizados aços carbono como SAE 1045, em função de seu menor custo e relativo bom desempenho.

Em séries muito curtas, chamadas “séries protótipo” (pois são empregados na fase de desenvolvimento do produto) são usadas ligas de alumínio ou zinco, e mais recentemente, materiais não metálicos para a fabricação da região que abrange a cavidade. Neste caso, dependendo do

autor, o molde pode ser classificado como: *Molde Híbrido*, por ser constituído de dois ou mais materiais (MATOS et al., 2003); *Molde Rápido*, devido ao menor tempo de fabricação em comparação ao ferramental convencional (CHEAH et al., 2002); e *Molde Protótipo*, devido a se destinar à fabricação de uma série de protótipos durante a fase de desenvolvimento do produto (VOLPATO et al., 2007).

### 2.2.1 Molde protótipo

A tendência de adequar os produtos às necessidades dos clientes forçou as empresas a se adaptarem a um novo cenário produtivo: aumentar a variedade e reduzir a quantidade produzida (VOLPATO et al., 2007; SARAIVA e SOARES, 2004). A competitividade do mercado forçou as empresas a uma redução do tempo de desenvolvimento de um novo produto (SARAIVA e SOARES, 2004), o que levou à necessidade natural de um ferramental para produção de séries menores, com custo reduzido e fabricação em menor prazo, quando comparada a outras técnicas conhecidas e mais tradicionais de fabricação de ferramentas para o processo de moldagem por injeção (VOLPATO et al., 2007).

Durante o desenvolvimento do produto, modelos virtuais em sistemas CAD auxiliam no projeto. Entretanto, em certas ocasiões são necessárias avaliações físicas do componente. Nestes casos a Prototipagem Rápida (PR) - *Rapid Prototyping (RP)* - é introduzida com o objetivo de reduzir o tempo de desenvolvimento e os custos de manufatura (SARAIVA e SOARES, 2004).

No desenvolvimento de um produto, modelos com características diferentes são exigidos durante as fases do projeto. A Tabela 1 mostra que, para a definição geométrica e conceitual, poucos modelos são necessários e não há restrição quanto ao material. O importante nestes casos é a visualização do produto (SARAIVA e SOARES, 2004) útil para validar a fase, realizando análises visuais, ergonômicas, entre outros (VOLPATO et al., 2007).

Nas fases finais do projeto (preliminar e detalhado), contudo, são necessários modelos técnicos e/ou funcionais e, neste caso, segundo Volpato et al. (2007), o termo “protótipo” é utilizado. Com a finalidade da produção de pequenas séries de protótipos funcionais com o mesmo material e processo de fabricação na produção da peça final, podem ser utilizados moldes protótipos. Estes moldes possibilitam um desenvolvimento rápido de produtos a baixos custos, reduzindo o tempo de chegada ao mercado (NOGUEIRA et al., 2010; LIMA et al., 2003;

SABINO NETTO, 2008), além de possibilitarem a validação do molde antes da fabricação do ferramental definitivo (VOLPATO et al., 2007; SEGAL e CAMPBELL, 2001; SABINO NETTO, 2008).

**Tabela 1** - Requisitos dos modelos/protótipos nas fases do desenvolvimento do produto.

<i>Etapa do projeto</i>	<i>Quantidade Recomend.</i>	<i>Material</i>	<i>Geometria</i>	<i>Testes Funcionais</i>
<i>Defin. Conceitual</i>	1	Qualquer	Não detalhada	Não
<i>Defin. Geométrica</i>	1	Qualquer	Detalhada	Não
<i>Análise de Funções</i>	2-5	Próx. do final	Detalhada	Sim
<i>Modelo Técnico</i>	5-20	Final	Final	Sim
<i>Pré-série</i>	500	Final	Final	Sim

Fonte: Adaptado de Saraiva e Soares (2004).

A possibilidade de fabricação rápida de um molde a custos reduzidos, originou a área de Ferramental Rápido (RT, *Rapid Tooling*; termo que também se refere usinagem CNC a altas velocidades) (VOLPATO et al., 2007; CHEAH et al., 2002), para a fabricação de moldes protótipos em resina, alumínio, zinco e aço. Esta tecnologia visa fabricar insertos que dão forma à cavidade do molde (macho e fêmea) e possam ser intercambiáveis, em função do projeto.

Diversos são os processos de RP passíveis de aplicação na confecção dos insertos de um molde protótipo, podendo ser classificados pelo método de obtenção: direto e indireto (VOLPATO et al., 2007; SARAIVA e SOARES, 2004). Moldes obtidos por métodos diretos são fabricados diretamente por algum processo de RP, como Estereolitografia (SLA - *Direct AIM*<sup>TM</sup>), Sinterização Seletiva a Laser (*Selective Laser Sintering* – SLS) e FDM (*Fused Deposition Modelling*) (SABINO NETTO, 2008; SARAIVA e SOARES, 2004). Estes métodos diretos proporcionam geralmente maior precisão dimensional da cavidade e rapidez de fabricação, uma vez que exigem menos etapas na fabricação (SABINO NETTO, 2008).

Nos métodos indiretos é utilizado um modelo, cuja qualidade dependerá do processo de RP utilizado para sua fabricação, influenciando diretamente na qualidade das peças finais (SABINO NETTO, 2008; CHEAH et al., 2005). Podem-se citar métodos indiretos como: 3D *Keltool*<sup>TM</sup>, moldes de silicone, fundição por modelo perdido (*investment casting*), pulverização ou jateamento metálico (*spray metal tooling*) e moldes por vazamento de resina epóxi (VRE) (*cast resin tooling*).

Um molde protótipo, de acordo com Volpato et al. (2007) é um ferramental capaz de produzir um número limitado de peças que é dependente das propriedades do material utilizado em sua fabricação. Portanto, Volpato et al (2007), Saraiva e Soares (2004) e Pontes et al. (2010) classificam este ferramental de acordo com a capacidade produtiva, como:

- Ferramental “mole” (*Soft tooling*): produção de uma média de 20 peças;
- Ferramental “de transição” (*Bridge tooling*): produção de 20 a 1000 peças;
- Ferramental “duro” (*Hard tooling*): produção de mais de 1000 peças e o inserto geralmente é constituído de alumínio ou aço.

Segundo Saraiva e Soares (2004), o molde protótipo pode ser classificado por sua vida útil, como: *Short run*, para lotes pequenos; *Medium run*, para lotes médios; e *Long run*, para lotes grandes de peças.

### 2.2.1.1 Moldes obtidos por vazamento de resina epóxi

Moldes protótipos obtidos por vazamento de resina epóxi (VRE) (Figura 7 e Figura 8), são moldes fabricados a partir de uma resina epóxi carregada com metais particulados (aço ou alumínio), normalmente em pó ou grãos, cuja incorporação aumenta sua condutividade térmica (CHEAH et al., 2005). Estes moldes são ferramentas produzidas por processos indiretos, são considerados do tipo *soft tooling* por Ferreira e Mateus (2003) e Pontes et al. (2010), devido a sua fragilidade e heterogeneidade, pelo fato de serem compostos por misturas de resinas epóxi com cargas metálicas (FERREIRA e MATEUS, 2003).

Segundo Ferreira e Mateus (2003) e Pontes et al. (2010), o processo de vazamento de resina é a técnica RT mais adequada para a manufatura destes moldes para pequenas ou médias séries de peças, pois fornece melhores performances em termos de custo (25 a 50% menor que em cavidades usinadas em alumínio) e tempo de entrega (entre 1-4 semanas). São adequados a geometrias relativamente simples, sendo que moldes com cargas de alumínio são capazes de produzir até 1000 peças com geometria simples e até 50 peças complexas (SARAIVA e SOARES, 2004; FERREIRA e MATEUS, 2003; AHRENS et al., 2007),

podendo-se obter peças com propriedades semelhantes às obtidas num molde convencional (CAVALHEIRO, 2007; SARAIVA e SOARES, 2004).



**Figura 7** – Molde protótipo VRE.  
Fonte: Pontes et al. (2010).



**Figura 8** – Molde protótipo VRE com cavidade bipartida.  
Fonte: Sabino Netto (2008).

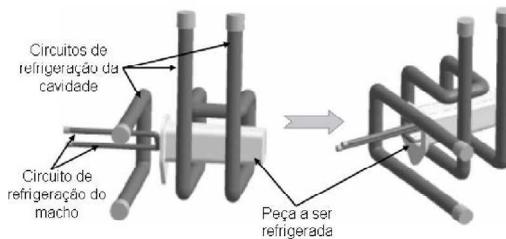
Entretanto, a produtividade e a vida útil do molde são altamente dependentes da combinação entre a geometria, a temperatura e a pressão utilizada no processamento (FERREIRA e MATEUS, 2003), devido à baixa resistência mecânica e a condutividade térmica do material do molde (SARAIVA e SOARES, 2004; SEGAL e CAMPBELL, 2001). Geometrias finas (com elevado índice de esbeltez) podem ser reproduzidas, mas a falha nestes locais ocorre mais frequentemente, em comparação ao ferramental convencional (PONTES et al., 2010; VILLAMIZAR, 2005).

Diferentemente dos moldes metálicos, em decorrência da baixa condutividade térmica da resina empregada na fabricação dos moldes, o tempo de ciclo é maior e facilmente pode ultrapassar os 2 minutos para peças com espessuras maiores que 3 mm (SARAIVA e SOARES, 2004; FERREIRA e MATEUS, 2003; CHEAH et al., 2005; PONTES et al., 2010). São utilizadas pressões menores devido às geometrias finas (esbeltas) da cavidade do molde e devido ao longo tempo de ciclo. Segundo Pontes et al. (2010), devem ser realizados aprimoramentos no sistema de refrigeração para melhorar a taxa de troca de calor objetivando a redução deste tempo.

A tecnologia de moldes protótipos vem se desenvolvendo a fim de dispor de processos de RT que possam competir com os processos tradicionais de fabricação. O grande desafio é que os moldes protótipos possam fornecer peças no material requerido e com as propriedades da peça final (VOLPATO et al., 2007), que são influenciadas pelo resfriamento mais lento proporcionado pelos moldes VRE.

## 2.2.2 Sistema de refrigeração de moldes de injeção de termoplásticos

O sistema de refrigeração de moldes para injeção de termoplásticos é composto por múltiplos canais dentro do molde, geralmente fabricados por furação em máquinas convencionais ou em máquinas CNC (DIMLA et al., 2005). A seqüência ou o leiaute dos canais que formam um caminho é conhecido como circuito de refrigeração (Figura 9) (BRITO et al., 2004).



**Figura 9** - Exemplo de sistema de refrigeração.  
Fonte: Silva (2009).

Nos canais dos circuitos de refrigeração, um líquido com temperatura inferior à da cavidade é forçado a circular (DIMLA et al., 2005), sendo chamados de agentes ou fluidos de resfriamento (SILVA, 2009). Em 80% dos casos, segundo Harada (2006) *apud* Silva (2009), é utilizada água à temperatura ambiente. Entretanto, geralmente utiliza-se um termostato para condicionar a temperatura da água (PÖTSCH e MICHAELI, 1995).

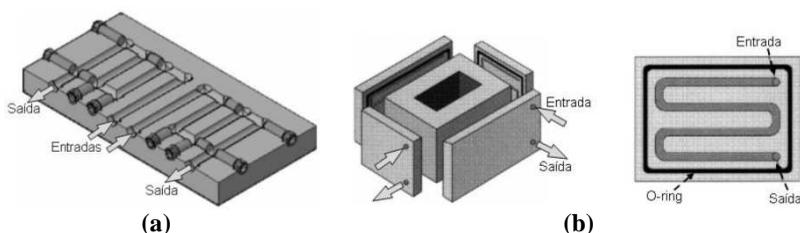
Quando são necessárias temperaturas abaixo de 3 °C, utilizam-se combinações como: metanol + CO<sub>2</sub>, água + glicol, gás (CO<sub>2</sub> e nitrogênio) (STIZ et al., 2002 *apud* SILVA, 2009). Contudo, com o líquido muito frio, segundo Rees (1995), é possível ocorrer condensação na cavidade e, conseqüentemente, a formação de defeitos nos produtos. Se, no entanto, forem necessárias temperaturas mais altas (acima de 120 °C), pode ser utilizado óleo como fluido de resfriamento (PÖTSCH e MICHAELI, 1995; SILVA, 2009; REES, 1995).

A utilização de ar comprimido após a abertura do molde, também é empregada em casos onde não é necessário grande desempenho do sistema de refrigeração, ou caso as peças sejam pequenas e a produção baixa (MENGES et al., 2001). Este recurso é utilizado no resfriamento

de peças com geometrias esbeltas e delicadas (REES, 2001), ou ainda quando se deseja um resfriamento lento ou há dificuldade do emprego de água como meio refrigerante (SILVA, 2009).

O projeto dos circuitos de refrigeração depende, entretanto, da geometria da peça e do espaço disponível no molde para sua construção (BRITO et al., 2004). Diversos sistemas construtivos podem ser implementados para este fim.

O circuito em Z (de acordo com Silva (2009) ou em serpentina, segundo Foggianto (2005) (Figura 10a) é fabricado através de furação, interligando os canais por meio de furações perpendiculares. Posteriormente alguns pontos são obstruídos com um parafuso tampão, restringindo a passagem do fluido, criando o circuito. As placas de refrigeração (Figura 10b) possuem os canais previamente usinados e são fixadas às placas do molde através de parafusos ou solda (BRITO et al., 2004).

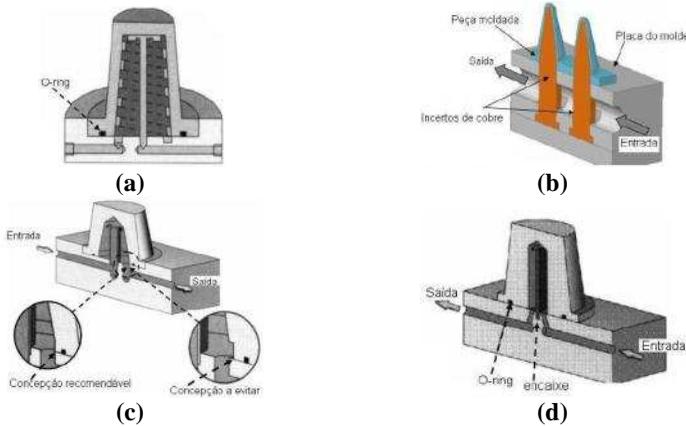


**Figura 10** – Sistemas construtivos dos circuitos: (a) Z ou serpentina; (b) Placas de Refrigeração.

Fonte: Brito et al. (2004) *apud* Silva (2009).

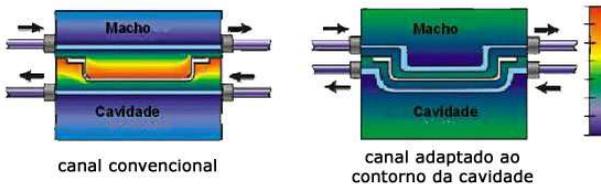
Além da criação de canais retos através de furação ou usinagem, o sistema de refrigeração pode conter componentes especiais (Figura 11) como postiços com canais usinados<sup>4</sup>, cascatas (*bubblers*), defletores (*baffles*), pinos térmicos e tubos de calor (SILVA, 2009), além de ser possível a utilização de insertos à base de ligas metálicas, com alta condutividade térmica, para melhorar a troca térmica (MYLLA, 1998).

<sup>4</sup> Informação detalhada sobre componentes especiais do sistema de refrigeração podem ser obtidos em Silva (2009), Mylla (1998) e Menges et al. (2001).



**Figura 11** - Soluções especiais de resfriamento: (a) posição com canal usinado; (b) pinos térmicos; (c) cascata (*bubbler*); (d) defletor (*baffle*).  
 Fonte: Brito et al. (2004) *apud* Silva (2009).

Uma alternativa para o sistema de refrigeração de um molde é o composto por canais conformados (*Conformal Cooling Channels - CCC*). São canais que se conformam à superfície da cavidade do molde (PARK e PHAM, 2009), ou encontram-se equidistantes da superfície da peça moldada (RÄNNAR et al., 2007). Desta maneira, o tempo de resfriamento pode ser significativamente reduzido pelo resfriamento uniforme em todos os pontos (Figura 12). Além disso, a contração da peça após sua extração do molde torna-se também uniforme, minimizando o empenamento da peça injetada, decorrente de um desbalanceamento de tensões residuais oriundas de um resfriamento não homogêneo (DIMLA et al., 2005).



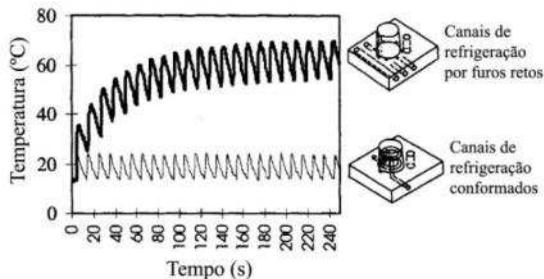
**Figura 12** – Canais de refrigeração convencionais e conformados.  
 Fonte: Cardon (2008) *apud* Silva (2009).

Os moldes com sistemas de refrigeração com canais conformados são fabricados utilizando processos aditivos de fabricação (PARK e PHAM, 2009; SILVA, 2009), onde o inserto das metades macho e

fêmea podem ser modelados em um software CAD já contendo no modelo os canais de refrigeração de acordo com o projeto.

Diversos autores, através de estudos de caso demonstram os benefícios da utilização de canais conformados aplicados a insertos metálicos para moldes de injeção. Wimpenny et al. (2003) analisaram insertos metálicos fabricados através da técnica LOM (*Laminated Object Manufacturing*) utilizando chapas metálicas. Os resultados mostraram que a temperatura máxima nos insertos com o sistema de canais conformados foi entre 10 a 15% menor que a dos insertos com sistema de refrigeração convencional.

Xu et al. (2001) propuseram o projeto para canais de refrigeração conformados, baseando-se no princípio da inércia térmica do molde. Isso quer dizer que a temperatura média do molde tende a se estabilizar conforme as primeiras peças vão sendo injetadas (após alguns ciclos), atingindo uma temperatura operacional (Figura 13). Os autores relataram ser possível atingir esta temperatura operacional já no primeiro ciclo de injeção em moldes metálicos, com a utilização de canais conformados, devido ao grande controle de temperatura do molde exercido por este tipo de sistema de refrigeração.



**Figura 13** - Comparativo da evolução da temperatura no tempo, com a utilização de canais de refrigeração por furos retos e conformados.

Fonte: Adaptado de Xu *et al.* (2001).

Niavas (2010) apresenta o resultado de um estudo de caso em que o tempo de ciclo foi reduzido em 40%, cujos insertos dos moldes com canais de refrigeração conformados foram fabricados por DMLS (*Direct Metal Laser Sintering*).

Park e Pham (2009) analisaram comparativamente, através de simulação computacional, um sistema de refrigeração convencional e outro com canais conformados de um molde metálico para a moldagem de uma peça automotiva. As simulações mostraram que a utilização de

canais conformados resultou em uma redução do tempo de resfriamento e da contração volumétrica da peça (moldada em PA6), e conseqüentemente em um menor tempo de ciclo. Observaram, adicionalmente, uma redução na diferença de temperatura da cavidade do molde, de 6° C utilizando o método convencional, para 1,5° C com canais conformados.

#### 2.2.2.1 Objetivos do sistema de refrigeração

Pode-se resumir em três pontos mais relevantes, os objetivos de um sistema de refrigeração de um molde de injeção:

- A *Temperatura do molde* deve ser mantida tão precisa quanto possível, controlada a fim de garantir a repetitividade do processo (ZÖLLNER, 1997) (valor médio durante o ciclo, obtido analiticamente, empiricamente ou nos dados técnicos do polímero fornecidos pelo fabricante);
- A temperatura da cavidade do molde deve ser o mais uniforme possível, ou seja, semelhante em diferentes pontos. De outro modo, a peça moldada pode apresentar propriedades diferentes e ocasionar empenamentos (ZÖLLNER, 1997; MENGES et al., 2001; TANG et al., 1997; BELOFSKY, 1995; AU e YU, 2007; MYLLA, 1998; PÖTSCH e MICHAELI, 1995);
- O tempo de resfriamento, e conseqüentemente, o tempo de ciclo, deve ser o mais curto possível, a fim de reduzir os custos relativos da peça moldada (ZÖLLNER, 1997; MENGES et al., 2001; TANG et al., 1997).

Portanto, a remoção de calor da peça deve ser rápida para assegurar uma alta relação custo/eficiência para uma peça moldada com qualidade (ZÖLLNER, 1997). Porém deve ser realizada uniformemente, a fim de minimizar defeitos indesejáveis como marcas de fluxo, contração diferencial, tensão térmica residual e empenamento da peça (TANG et al., 1997; BELOFSKY, 1995; ZÖLLNER, 1997), mantendo as propriedades constantes ao longo da peça moldada (MYLLA, 1998).

Entretanto, em determinados casos, como no processamento de polímeros semicristalinos, um resfriamento mais lento do termoplástico pode ser necessário. É preciso, então, estabelecer um compromisso entre

a necessidade de redução do tempo de ciclo, mediante um aumento na taxa de remoção de calor, e as propriedades finais da peça moldada (DIMLA et al., 2005).

O sistema de refrigeração tem uma importância crucial na produtividade e na qualidade do processo de moldagem por injeção, uma vez que sua eficiência, através de um resfriamento uniforme e homogêneo, pode assegurar a qualidade das peças produzidas em um reduzido tempo de ciclo.

### **2.2.3 Influência da temperatura do molde nas propriedades das peças moldadas**

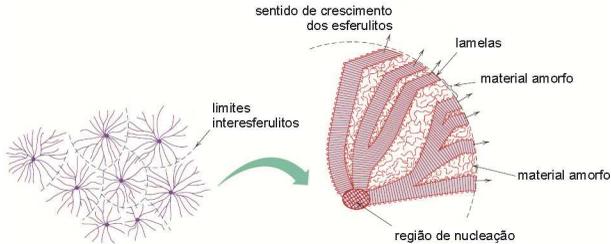
Conforme mencionado nas seções anteriores, uma grande quantidade de variáveis da máquina injetora influencia as variáveis do processo, que por sua vez, indiretamente, afetam as propriedades da peça moldada. A *temperatura do molde*, segundo Guilong et al. (2010), é um parâmetro crítico para o resfriamento, e determina muitas das propriedades das peças moldadas, pois condiciona o desenvolvimento da microestrutura do termoplástico durante a fase de resfriamento (CUNHA, 2003).

#### **2.2.3.1 Cristalização**

A estrutura do polímero no estado sólido é determinada pelo modo como as cadeias moleculares estão empacotadas. Se as cadeias encontram-se desordenadas, forma-se nesta região uma estrutura amorfa. Por outro lado, se o alinhamento destas cadeias é ordenado e repetitivo, em um arranjo perfeito, forma-se uma área com fase cristalina. As fases amorfas e cristalinas são distribuídas aleatoriamente nestes polímeros, que são conhecidos como polímeros semicristalinos (CANEVAROLO JR, 2006; PÖTSCH e MICHAELI, 1995). Estes polímeros são compostos por pequenas estruturas com áreas cristalinas e amorfas, chamadas esferulitos, que se formam durante o resfriamento do polímero fundido, em um ponto inicial de nucleação (Figura 14) (PÖTSCH e MICHAELI, 1995).

O processo de cristalização se inicia em diversos pontos simultaneamente, e os esferulitos crescem até se encontrarem em suas vizinhanças. A *taxa de resfriamento* é um fator determinante para a cristalização, sendo que, a altas taxas, o grau de cristalinidade é reduzido, pois as cadeias moleculares têm menos tempo para se

organizar, inibindo a formação de áreas cristalinas. Por outro lado, um resfriamento mais lento possibilita tempo suficiente para que as cadeias moleculares se organizem, favorecendo a formação de regiões cristalinas (PÖTSCH e MICHAELI, 1995).



**Figura 14** – Representação da estrutura de um esferulito.

Fonte: Adaptado de Callister (2007).

O grau de cristalinidade determina inúmeras propriedades mecânicas, térmicas, químicas e ópticas destes materiais (CANEVAROLO JR, 2006; PÖTSCH e MICHAELI, 1995). “Quanto maior a cristalinidade, mais elevadas são as propriedades de densidade, rigidez, estabilidade dimensional, resistência química, resistência à abrasão, temperatura de fusão, temperatura de transição vítrea, temperatura de utilização, etc”. Contudo, as propriedades de resistência ao impacto, alongação na ruptura e claridade óptica são reduzidas (CANEVAROLO JR, 2006).

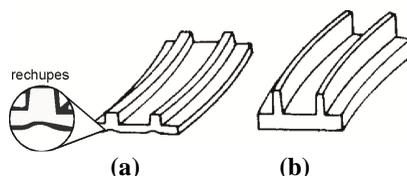
### 2.2.3.2 Contração, tensão residual e empenamento

No processo de injeção, durante o resfriamento, os polímeros contraem sob influência da temperatura. A maior parte da contração (95%) acontece no molde e, além de ser compensada pelo material injetado durante a fase de recalque, também é inibida mecanicamente pelas paredes do molde. A contração remanescente acontece após o processamento (contração pós-moldagem), sendo a contração total maior em polímeros semicristalinos (Ex.: POM, PP, PE, PTFE) que em polímeros amorfos (Ex.: PMMA, ABS, PC, PVC, PS) (BRYCE, 1996 *apud* DIMLA et al., 2005; PÖTSCH e MICHAELI, 1995; ERHARD, 2006).

A contração na moldagem é definida por Erhard (2006) como a diferença entre as dimensões do molde frio (a  $23 \pm 2$  °C) e aquelas da peça medidas imediatamente após a extração ou depois de 16 horas. A

contração acontece devido à compressibilidade (mudança de volume em função da pressão) e expansão térmica dos plásticos (mudança de volume em função da temperatura), nomeadamente seu comportamento viscoelástico. É influenciada por fatores como parâmetros de processamento, propriedades do material injetado (natureza amorfa ou semicristalina, presença de carga, e outros), rigidez e espessura da parede da peça. Entretanto, no caso de materiais semicristalinos, as tensões e cristalinidade são influenciadas pela temperatura na parede da cavidade do molde e do perfil de temperaturas da peça moldada (ZÖLLNER, 2001).

Os efeitos da contração do polímero são mais visíveis no mau dimensionamento de reforços em uma peça plana. Reforços muito espessos tendem a puxar a parte plana em sua direção, formando marcas chamadas “rechupes” (Figura 15a). Por outro lado, se um grande número de reforços excessivamente finos é aplicado em uma peça plana e espessa, pode ocorrer empenamento, pois os reforços resfriam mais rapidamente (Figura 15b) (ERHARD, 2006).



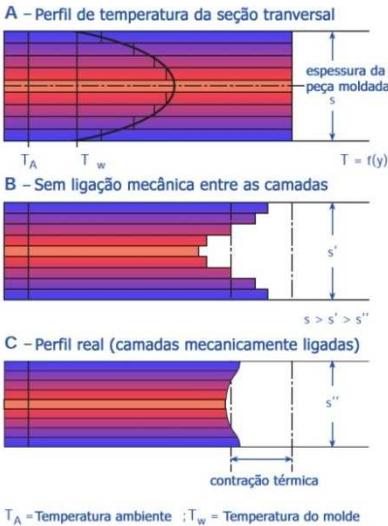
**Figura 15** – Efeitos da contração em reforços: (a) rechupes; e (b) empenamento. Fonte: Adaptado de Erhard (2006).

A principal causa das tensões residuais são as diferentes taxas de resfriamento nas camadas da seção transversal de uma peça moldada (PÖTSCH e MICHAELI, 1995). É possível observar na Figura 16 que há uma camada fria externa que forma uma casca sólida e impede a contração do núcleo mais quente, durante seu processo mais lento de resfriamento (Figura 16A). Se as camadas fossem independentes e pudessem deslizar, a contração resultante da taxa de resfriamento diferenciada para cada camada seria como é mostrado na Figura 16B. Entretanto, as camadas estão mecanicamente ligadas, restringindo-se umas às outras durante o processo de contração térmica. Em busca de um equilíbrio das tensões, surgem então tensões de tração no núcleo e de compressão nas camadas externas (Figura 16C) (PÖTSCH e MICHAELI, 1995; ZÖLLNER, 2001).

Uma distribuição assimétrica destas tensões através da seção transversal da peça pode resultar em empenamento (Figura 17)

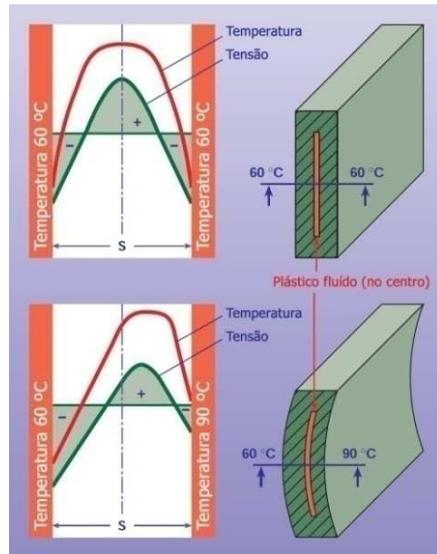
(PÖTSCH e MICHAELI, 1995; ERHARD, 2006), que é um desvio das dimensões da moldagem a partir da forma desejada quando a superfície se curva, torce ou quando ângulos entre as faces se alteram (ERHARD, 2006).

Assegurar uma temperatura uniforme e igual em ambos o macho e fêmea do molde, de modo a haver um equilíbrio das tensões residuais na moldagem, a fim de evitar o empenamento, é uma das dificuldades do projeto do sistema de refrigeração (DIMLA et al., 2005; ZÖLLNER, 1997; MYLLA, 1998; REES, 1995; ERHARD, 2006). O resultado de um resfriamento não uniforme é descrita pela Figura 17, onde uma parede sólida com espessura maior é gerada no lado mais frio do molde, levando a contrações diferentes na peça, resultando em empenamento.



**Figura 16** - Perfil de temperaturas na espessura da peça e desenvolvimento das tensões residuais.

Fonte: Adaptado de Zöllner (2001).



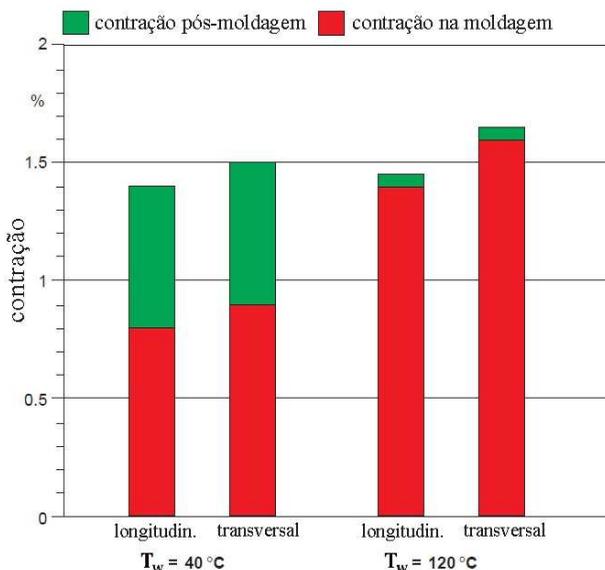
**Figura 17** – Empenamento resultante do gradiente de temperatura entre os dois lados do molde (macho e fêmea).

Fonte: Adaptado de Zöllner (1997).

Para controlar o empenamento induzido por temperatura, além de um bom projeto da peça, devem-se evitar diferenças de contração, mantendo a temperatura do fundido constante ao longo do fluxo, utilizando a pressão de recalque para promover uma contração mais uniforme (ERHARD, 2006; CAVALHEIRO, 2007) e melhorar as

condições de resfriamento em regiões susceptíveis ao empenamento, ajustando a temperatura da cavidade (ERHARD, 2006).

A temperatura na parede da cavidade do molde ( $T_w$ ) tem influência decisiva na formação das tensões residuais, sendo que menor  $T_w$ , maior o gradiente de temperatura e maior a tensão residual (PÖTSCH e MICHAELI, 1995). A Figura 18 descreve este comportamento na direção do fluxo e transversal ao fluxo para diferentes valores de  $T_w$ , durante a injeção de PA6. Para ambas as  $T_w$ , a contração total da peça moldada é similar. Porém, com  $T_w$  maior (120 °C), a contração na moldagem é maior, mas pode ser controlada. Por outro lado, com  $T_w$  menor (40 °C) a contração pós-moldagem é superior. A contração pós-moldagem, segundo Zöllner (1997), deve ser inibida, pois há uma dificuldade de prever a estabilidade dimensional resultante após a moldagem.



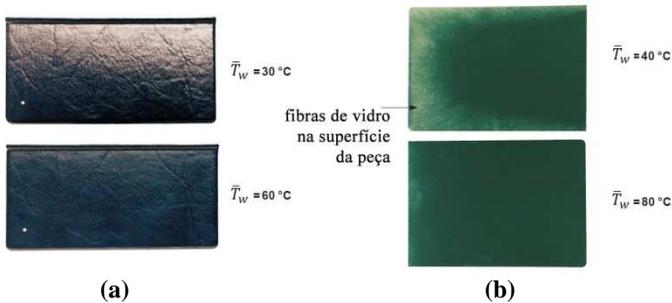
**Figura 18** – Contração na moldagem e na pós-moldagem em função de  $T_w$ .  
Fonte: Adaptado de Zöllner (1997).

Segundo Dimla et al. (2005), se a peça é extraída com a mesma temperatura em todos os pontos, a contração fora do molde é também uniforme, evitando o empenamento após a injeção. Portanto, é importante que o resfriamento seja uniforme entre as partes macho e fêmea do molde, assim como ao longo da peça moldada.

### 2.2.3.3 Ajuste da temperatura do molde

A *Temperatura do molde* ideal durante a moldagem é um parâmetro que tem influência decisiva na qualidade da peça moldada, segundo Zöllner (1997), pois a precisão de sua reprodução é determinada não somente pelos parâmetros de injeção, mas particularmente pela temperatura na parede da cavidade do molde ( $T_w$ ), que é definida por Cunha (2003) como a temperatura de interface polímero/molde. A qualidade das peças, segundo Zöllner (1997) e Cavalheiro (2007), é medida em termos de aparência da superfície da peça, contração, estrutura uniforme em toda a peça moldada e, geometria e alterações dimensionais.

A qualidade do produto pode ser melhorada pela elevação da temperatura do molde durante os estágios de enchimento e recalque (GUILONG et al., 2010; CUNHA, 2003; ZÖLLNER, 1997), pois resulta na diminuição das tensões internas do polímero, aumenta a taxa de fluxo – permitindo que o material escoie à pressões menores dentro da cavidade –, minimiza linhas de solda visíveis<sup>5</sup> e melhora a estética – influenciando no brilho e qualidade superficial das peças (Figura 19) (GUILONG et al., 2010; MYLLA, 1998; CUNHA, 2003; SILVA, 2009; BRITO et al., 2004).



**Figura 19** – Influência da  $T_w$  na: (a) diferença de brilho; e (b) aparência.

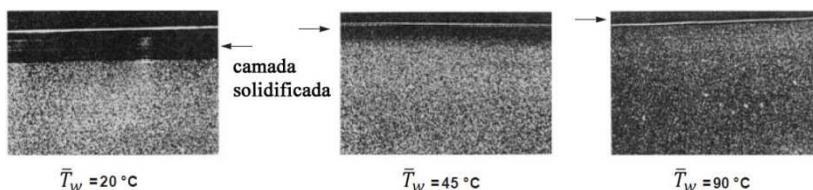
Fonte: Adaptado de Zöllner (1997).

Entretanto, altas temperaturas do molde resultam em um maior tempo de resfriamento e, conseqüentemente, no aumento do tempo de

<sup>5</sup> Linhas de solda são marcas esteticamente indesejáveis na superfície da peça moldada, similares a rachaduras. São formadas durante a injeção quando a frente de fluxo (material mais frio) se divide e, posteriormente se une em uma região mais à frente (MALLOY, 1994).

ciclo e o consumo de energia (CUNHA, 2003), culminando em baixa produtividade e peças mais caras (GUILONG et al., 2010; BRITO et al., 2004). Além disso, altas temperaturas de molde associadas a uma deficiência na refrigeração podem gerar marcas dos extratores na peça moldada (SILVA, 2009).

Para polímeros semicristalinos, o aumento da temperatura do molde possibilita maior cristalização devido à menor taxa de resfriamento (GUILONG et al., 2010; MYLLA, 1998; CUNHA, 2003; SILVA, 2009; BRITO et al., 2004; ZÖLLNER, 1997; DIMLA et al., 2005), enquanto que temperaturas menores dificultam a cristalização, resultando em uma pós-cristalização e contração pós-moldagem (ZÖLLNER, 1997). É possível observar na Figura 20 que com a temperatura da cavidade mais alta, o polímero apresenta maior uniformidade da estrutura cristalina, com pouca espessura de “camada solidificada”, a parte mais amorfa da seção.

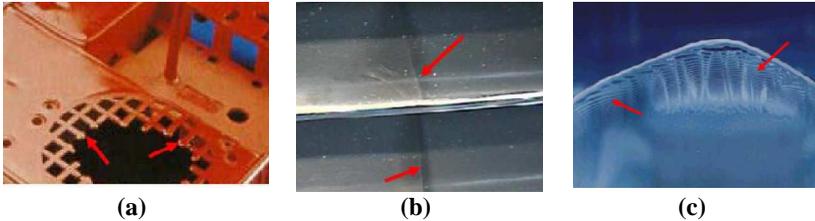


**Figura 20** - Espessuras de "camada solidificada" produzidas por diferentes temperaturas de parede da cavidade do molde.

Fonte: Adaptado de Zöllner (1997).

A utilização de baixas temperaturas do molde, por outro lado, pode dificultar o fluxo do material, pois o polímero se solidifica mais rápido nas paredes da cavidade, podendo não ocorrer a moldagem correta (ou incompleta), e gerar tensões internas e defeitos superficiais, além de fragilizar a peça moldada e realçar as linhas de solda visíveis, como ilustrado na Figura 21 (SILVA, 2009; CUNHA, 2003; BRITO et al., 2004).

Portanto, a *Temperatura do molde* é um parâmetro importante no resfriamento, pois vai afetar tanto o tempo do ciclo do processo quanto a qualidade das peças moldadas. Se por um lado o aumento da temperatura do molde melhora a estética das peças, por outro lado é exigida maior eficiência do sistema de refrigeração, que provavelmente levará mais tempo para retirar o calor necessário para atingir a temperatura de extração da peça.



**Figura 21** - Defeitos na moldagem ocasionados pela baixa temperatura do molde: (a) moldagem incompleta; (b) linhas de solda visíveis; (c) marcas de fluxo.

Fonte: Silva (2009).

#### 2.2.4 Sistema de refrigeração aplicado a molde protótipo não metálico

Diversos estudos foram e estão sendo realizados em moldes protótipos não metálicos, obtidos por métodos diretos e indiretos de fabricação como Direct AIM™ (SL), FDM e Vazamento de Resina Epóxi (VRE). Estes moldes fabricados em resinas poliméricas possuem características críticas para a qualidade das peças moldadas, pois os materiais utilizados possuem propriedades térmicas substancialmente diferentes do ferramental metálico convencional (SEGAL e CAMPBELL, 2001).

Na literatura encontram-se relativamente poucos estudos referentes ao sistema de refrigeração de moldes protótipos não metálicos, a fim de melhorar a troca térmica entre a peça e o sistema de refrigeração.

Janczyk et al. (1997) realizaram um estudo focado na habilidade de um molde epóxi (SLA) dissipar calor através da refrigeração utilizando água, objetivando otimizar o sistema de refrigeração a fim de manter o inserto abaixo de sua temperatura de transição vítrea. Uma de suas conclusões foi que houve um significativo decréscimo da temperatura do molde com a utilização de um sistema de refrigeração, em comparação ao inserto sem refrigeração. Diferentes seções para o canal do sistema de refrigeração foram analisadas, sendo que canais circulares com 9,52 mm de diâmetro, posicionados a 19,05 mm da cavidade do molde, tiveram relativamente pior refrigeração em comparação aos demais, apesar de possuírem maior número de Reynolds, o que segundo os autores, está atribuído à baixa condutividade térmica da resina epóxi. A utilização de canais com seção

quadrada e paredes ranhuradas, a uma distância de 1,5 vezes o diâmetro da peça moldada (14,2 mm), obteve melhor desempenho térmico, devido à proximidade dos canais à cavidade e à maior turbulência do fluido de refrigeração. Porém, esta configuração apresentou menor resistência estrutural, obrigando a reduzir a pressão da cavidade durante a injeção. Segundo os autores, o desempenho mecânico do molde está diretamente ligado à seção dos canais e sua distância da cavidade.

Ahrens et al. (2003) realizaram uma análise comparativa de técnicas de resfriamento de moldes fabricados pelo processo de SLA. Foram avaliados três procedimentos de construção dos insertos: inserto em forma de casca (*Direct AIM™*) com canais de cobre incorporados, inserto sólido e inserto aletado (*Heat Flux Canals*). Os autores concluíram que, apesar de o inserto em casca com canais de cobre incorporados resultar num melhor desempenho em comparação ao inserto sólido, os insertos aletados tiveram melhor desempenho, apresentando valores de temperatura inferiores, permanecendo menos tempo à exposição de altas temperaturas, atingindo a temperatura de transição vítrea mais rapidamente. Entretanto, esta técnica possui pontos fracos como concentração de tensões nas regiões das aletas e a redução da qualidade superficial da moldagem.

As altas temperaturas no processo de injeção e as propriedades do material do inserto, tornam o posicionamento dos canais um fator crítico para o desempenho estrutural do molde, devido ao amolecimento das paredes da cavidade durante o processo de injeção em função da temperatura e das pressões operacionais. Com base nisto, Lafratta (2004) verificou que a utilização de um fluido confinado no circuito de refrigeração pode auxiliar na resistência estrutural do molde, permitindo uma maior proximidade dos canais à cavidade. Além disso, comprovou a importância do sistema de refrigeração em moldes obtidos pelo processo de SLA para a redução do tempo de ciclo (de 455 para 68s em seu estudo e corpo de prova) e da amplitude térmica (redução de 13 °C), em comparação a um inserto sem sistema de refrigeração.

Foggiatto (2005) analisou a influência do sistema de refrigeração e da temperatura do fluido de refrigeração em insertos fabricados em uma “casca” de ABS (2 mm de espessura) através do processo FDM, e preenchido com resina epóxi com cargas de alumínio. Utilizando insertos com sistema de refrigeração, em comparação ao sem sistema de refrigeração, o autor relatou uma redução de 2,8 vezes no tempo de ciclo de injeção e de 3,8 °C na temperatura máxima do inserto, com fluido de refrigeração a 17 °C. O autor ainda constatou que a redução da temperatura do fluido de refrigeração de 24 °C para 10 °C resultou na

redução de 44% no tempo de ciclo e 2,7 °C na temperatura máxima do inserto no canal de injeção, permitindo maior produtividade e maior distanciamento da temperatura de amolecimento do material do inserto.

Os estudos realizados comprovam a melhora do desempenho térmico de moldes fabricados pelos processos SLA e FDM, com a utilização de canais de refrigeração. Entretanto, analisando separadamente estudos descritos na literatura, observa-se que, tanto para os insertos SLA e FDM, quanto para insertos VRE, em poucos casos são utilizados métodos para o projeto do sistema de refrigeração.

Lima (2002) utilizou um método analítico para determinar o tempo de resfriamento e a vazão necessária para um sistema de refrigeração de um molde VRE. Porém, o diâmetro assim como a relação de posicionamento dos canais foram obtidos de maneira empírica. Em seu estudo, Lima (2002) analisou a distância entre os canais de refrigeração e à cavidade, experimentalmente, partindo de três configurações, objetivando menor tempo de resfriamento. Através de simulação computacional Lima (2002) concluiu que, para aquela situação, a melhor configuração foi aquela em que os canais de refrigeração estiveram distantes 10 mm da cavidade e 16 mm entre si. Lima (2002) obteve com esta configuração, para molde VRE, os melhores resultados de tempo de resfriamento da peça e fluxo de calor entre o sistema de refrigeração e à peça, com a utilização de canais conformados. Entretanto, o molde VRE teve desempenho comparativamente inferior ao molde metálico analisado.

Ahrens et al. (2009) avaliaram a aplicação de sistemas CAE durante o dimensionamento do sistema de refrigeração de moldes VRE. A metodologia proposta por Mylla (1998) foi avaliada para uma peça plana e outra em forma de *mouse* de computador. Os autores verificaram que a metodologia, apesar do desempenho inferior do molde VRE em comparação ao molde metálico, pode ser utilizada para estimar valores iniciais de diâmetro e comprimento de canais de refrigeração para moldes VRE, porém há a necessidade de otimização do circuito através de *softwares* CAE.

Lima et al. (2003) analisaram o desempenho de um sistema de refrigeração com canais conformados em comparação à canais convencionais, aplicados a molde VRE. Com a utilização de canais conformados obteve uma redução de 40% no tempo de resfriamento e uma redução de 23,2 para 14,4 °C na diferença de temperatura na peça, significando maior uniformidade de temperatura. Os autores concluíram que o desempenho térmico destes moldes são fortemente dependentes do layout do sistema de refrigeração e a possibilidade de incorporação

de canais conformados melhora a eficiência de troca de calor e contribui para a homogeneização da temperatura da peça. Além disso, o uso de análises CAE ajuda na obtenção de melhoramentos significantes no desempenho térmico do molde.

A Tabela 2 descreve dados de projeto do sistema de refrigeração de insertos VRE utilizados por diferentes pesquisadores. É possível observar que o sistema de refrigeração de moldes VRE nestes estudos, em sua maior parte, é dotado de canais com diâmetros pequenos (entre 4 e 6 mm), geralmente definidos pelo processo de usinagem (diâmetro da ferramenta utilizada) ou justificado pelo espaço disponível no portamoldes utilizado, e posteriormente otimizados via *software* de simulação, conforme mencionam Villamizar (2005) e Foggiatto (2005). Observa-se que nem sempre as distâncias  $X$  e  $Y$ <sup>6</sup> foram mencionadas nos trabalhos apresentados, e que estes valores não correspondem às recomendações da literatura técnica para projeto do sistema de refrigeração. Isto pode indicar uma falta de critérios ou importância atribuída durante a elaboração do projeto do sistema de refrigeração dos moldes VRE.

**Tabela 2** - Dimensões utilizadas por diversos autores na construção do sistema de refrigeração em moldes VRE.

<i>Autor</i>	<i>Construção dos canais</i>	<i>Leiaute</i>	<i>d (mm)</i>	<i>X (mm)</i>	<i>Y (mm)</i>
Cavalheiro (2007)	cobre	série	4	-	20
Villamizar (2005)	cobre	série	4,5	3	-
Peixoto (2009)	furação	série	6	22	17,5
Pereira (2007)	furação	série	6	13	10
Ferreira e Mateus (2003)	cobre	CCC*	-	-	-
Nogueira et al (2010)	cera	CCC*	-	-	-
Jesus (2005)	furação	Série	5	-	-
Lima (2002)	cobre	CCC*	10	10	16

\* CCC – *Conformal Cooling Channels* – Canais conformados.

Para os moldes VRE analisados é possível observar na Tabela 2 que ambos os leiautes em série e conformados são utilizados. A facilidade de incorporar canais de cobre durante a fabricação dos moldes VRE e a possibilidade de conformá-los a forma da peça faz com que esta técnica seja muito utilizada (VOLPATO et al., 2007, CHEAH et al., 2005). Além disso, a utilização de canais conformados é vantajosa, uma

<sup>6</sup>  $X$  é a distância entre os canais e  $Y$  é a distância entre os canais e a cavidade do molde. Ver seção 2.3.3.

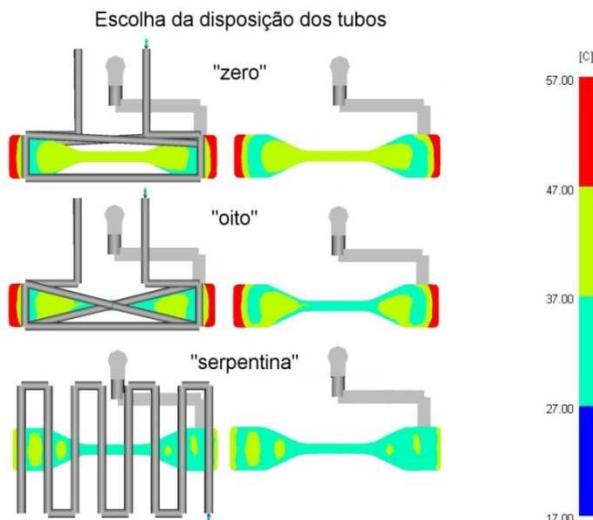
vez que aumenta a eficiência de troca térmica, contribuindo para a homogeneização da temperatura da peça moldada pelo aumento da taxa de transferência de calor (LIMA et al., 2003; NOGUEIRA et al., 2010; VOLPATO et al., 2007). Entretanto, durante a conformação dos tubos de cobre para formar o circuito, pode haver um amassamento de suas paredes, o que pode ser evitado utilizando-se um raio de curvatura mínimo em relação ao seu diâmetro. Esta limitação resulta na tendência de utilização de canais de cobre com diâmetros menores para inserts pequenos, pois possibilitam raios de curvatura menores, permitindo maior liberdade de criação do circuito. Isto pode justificar a utilização de diâmetros menores na literatura de moldes VRE, conforme os apresentados na Tabela 2.

A fim de solucionar algumas limitações de incorporação de canais conformados em moldes VRE, uma técnica alternativa foi desenvolvida por Nogueira et al. (2010) para a fabricação dos canais. Segundo o autor, os canais são fabricados em uma impressora 3D TermoJet™, à partir de uma cera de baixo ponto de fusão. Posteriormente o circuito de refrigeração impresso é incorporado durante o vazamento e durante a pós-cura da resina a cera é eliminada pelo método de núcleo perdido.

A seleção do leiaute adequado para o sistema de refrigeração, assim como seu processo de fabricação, deve estar alinhada com o projeto da peça e do molde. Com este objetivo Foggiatto (2005) buscou avaliar três leiautes para o sistema de refrigeração, através do *software* Moldflow™, utilizando como critério a distribuição de temperatura na cavidade do molde, conforme ilustra a Figura 22. Segundo o autor, o leiaute em série em Z (serpentina) apresentou melhor uniformidade da extração de calor do inserto, pois manteve as temperaturas na faixa entre 27 e 47° C, 10 °C a menos em comparação com os demais, que estiveram na faixa de 27 a 57°C. Ainda assim, esta variação da temperatura é relativamente grande em comparação a moldes metálicos.

Apesar das tentativas de melhorar o desempenho do sistema de refrigeração de moldes VRE e da condutividade térmica do compósito resina epóxi/alumínio ser maior que a dos materiais usados em SLA e FDM, segundo Villamizar (2005) este valor é ainda muito reduzido, resultando em baixas taxas de resfriamento, aumentando a temperatura do molde durante o processo de injeção. Villamizar (2005) observou que a temperatura de transição vítrea da resina epóxi utilizada em seu estudo (RenCast 436) encontrou-se acima de 130 °C e, que a 150 °C, sua resistência mecânica foi reduzida em 70%. Segundo o autor, isto é bastante comprometedor para o uso do material como ferramenta a

temperaturas acima da temperatura de transição vítrea da resina utilizada.



**Figura 22** - Distribuição de temperatura na cavidade para leiautes diferentes.  
Fonte: Foggiatto (2005).

É evidente, portanto, que insertos em resina epóxi devem ser mantidos abaixo desta temperatura a fim de garantir a integridade estrutural do ferramental, sendo o projeto do sistema de refrigeração de grande importância neste sentido. Além disso, estudos realizados por Foggiatto (2005), Lafratta (2004), Lima (2002), Lima et al. (2003) e Janczyk (1997) demonstraram que o sistema de refrigeração em moldes não metálicos tem grande influência na redução do tempo de ciclo e nas temperaturas dos insertos. Por outro lado, muitos autores não explicitam o uso de algum método de cálculo ou recomendações para o projeto do sistema de refrigeração de moldes VRE, o que poderia levar a um melhor desempenho de resfriamento nestes casos.

### 2.3 PROJETO DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO PARA MOLDES DE INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS

O molde de injeção é composto por diversos sistemas, que devem ser projetados a fim de cumprirem sua função requerida. Silva (2009) considera o projeto do molde como o projeto de um produto, devido à sua complexidade. Este produto, o molde, é subdividido em subprodutos

interdependentes, como os sistemas de extração, alimentação, refrigeração, alinhamento e escape de gases. Por este motivo, Silva (2009) afirma ser importante que as atividades de projeto ocorram simultaneamente.

Sacchelli (2007) buscou compreender como diversos autores abordavam as etapas do projeto de moldes e observou que o projeto do sistema de refrigeração é realizado geralmente nas últimas etapas. Desta forma, o sistema de refrigeração deveria levar em conta os demais componentes do sistema de extração e poderia não resultar no melhor circuito necessário para promover a remoção do calor da peça de forma eficiente e uniforme (MYLLA, 1998; PÖTSCH e MICHAELI, 1995; REES, 2001). Portanto, é necessário que o projeto do sistema de refrigeração seja realizado simultaneamente (ou interativamente) com os demais componentes do molde (SILVA, 2009).

Uma proposta de sistemática para o projeto do sistema de refrigeração é apresentada por Silva (2009), baseada em metodologia de desenvolvimento de produtos, segmentada em três fases principais: Projeto Informacional, Projeto Conceitual e Projeto Detalhado.

O Projeto Informacional é compreendido pelo levantamento de informações pertinentes ao projeto do sistema de refrigeração como as referentes à peça a ser injetada (o tipo de material, a espessura das paredes, o grau de complexidade), ao molde (leiaute de cavidades, tipificação, sistemas de alimentação) e as especificações da máquina referentes ao sistema de refrigeração (entradas e saídas disponíveis, equipamento para controle da temperatura do fluido refrigerante).

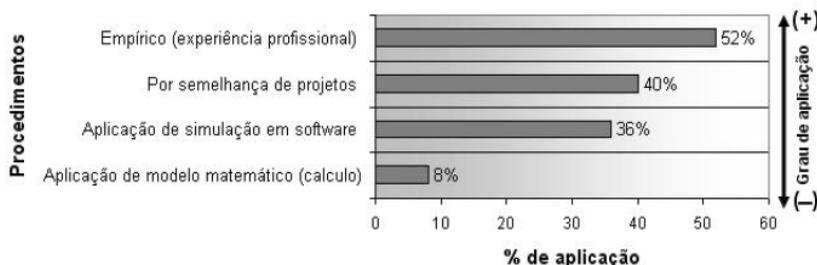
Durante o Projeto Conceitual são gerados conceitos de circuitos de refrigeração possíveis para aplicação na(s) cavidade(s) do molde. É preciso definir quais sistemas/arquiteturas (*bubblers*, *baffles*, tipos de leiautes) são adequados e possíveis de serem empregados na função de resfriar a cavidade e o sistema de alimentação.

No Projeto Detalhado, o circuito de refrigeração gerado (conceito) pode ser dimensionado por meio de métodos analíticos ou com o auxílio de *software* CAE, que pode avaliá-lo interativamente, observando sua eficiência. Obtendo-se um sistema de refrigeração satisfatório, sob critérios preestabelecidos, são gerados os desenhos técnicos detalhados do sistema de refrigeração, destinados à fabricação do molde.

Porém, na indústria de moldes, ainda é comum que o projeto do sistema de refrigeração para moldes metálicos seja realizado de maneira empírica como mostra a Figura 23 (SILVA, 2009). No entanto, à medida que as peças moldadas tornam-se mais complexas, este tipo de projeto

baseado na experiência profissional, segundo Park e Pham (2009), pode não trazer bons resultados.

As sistemáticas de projeto para o dimensionamento dos canais de refrigeração fornecem um valor inicial através de cálculos, que orientam os projetistas menos experientes, segundo Silva (2009). Entretanto, de acordo com a Figura 23, em apenas 8% dos projetos estes cálculos são utilizados.



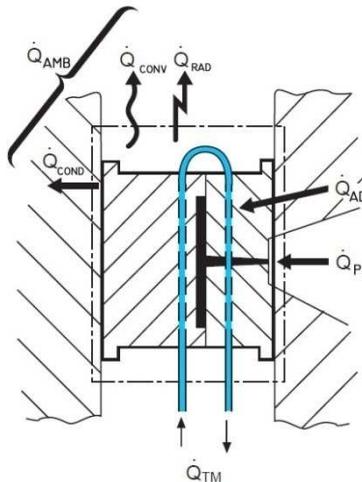
**Figura 23** - Procedimentos aplicados no projeto do sistema de refrigeração.  
Fonte: Silva (2009).

Em uma pesquisa com foco no projeto de moldes, realizada por Sacchelli (2007), uma de suas análises concluiu que “no que diz respeito ao projeto de moldes, notou-se que este é realizado baseado em estimativas, principalmente o sistema de refrigeração [...]”. O projeto do sistema de refrigeração muitas vezes é uma tarefa complexa e o auxílio de programas computacionais é útil para avaliar e selecionar o melhor sistema de refrigeração de um molde. Entretanto, esta avaliação só pode ser feita após o sistema de refrigeração ter sido projetado, e por isso, antes de tudo, é necessário saber como projetar a primeira configuração do sistema de refrigeração (REES, 2001).

As recomendações provenientes da literatura especializada fornecem informações para o projeto do sistema de refrigeração. Além de desenvolvidos para aplicação em moldes metálicos, em muitas ocasiões não fornecem todas as informações necessárias para um projeto completo. Por este motivo, a consulta a diversos autores pode ser favorável para a realização de um bom projeto do sistema de refrigeração.

### 2.3.1 Métodos analíticos para o dimensionamento do sistema de refrigeração

O dimensionamento do sistema de refrigeração descrito na literatura se baseia exclusivamente em métodos analíticos. Entre os métodos mais detalhadamente descritos estão os apresentados por Mylla (1998) e Brito et al. (2004), que se baseiam no balanço térmico do molde de injeção (Figura 24). Conforme explica Mylla (1998), delimitando-se um volume de controle ao redor do molde, o material plástico injetado e aquecido introduz uma fonte de calor no sistema ( $Q_{PI}$ ). Parte deste calor é perdida para o ambiente ( $Q_{AMB}$ ), e outra removida pelo sistema de refrigeração do molde ( $Q_{TM}$ ). Pode existir outra fonte de calor, proveniente de um sistema de canais quentes, que é descrita por Mylla (1998) de calor adicional ( $Q_{AD}$ ).



**Figura 24** - Balanço térmico em um molde de injeção.  
Fonte: Adaptado de Wübken (1976) *apud* Zöllner (1997).

O calor introduzido no molde é considerado um fluxo positivo, enquanto que o calor removido é contado como negativo (ZÖLLNER, 1997). Desta forma o balanço térmico do molde pode ser expresso como sendo:

$$\sum_i Q_i = Q_{PI} + Q_{AD} - Q_{AMB} - Q_{TM} = 0 \quad \text{Eq. 1}$$

em que,

$Q_{PI}$  = Calor fornecido pelo termoplástico fundido [W]

$Q_{AMB}$  = Calor perdido para o ambiente [W]

$Q_{TM}$  = Calor a ser retirado pelo sistema de refrigeração [W]

$Q_{AD}$  = Calor fornecido por uma fonte adicional [W]

Mylla (1998) assim como Park e Pham (2009), desconsideram  $Q_{AMB}$ , por ser responsável por menos de 5% do valor total de calor removido. Considerando  $Q_{AD}$  inexistente, assume-se que todo o calor da peça moldada é removido pelo sistema de refrigeração, expresso pela equação:

$$\sum_i Q_i = Q_{PI} - Q_{TM} = 0 \quad \text{Eq. 2}$$

Através da aplicação dos métodos de Mylla (1998) e Brito et al. (2004), são obtidos valores de vazão do fluido de resfriamento ( $\dot{m}$ ) e diâmetro dos canais de refrigeração ( $d$ ), assim como comprimento mínimo necessário do circuito de refrigeração ( $L$ ). Os métodos sugerem que o dimensionamento do sistema de refrigeração siga uma seqüência de etapas, descritas à seguir.

### ***Etapa 1- Cálculo do tempo de resfriamento***

O sistema de refrigeração deve assegurar uma temperatura desejada da parede da cavidade (MENGES et al., 2001). Além disso, sua eficiência depende da quantidade de calor que pode ser extraída a certa temperatura da parede da cavidade ( $T_w$ ), no tempo de resfriamento ( $t_c$ ) mais curto possível (MYLLA, 1998). Este é o tempo mínimo para a peça atingir a temperatura de extração (MENGES et al., 2001) e é descrito por Mylla (1998), para uma placa plana, pela seguinte equação de Wübben,

$$t_c = \frac{s^2}{\alpha_{ef} \pi^2} \ln \left( \frac{8}{\pi^2} \frac{T_M - \bar{T}_w}{\bar{T}_E - \bar{T}_w} \right) \quad \text{Eq. 3}$$

em que,

$t_c$  = Tempo de resfriamento (s)

$s$  = Espessura máx. da peça (mm)

$T_M$  = Temperatura de injeção ( $^{\circ}C$ )

$\bar{T}_E$  = Temperatura de extração média ( $^{\circ}C$ )

$\alpha_{ef}$  = Difusividade térmica efetiva ( $mm^2/s$ )

$\bar{T}_w$  = Temp. média na cavidade ( $^{\circ}C$ )

A equação de Brito et al. (2004) difere apenas na utilização do fator de espessura da peça moldada ( $k$ ), expressa pela equação,

$$t_c = \frac{s^2}{\alpha_{ef} \pi^2} \ln \left( k \frac{T_M - \bar{T}_w}{\bar{T}_E - \bar{T}_w} \right) \quad \text{Eq. 4}$$

em que,  $k$  = Fator de espessura da peça, cujo valor é

$$\begin{cases} k = 4/\pi \text{ para } s \leq 3 \text{ mm} \\ k = 8/\pi^2 \text{ para } s > 3 \text{ mm} \end{cases}$$

A espessura da peça é o fator que mais influencia no tempo de resfriamento, pois se ela for duplicada, o tempo de resfriamento quadruplica (ZÖLLNER, 1997; ERHARD, 2006; PÖTSCH e MICHAELI, 1995). Aumentando-se a temperatura de extração média, o tempo de resfriamento é reduzido; entretanto, o aumento da temperatura média da cavidade tem uma influência contrária. O aumento da temperatura de injeção tem uma leve influência no aumento do tempo de resfriamento (ZÖLLNER, 1997).

A obtenção da temperatura média da cavidade ( $\bar{T}_w$ ) fornece precisão para calcular  $t_c$ , segundo Menges et al. (2001), e é determinada pela **Eq. 22**, mencionada posteriormente na seção **2.3.2**.

A difusividade térmica efetiva ( $\alpha_{ef}$ ) é o valor médio da difusividade térmica<sup>7</sup> (MENGES et al, 2001) e pode ser obtida pela expressão:

$$\alpha_{ef} = \frac{k_p}{\rho_p \cdot c_p} \quad \text{Eq. 5}$$

em que,

$k_p$  = Condutividade térmica do polímero (W/(m . °C))

$\rho_p$  = Densidade do polímero (kg/m<sup>3</sup>)

$c_p$  = Calor específico do polímero (J/( kg . °C))

## ***Etapa 2- Cálculo do fluxo de calor cedido pelo termoplástico***

A quantidade de calor fornecida pelo termoplástico e a ser removida pelo sistema de refrigeração, para que haja o equilíbrio de

---

<sup>7</sup> Difusividade térmica  $\alpha$  é a medida da capacidade que um material tem de conduzir energia térmica em relação à sua capacidade de armazená-la. Materiais com elevados  $\alpha$  respondem rapidamente às condições térmicas, enquanto que reduzidos  $\alpha$  responderão mais lentamente, levando mais tempo para atingir uma nova condição de equilíbrio (INCROPERA et al., 2009).

energia mencionado anteriormente, segundo Mylla (1998) e Brito et al. (2004) pode ser determinada pela seguinte expressão:

$$Q_{PI} = \Delta h \cdot \frac{m_{PI}}{t_c} \quad \text{Eq. 6}$$

em que,

$\Delta h$  = Diferença de entalpia entre injeção/extração (kJ/kg)

$m_{PI}$  = Massa injetada no molde (kg)

Mylla (1998) ainda apresenta uma variação da equação anterior baseada na massa específica média e volume da peça injetada, expressa por:

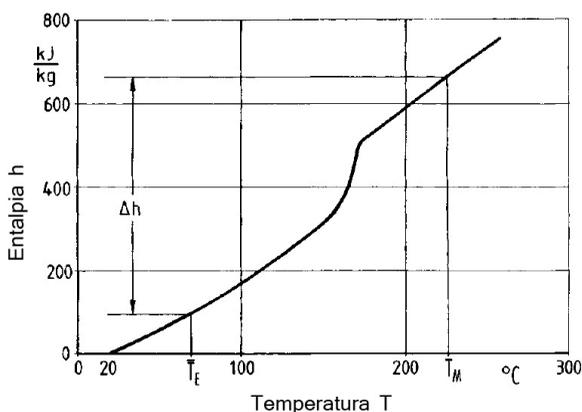
$$Q_{PI} = \Delta h \cdot \frac{\rho_{PI} \cdot V}{t_c} \quad \text{Eq. 7}$$

em que,

$V$  = Volume de material injetado no molde ( $m^3$ )

$\rho_{PI}$  = Massa específica média do material entre a injeção e extração ( $kg/m^3$ )

Durante o resfriamento, o calor flui do moldado para as paredes das cavidades do molde. Esta troca térmica é calculada determinando-se a quantidade de calor a ser levada, obtida a partir da variação de entalpia entre a temperatura de injeção e a temperatura de extração (MENGES et al., 2001), que pode ser determinada através do gráfico, indicado na Figura 25. O Anexo A contém informações sobre a entalpia de alguns polímeros, em função da temperatura.



**Figura 25** – Obtenção do valor de variação de entalpia entre a Temperatura de Injeção ( $T_M$ ) e a Temperatura de Extração ( $T_E$ ).

Fonte: Adaptado de Menges et al (2001).

Mylla (1998) sugere que, em moldes de duas placas, o macho deve ser responsável pela retirada de 55% da quantidade de calor calculado ( $Q_{PI}$ ) e a fêmea pelos outros 45%, sendo que os cálculos, realizados nas etapas seguintes da metodologia, devem ser feitos separadamente para estas duas metades do molde. O método de Brito et al. (2004), por outro lado, não menciona esta divisão.

### ***Etapa 3- Cálculo da vazão de fluido de resfriamento***

O calor fornecido pelo termoplástico é transferido para o molde por condução, enquanto que os canais de refrigeração, por sua vez, retiram o calor do molde por convecção forçada. Como o escoamento do fluido nos canais é completamente confinado, um balanço de energia pode ser utilizado para determinar a transferência de calor por convecção, relacionada à diferença entre as temperaturas de entrada e saída do fluido no circuito (INCROPERA et al, 2009; MYLLA, 1998), segundo a equação:

$$Q_{TM} = \dot{m} \cdot c_{fr} \cdot (T_{m\ sai} - T_{m\ ent}) \quad \text{Eq. 8}$$

em que,

$\dot{m}$  = Vazão mássica de fluido refrigerante (kg/s)

$c_{fr}$  = Calor específico do fluido refrigerante (kJ/(kg . °C))

$T_{m\ ent}$  = Temp. média de entrada do fluido refrigerante (°C)

$T_{m\ sai}$  = Temp. média de saída do fluido refrigerante (°C)

Utilizando o balanço térmico dado pela **Eq. 2**, tem-se que:

$$Q_{PI} = \dot{m} \cdot c_{fr} \cdot (T_{m\ sai} - T_{m\ ent}) \quad \text{Eq. 9}$$

e reescrevendo a **Eq. 9**, tem-se que,

$$\dot{m} = \frac{Q_{PI}}{c_{fr} (T_{m\ sai} - T_{m\ ent})} \quad \text{Eq. 10}$$

A **Eq. 10** é a mesma utilizada por Brito et al. (2004) e Mylla (1998) para a determinação da vazão do fluido refrigerante e, segundo Incropera et al. (2009), esta é a vazão de fluido necessária para manter a variação de temperatura do fluido de resfriamento ao longo do circuito de refrigeração dentro de um valor aceitável.

Quanto menor a diferença de temperatura assumida entre a entrada e saída do fluido de resfriamento, maior a uniformidade da temperatura da cavidade, fazendo com que diferentes regiões estejam a aproximadamente a mesma temperatura, resfriando uniformemente a peça (MENGES et al., 2001).

Em um mesmo circuito, portanto, a variação máxima de temperatura entre a entrada e a saída do fluido de refrigeração deve ser pequena. Não há um consenso entre os autores. Esta diferença deve estar entre 2 e 5°C para Brito et al. (2004); entre 3 e 5 °C para Rees (1995); e o máximo não deve exceder 2°C segundo Xu et al. (2001) e 5 °C para Menges et al. (2001) e Belofsky (1995).

#### ***Etapa 4- Determinação do diâmetro dos canais de refrigeração***

Realizado o cálculo da vazão, o próximo passo é determinar o diâmetro dos canais a ser utilizado. Nesta etapa, as metodologias de Mylla (1998) e Brito et al. (2004) diferem mais uma vez.

Mylla (1998) determina o diâmetro dos canais analiticamente, através da seguinte equação:

$$d = \frac{4 \cdot \dot{m}}{\pi Re_D \mu_{fr}} \quad \text{Eq. 11}$$

em que,

$d$  = Diâmetro do canal de refrigeração (m)

$Re_D$  = Número de Reynolds

$\mu_{fr}$  = Viscosidade do fluido refrigerante (kg/(m . s))

Na equação Eq. 11, são considerados seção transversal do canal circular e constante, a vazão mássica e a velocidade do fluido de resfriamento valores médios e constantes. O coeficiente de transferência de calor por convecção no interior dos canais (entre o fluido de refrigeração e as paredes dos canais) é maior quando o regime de escoamento é turbulento e, para que isto aconteça, o número de Reynolds utilizado deve ser maior ou igual 10.000 (INCROPERA et al., 2009). O diâmetro calculado, portanto, é o *máximo permitido para a vazão a ser utilizada* e deve ser constante ao longo do circuito, de modo a garantir o Número de Reynolds desejado para um fluxo plenamente turbulento (MYLLA, 1998).

De forma mais direta, Brito et al. (2004) fornecem uma tabela de diâmetros tipicamente utilizados na indústria e estão relacionados à

vazão anteriormente calculada (Tabela 3) (a vazão calculada em kg/s na etapa anterior deve ser convertida para l/min.).

**Tabela 3** - Diâmetros do canal de refrigeração em função da vazão, segundo Brito et al. (2004).

$\dot{m}$ (L/min)	$d$ (mm)
3,8	8
9,5	11
38	19
85	23,8

Fonte: Brito et al. (2004).

### ***Etapa 5- Cálculo do comprimento dos canais de refrigeração***

O comprimento do circuito de refrigeração deve ser o maior possível, entretanto, uma estimativa mínima do comprimento requerido para satisfazer as necessidades de resfriamento da peça pode ser obtida através de equações (MYLLA, 1998; BRITO et al., 2004). Mylla (1998) propõe a seguinte equação para determinação do comprimento do circuito:

$$L = \frac{T_{W\ max} - T_{fr}}{Q_{PI} \left( \frac{1}{k_m \frac{2\pi}{\ln \frac{4Y}{d}}} + \frac{1}{h\pi d} \right)} \quad \text{Eq. 12}$$

em que,

$T_{W\ max}$  = Temp. máxima nas paredes da cavidade do molde ( $^{\circ}C$ )

$T_{fr}$  = Temperatura do fluido refrigerante ( $^{\circ}C$ )

$k_m$  = Condutividade térmica do material do molde ( $W/(m \cdot ^{\circ}C)$ )

$Y$  = Distância entre os canais de refrigeração e a cavidade do molde (m)

$h$  = Coeficiente de troca de calor por convecção ( $W/(m^2 \cdot ^{\circ}C)$ )

Para obter o coeficiente de troca de calor por convecção tem-se que:

$$h = \frac{Nu_D \cdot k_{fr}}{d} \quad \text{Eq. 13}$$

em que,

$Nu_D$  = Número de Nusselt

$k_{fr}$  = Condutividade térmica fluido refrigerante ( $W/(m \cdot ^{\circ}C)$ )

Segundo Mylla (1998) e Incropera et al. (2009), o Número de Nusselt<sup>8</sup> pode ser calculado pela equação:

$$Nu_D = \frac{\left(\frac{f}{8}\right) (Re_D - 1000) Pr}{1 + 12,7 \left(\frac{f}{8}\right)^{\frac{1}{2}} (Pr^{\frac{2}{3}} - 1)} \quad \text{Eq. 14}$$

em que  $Pr$  é o Número de Prandtl<sup>9</sup> para a temperatura média do fluido refrigerante, e:

$$f = (0,79 \cdot (\ln Re_D) - 1,64)^{-2} \quad \text{Eq. 15}$$

em que,

$f$  = fator de atrito no escoamento (fator de atrito de Moody).

Em uma forma simplificada para o cálculo da estimativa do comprimento do circuito, Brito et al. (2004) propõem a seguinte equação:

$$L = \frac{2 |Q_{PI}| Y}{k_m \pi d \Delta T} \quad \text{Eq. 16}$$

em que,

$\Delta T$  = Diferença de temp. entre as paredes da cavidade e o fluido refrigerante (°C)

Para a determinação da temperatura do fluido refrigerante, de acordo com Rees (2001), “quanto maior for a diferença de temperatura entre o plástico moldado e o fluido de refrigeração, mas rápido o calor é removido”. Em geral, segundo Moldflow (2012), a temperatura na entrada do circuito deve estar entre 10 a 20 °C abaixo da temperatura do molde.

O próximo passo, segundo Mylla (1998) e Brito et al. (2004) é realizar o posicionamento dos canais, de acordo com recomendações para o projeto do sistema de refrigeração, a serem expostas na seção **2.3.3** do presente trabalho.

<sup>8</sup> O Número de Nusselt fornece uma medida de transferência de calor por convecção que ocorre na superfície. A Eq. 14 é utilizada para a determinação do Número de Nusselt para uma ampla faixa de  $Re$ , considerando um escoamento turbulento em tubo circular (INCROPERA et al., 2009).

<sup>9</sup> O Número de Prandtl é uma propriedade do fluido fornece uma medida relativa efetividade com que a quantidade de movimento e calor são transferidos por difusão (INCROPERA et al., 2009).

### ***Etapa 6- Avaliação da eficiência do circuito***

Apesar de presente na proposta de Mylla (1998), esta etapa tem como base o *erro de refrigeração* ( $j$ ) expresso em %, descrito por Zöllner (1997). As distâncias relativas dos canais de resfriamento podem ser utilizadas para a determinação do *erro de refrigeração*, que corresponde às diferenças locais do fluxo de calor (ZÖLLNER, 1997 *apud* MYLLA, 1998; MENGES et al., 2001), dado pela equação:

$$j = 2,4Bi^{0,22} \left( \frac{X}{Y} \right)^{2,8|\ln\left(\frac{X}{Y}\right)|} \quad \text{Eq. 17}$$

onde,

$$Bi = \frac{h \cdot d}{k_m} \quad \text{Eq. 18}$$

em que,

$Bi$  = Número de Biot<sup>10</sup>

$X$  = Espaçamento entre os canais ( $m$ )

$Y$  = Distância entre a cavidade do molde e o canal de resfriamento ( $m$ )

Pode-se também expressar este erro em °C através da seguinte expressão:

$$\Delta \bar{T}_w = \bar{T}_w \frac{j}{100\%} \quad \text{Eq. 19}$$

Segundo Zöllner (1997), o posicionamento relativo entre os canais e entre os canais e a parede da cavidade, determina maior ou menor homogeneidade de seu perfil de temperaturas, ou seja, maior ou menor diferença de temperatura  $\Delta T_w$  na cavidade do molde.

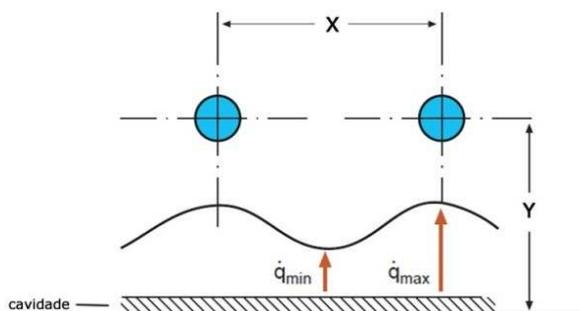
Esta diferença não está relacionada às flutuações periódicas de temperatura do molde, que ocorrem naturalmente durante o ciclo de moldagem, mas, à homogeneidade do resfriamento, observada na Figura 26, por meio do perfil de temperaturas na região entre a superfície da cavidade e os canais de resfriamento.

Na Figura 26 é possível observar que em regiões mais afastadas dos canais, onde o fluxo de calor é menor ( $q_{\min}$ ), encontram-se a

---

<sup>10</sup> Número de Biot é um parâmetro adimensional que fornece uma medida da queda de temperatura no sólido em relação à diferença de temperaturas entre a superfície e o fluido (INCROPERA et al., 2009).

temperaturas mais elevadas, enquanto que em regiões mais próximas dos canais de resfriamento, onde o fluxo de calor é maior ( $q_{\max}$ ), encontram-se a temperaturas mais baixas. Contudo, de acordo com Zöllner (1997) quanto menores essas diferenças, mais homogênea será a temperatura da cavidade e mais homogêneo o resfriamento da peça moldada.



**Figura 26** - Perfil de temperatura na parede da cavidade.

Fonte: Zöllner (1997).

A uniformidade de resfriamento na superfície, critério sugerido por Mylla (1998) para avaliar a eficiência do circuito proposto, estimada utilizando-se o erro de refrigeração  $j$ , segundo Zöllner (1998), não deve exceder à 2,5 a 5 % para termoplásticos semicristalinos e 5 a 10 % para termoplásticos amorfos.

No Apêndice A encontra-se um resumo das equações utilizadas por Mylla (1998) e Brito et al. (2004), para a obtenção dos parâmetros de dimensionamento mencionados nesta seção.

### 2.3.2 Determinação da temperatura média da parede da cavidade

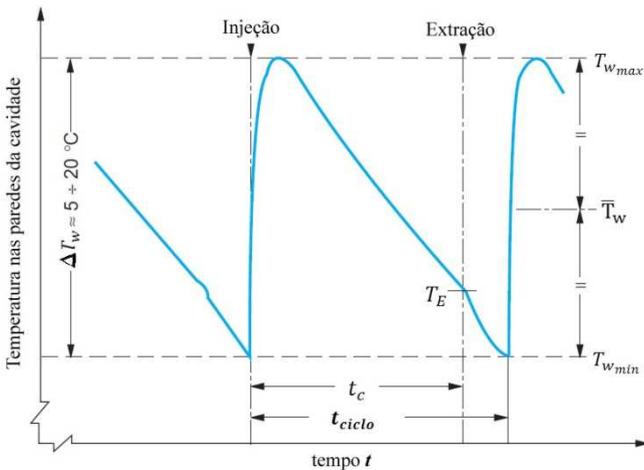
Recomendações para as temperaturas máximas e mínimas dos moldes podem ser encontradas nas fichas técnicas de cada polímero, como pode ser observado na Tabela 4. Entretanto, a temperatura do molde sofre flutuações ao longo do ciclo, decorrentes do processo de transferência de calor do polímero para o molde e deste para seu sistema de resfriamento (ZÖLLNER, 1997; CUNHA, 2003).

**Tabela 4** - Temperaturas de molde recomendadas.

<i>Termoplástico</i>	<i>Temperaturas Máximas e Mínimas do Molde (°C)</i>
PA 6.6 PA 6	70 - 90
PP	20 - 60
PC	80 - 100
PEAD	20 - 60
PET	130 - 140
PC + ABS	70 - 100

Fonte: Mylla (1998).

Para compreender esta flutuação, observa-se na Figura 27 que, antes da injeção, a temperatura nas paredes da cavidade do molde é  $T_{wmin}$ . No entanto, quando o polímero fundido entra em contato com as mesmas, sua temperatura sobe rapidamente até atingir o valor  $T_{wmax}$ , descrita por Menges et al. (2001) como a temperatura de contato. A temperatura então diminui a uma taxa constante com o decorrer do ciclo, por conta do resfriamento. Uma vez que a peça moldada é extraída à temperatura  $T_E$ , a queda da temperatura é acelerada. No início de um novo ciclo,  $T_{wmin}$  é atingida novamente (ZÖLLNER, 1997).



**Figura 27** - Flutuação da temperatura da parede da cavidade durante o ciclo de moldagem.

Fonte: Adaptado de Wübken (1976) *apud* Zöllner (1997).

A estimativa da temperatura máxima de contato,  $T_{wmax}$ , é realizada mediante o emprego da Equação 20, em função da

permeabilidade térmica  $b$  do molde e do polímero injetado (WÜBKEN, 1976 *apud* ZÖLLNER, 1997), expressa por:

$$T_{w_{max}} = \frac{b_p \cdot T_M + b_w \cdot T_{w_{min}}}{b_p + b_w} \quad \text{Eq. 20}$$

onde

$$b = \sqrt{\rho \cdot k \cdot c} \quad \text{Eq. 21}$$

em que,

$b_p$  = Permeabilidade térmica do polímero ( $J/(m^2 \cdot ^\circ C \cdot s^{1/2})$ )

$b_w$  = Permeabilidade térmica do material do molde ( $J/(m^2 \cdot ^\circ C \cdot s^{1/2})$ )

$T_{w_{min}}$  = Temp. inicial da parede da cavidade do molde ( $^\circ C$ )

$T_M$  = Temp. do fundido ( $^\circ C$ )

$\rho$  = Densidade ( $kg/m^3$ )

$c$  = Calor específico ( $J/(kg \cdot ^\circ C)$ )

$k$  = Condutividade térmica  $W/(m \cdot ^\circ C)$ )

A temperatura mínima  $T_{w_{min}}$  pode ser obtida através da faixa de valores especificados pelo fabricante (Tabela 4). A temperatura máxima  $T_{w_{max}}$  obtida pela Eq. 20, para moldes metálicos, deve ser próxima à temperatura mínima  $T_{w_{min}}$ . Entretanto em moldes com condutividade térmica inferior, a temperatura de contato calculada poderá assumir valores mais elevados (ZÖLLNER, 1997), resultando em maior amplitude de temperatura entre o final e o início do ciclo de moldagem. De acordo com Cunha (2003), a filosofia clássica de ajuste do processo de injeção baseia-se em minimizar esta amplitude térmica do molde ao longo do ciclo.

Com a obtenção das temperaturas máxima e mínima das paredes da cavidade do molde, é possível determinar a temperatura média durante o ciclo de moldagem ( $\bar{T}_w$ ), que pode ser usada para determinação do tempo de resfriamento com uma maior exatidão, segundo Menges et al. (2001) e Zöllner (1997):

$$\bar{T}_w = \frac{T_{w_{max}} + T_{w_{min}}}{2} \quad \text{Eq. 22}$$

A temperatura média das paredes da cavidade do molde  $\bar{T}_w$  é uma variável importante para o projeto do sistema de refrigeração de moldes de injeção, pois desta forma pode-se assegurar condições similares de

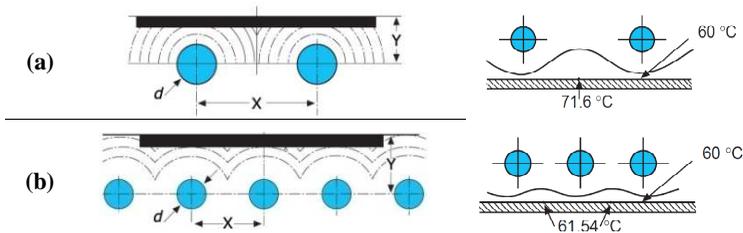
processamento da peça moldada em cada ciclo, com maior confiabilidade (ZÖLLNER, 1997).

### 2.3.3 Recomendações para o projeto do sistema de refrigeração

#### 2.3.3.1 Posicionamento dos canais de refrigeração

Um dos fatores mais determinantes para a eficiência de um sistema de refrigeração é o posicionamento dos canais de refrigeração. Esta eficiência, que pode ser medida em termos de uniformidade de resfriamento, é influenciada pela distância entre canais ( $X$ ) e a distância entre os canais e a cavidade ( $Y$ ) (Figura 28). O tempo de ciclo também é influenciado por estas distâncias (PÖTSCH e MICHAELI, 1995; ZÖLLNER, 1997).

Diferentes combinações entre as distâncias  $X$  e  $Y$  podem ser utilizadas na tentativa de se obter um resfriamento uniforme da peça moldada (MENGES et al., 2001). Utilizando-se menores distâncias entre canais (menores valores de  $X$ ), e, portanto, maior número de canais de refrigeração, e maiores distâncias entre os canais e a superfície da cavidade ( $Y$ ) (Figura 28b) é possível maximizar a uniformidade da sua temperatura (MENGES et al., 2001; PÖTSCH e MICHAELI, 1995).



**Figura 28** – Relação de posicionamento entre os parâmetros  $d$ ,  $X$  e  $Y$  pode promover: (a) remoção de calor desigual; e (b) remoção de calor uniforme. Fonte: Adaptado de Zöllner (1997).

Em contrapartida, a quantidade de calor removida por unidade de tempo (taxa de resfriamento) também depende da distância que o calor deve percorrer (REES, 2001), ou seja, quanto maior o valor de  $Y$ , menor a taxa de resfriamento.

Em virtude disto, são encontradas na literatura diferentes sugestões para relações entre o diâmetro dos canais ( $d$ ) e as distâncias entre canais ( $X$ ) e entre o canal e a superfície do molde ( $Y$ ), descritas na

Tabela 5. Certos autores propõem o dimensionamento do diâmetro do canal em função da espessura de parede da(s) peça(s).

**Tabela 5** - Relação entre  $d$ ,  $X$ ,  $Y$  e  $s$ , sugerida na literatura.

<i>Autor</i>	<i>s (mm)</i>	<i>d (mm)</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>
<i>Gastrow (1983)</i>	$\leq 2$	8-10	Max. $3d$	2 a $3d$
	$\leq 4$	10-12		
	$\leq 6$	12-15		
<i>Belofsky (1995)</i>	$< 2$	8-10	2 a $5d$	2 a $3d$
	$< 4$	10-12		
	$< 6$	12-15		
<i>Menges et al. (2001)</i>	-	*	1 a $5d$	2 a $5d$
<i>Xu et al. (2001)</i>	-	$\sim 5$	$\sim 10$	$\sim 3$
<i>Park e Pham (2009)</i>	-	6-12	2 a $5d$	1 a $5d$
<i>Brito et al. (2004)</i>	-	**	2,5 a $3,5d$	0,8 a $1,5x$

\* Diâmetro determinado por equação.

\*\*Diâmetro pré-determinado de acordo com a vazão do canal.

Uma observação importante sobre estas relações segundo Park e Pham (2009), é que estes valores descritos são referentes a moldes metálicos, sendo que para cada material do molde há uma sugestão diferente para os limites superiores e inferiores das relações de posicionamento acima mencionadas.

O posicionamento dos canais deve ser realizado observando-se seções espessas da peça, que são possíveis problemas de refrigeração (REES, 2001). Em regiões como os cantos de uma peça, também há uma dificuldade de transferência de calor (PÖTSCH e MICHAELI, 1995; ZÖLLNER, 1997).

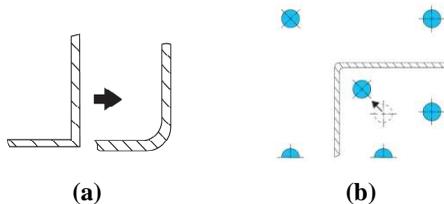
É possível observar na Figura 29a que dois canais são responsáveis pelo resfriamento de um quadrante no canto externo (esquerda); enquanto que três quadrantes são alocados para um único canal de refrigeração (macho). Como resultado o núcleo fundido continua em direção ao macho (Figura 29b), resultando em um desequilíbrio das tensões residuais e possível empenamento, conforme mostrado na seção 2.2.3.2.



**Figura 29** - Solidificação do polímero fundido no canto da peça mostrando: (a) dificuldade de refrigeração no macho; e (b) polímero fundido remanescente.

Fonte: Adaptado de Zöllner (1997).

Para amenizar este problema, segundo Zöllner (1997), podem ser tomadas algumas atitudes: através da modificação da geometria da peça, tornando a seção igual em todos os pontos (Figura 30a); e/ou ajustar o fluxo de calor com a utilização de materiais de maior condutividade térmica no macho ou reduzir a distância entre o canto e a parede do canal de refrigeração (Figura 30b), alterando a taxa de resfriamento naquele local.



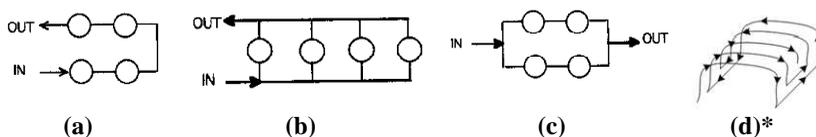
**Figura 30** - Medidas para ajustar a taxa de resfriamento: (a) reprojeto da geometria; (b) reduzir a distância entre canal e o canto da peça.

Fonte: Zöllner (1997).

### 2.3.3.2 Leiaute do circuito de refrigeração

A utilização de um leiaute em série (Figura 31a) ou paralelo (Figura 31b) depende do projeto realizado, de acordo com Rees (2001). Canais em série são os mais utilizados, porém não devem ser utilizados em peças muito grandes, pois a grande diferença de temperatura do fluido refrigerante pode gerar um resfriamento não-uniforme. Neste caso, podem ser usados canais em paralelo, provendo um resfriamento uniforme, porém maior volume de fluido refrigerante é necessário (PARK e PHAM, 2009). Podem ser utilizados leiautes série-paralelo (Figura 31c) no caso de resfriamento de múltiplas cavidades (REES, 2001), e o leiaute em espiral (Figura 31d), que é utilizado em peças

circulares, resfriando da extremidade para o centro (PARK e PHAM, 2009).



**Figura 31** – Leiaute em (a) série, (b) paralelo; (c) série-paralelo; (d) espiral.  
Fonte: Rees (2001); \*Park e Pham (2009).

No caso da utilização de leiaute paralelo deve-se assegurar vazão suficiente no canal que antecede a divisão dos canais, de modo a alimentar igualmente todos os canais. Por exemplo, se há 4 canais paralelos de  $40 \text{ mm}^2$  de área da seção, então o canal alimentador deve ter no mínimo  $4 \times 40 \text{ mm}^2 = 160 \text{ mm}^2$  de área da seção. Deve-se ter atenção ao fato de o fluido sempre escoar pelo caminho que oferece menor resistência (REES, 2001).

Durante a determinação do leiaute do circuito de refrigeração, Mylla (1998) sugere que sejam seguidas as seguintes recomendações:

- Deve haver simetria entre circuitos (caso a peça seja simétrica);
- Criar circuitos separados para paredes horizontais e verticais, no caso de peças com paredes altas;
- O canal deve resfriar o ponto de injeção e seguir o fluxo do material plástico, isto é, a entrada do canal de refrigeração deve ser próximo ao ponto de injeção.

Segundo Brito et al. (2004) e Rees (2001), deve-se respeitar uma distância mínima entre os canais de refrigeração e demais componentes, como outros furos (3 a 5 mm) e superfícies do molde (15 mm).

### 2.3.4 Simulação do processo de injeção em sistemas CAE

No desenvolvimento de novos produtos, conforme as peças projetadas ficam mais complexas, a definição do projeto do sistema de refrigeração com base apenas na experiência dos projetistas nem sempre conduz a resultados satisfatórios (PARK e PHAM, 2009). A utilização de soluções numéricas, segundo Mylla (1998) é indicada para estas situações.

A análise por elementos finitos permite a redução do tempo de entrega (*lead time*) de moldes de Fabricação Rápida, assim como é possível identificar e corrigir possíveis problemas antes que eles sejam efetivamente fabricados (FERREIRA e MATEUS, 2003). Segundo Au e Yu (2007), sistemas CAE são capazes de identificar alguns defeitos na moldagem e determinar o tempo de ciclo adequado do processo.

Para moldes não metálicos (SLA), segundo Ribeiro Jr (2003), a análise das temperaturas máximas do inserto e o tempo de resfriamento (que influencia diretamente no tempo de ciclo) é de extrema importância, devido à baixa condutividade térmica da resina empregada na fabricação dos moldes. A utilização de sistemas CAE na simulação do processo de injeção para estes moldes, pode ser fundamental para prever o comportamento do molde durante a moldagem. Em relação ao sistema de refrigeração, de acordo com Lima (2002), a realização de simulações CAE no projeto de moldes VRE, é fundamental para maximizar as taxas de transferência de calor e para o resfriamento uniforme da cavidade do molde.

#### 2.3.4.1 Análise e otimização do sistema de refrigeração

O procedimento para efetuar uma simulação e análise CAE voltada à otimização de um sistema de refrigeração, segundo Mylla (1998), deve seguir as etapas de *Modelagem da peça e análise de preenchimento, Modelagem dos canais de refrigeração e Avaliação dos resultados da simulação*.

*Softwares* CAE de simulação o processo de injeção fornecem resultados que permitem a análise do comportamento do sistema de refrigeração a fim de que se possam tomar decisões sobre o posicionamento dos canais e determinação do leiaute. Como forma de avaliar e otimizar o sistema de refrigeração, Mylla (1998) propõe a análise de quatro fatores a fim de obter um projeto livre de defeitos:

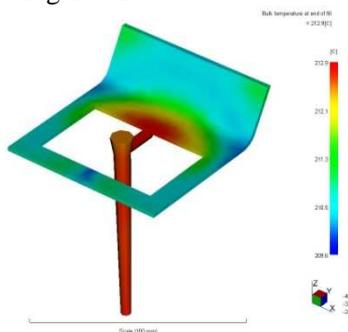
- *Localização de pontos quentes*– pontos onde o resfriamento não é suficiente, ou seja, regiões distantes dos canais de refrigeração ou não assistidas por nenhum outro tipo de resfriamento;
- *Diferença de temperatura entre as partes (macho e fêmea)* – esta diferença faz com que surjam empenamentos, conforme item 2.2.3.2. Podem ocorrer diferenças morfológicas no

decorrer da espessura da peça, gerando tensões que se refletirão em deformações;

- *Diferença de temperatura do fluido de resfriamento entre a entrada e a saída dos canais de resfriamento* – determina a uniformidade de temperatura do fluido refrigerante ao longo do circuito;
- *Perda de pressão nos canais de refrigeração* – podem gerar vazões insuficientes devido à capacidade do equipamento. Ou seja, com a perda de pressão muito alta, a bomba disponível pode não gerar a pressão necessária para a vazão requerida.

Como regra, a diferença de temperatura entre o macho e a fêmea (cavidade) não deve exceder 20 °C (MOLDFLOW, 2012) e a diferença de temperatura do fluido de resfriamento recomendada entre a entrada e a saída do circuito de refrigeração deve ser adequada para garantir um resfriamento uniforme, como já mencionado na Etapa 3 do item 2.3.1. A perda de pressão aceitável nos canais de refrigeração é de até 100 kPa segundo Menges et al. (2001) e de 500 kPa segundo Rees (1995).

Uma forma de auxílio na otimização do posicionamento dos canais de refrigeração é a visualização da distribuição de temperatura do polímero logo após o término do preenchimento (*Bulk Temperature at end of fill, software Moldflow 2012™*) (PARK e PHAM, 2009). Temperaturas próximas do ponto de injeção evidentemente deverão ser mais quentes do que em partes mais distantes do mesmo, como pode ser observado no exemplo da Figura 32.



**Figura 32** - Distribuição de temperatura após a injeção.

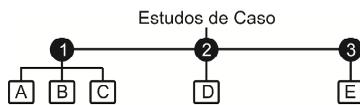
Park e Pham (2009) utilizaram este resultado para determinar as temperaturas médias na cavidade do molde e poder realizar o posicionamento dos canais de refrigeração, dimensionados de acordo

com a temperatura média em diferentes regiões da peça. É possível, desta forma, distribuir os canais posicionando-os em pontos críticos, onde será necessária maior taxa de resfriamento.

Entretanto, antes de realizar uma simulação CAE do processo de injeção é necessária uma malha da peça a ser analisada. Esta malha consiste em uma “teia” formada por elementos que contém nós em seus cantos. A malha é a base da análise realizada pelo *software* Moldflow 2012™, onde as propriedades da moldagem são calculadas em todos os nós (MOLDFLOW, 2012). Para que os resultados de uma simulação CAE do processo de injeção seja realizada com confiabilidade, no *software* Moldflow (2012), são descritas no Apêndice B recomendações para criação da malha.

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste trabalho foram analisados sistemas de refrigeração de moldes VRE, em diferentes estudos de caso, através de resultados obtidos no *software* CAE de simulação do processo de injeção, Moldflow 2012™. Este trabalho foi organizado em três estudos de caso (Figura 33), cada um contemplando um objetivo específico proposto no Capítulo 1. Foram utilizados 4 (quatro) corpos de prova distintos, modelados utilizando o *software* Solidworks 2010™ (Tabela 6).



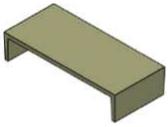
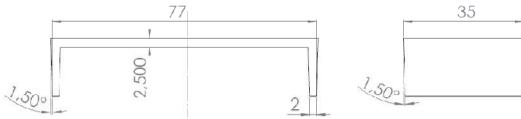
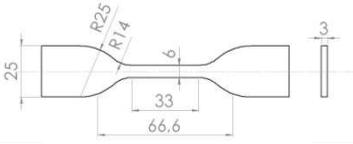
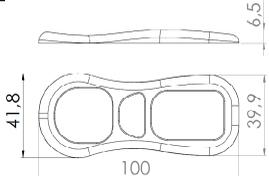
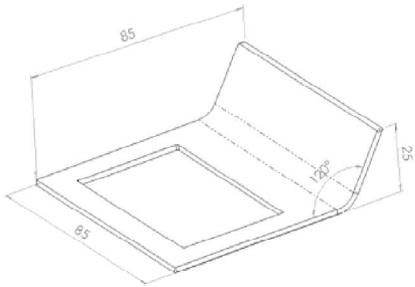
**Figura 33** - Estudos de caso propostos e análises realizadas.

O Estudo de Caso 1, composto pelas análises A, B e C, utilizou três corpos de prova (A, B e C, Tabela 6), possibilitando investigar a influência da geometria da peça, tanto no projeto do sistema de refrigeração de moldes VRE quanto em seu desempenho. O corpo de prova utilizado na análise A, do primeiro estudo de caso, foi selecionado devido à sua complexidade geométrica, que limita o posicionamento dos canais de refrigeração, gerando concentração de calor e dificultando o resfriamento. Sua geometria segue recomendações de Rännar et al. (2007), para um corpo de prova com a finalidade de medir o empenamento. Na análise B, primeiro Estudo de Caso, o corpo de prova utilizado (B) segue a norma ASTM 638 tipo IV, selecionado para proporcionar um referencial em termos de normalização, podendo assim ser facilmente utilizado em estudos futuros. Na análise C utilizou-se um corpo de prova (C) que possui características de um produto industrializado (telefone celular), e representa relativa dificuldade para o projeto do sistema de refrigeração, devido à sua forma complexa.

No segundo Estudo de Caso (análise D), foi utilizado o corpo de prova da análise C, a fim de realizar um estudo para melhoria do desempenho do sistema de refrigeração para este corpo de prova.

O corpo de prova utilizado na análise E, que representa o terceiro Estudo de Caso, foi analisado no trabalho de Lima (2002), Lima et al. (2003) e Nogueira et al. (2010), e foi selecionado por fornecer uma base comparativa entre os resultados obtidos por estes autores. As propriedades das malhas dos corpos de prova estão apresentadas na Tabela 7, enquanto suas propriedades em termos de espessura e massa (utilizando PP) estão descritas na Tabela 8.

**Tabela 6 -** Corpos de prova utilizados nas análises e seus respectivos desenhos esquemáticos (mm).

<i>Estudo/ Análise</i>	<i>Corpo de prova</i>	<i>Desenho esquemático do corpo de prova</i>
1/A		
1/B		
1/C 2/D		
3/E		

**Tabela 7 -** Propriedades da malha dos corpos de prova utilizados nas análises.

<i>Análise</i>	<i>Número de elementos</i>		<i>Volume (cm<sup>3</sup>)</i>		<i>Razão de Aspecto</i>		<i>Ângulo Max. do diedro***</i>
	<i>Tetra*</i>	<i>Nós</i>	<i>Tetra**</i>	<i>Total</i>	<i>Máx</i>	<i>Média</i>	
A	65179	12707	9,179	13,656	15,0	3,77	173,1
B	8495	1658	5,518	14,012	26,4	7,27	174,1
C e D	136075	26169	2,460	8,8627	27,0	6,05	172,8
E	25976	4950	11,25	15,19	36,1	10,52	174,9

Obs.: \* Elemento tetraédricos que forma a malha 3D. \*\* Volume médio dos elementos tetraédricos da malha. \*\*\* Maior valor encontrado na malha para o ângulo entre faces tetraédricas.

**Tabela 8** – Propriedades dos corpos de prova utilizados nas análises.

<i>Análise</i>	<i>Espessura Máx (m)</i>	<i>Massa (kg)*</i>
A	$2,5 \cdot 10^{-3}$	$6,7 \cdot 10^{-3}$
B	$3,0 \cdot 10^{-3}$	$4,7 \cdot 10^{-3}$
C e D	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$2,1 \cdot 10^{-3}$
E	$2,0 \cdot 10^{-3}$	$9,5 \cdot 10^{-3}$

\*Utilizando PP.

### 3.1 MATERIAIS USADOS PARA SIMULAÇÃO

O material termoplástico utilizado para simulação de injeção foi o Polipropileno (PP), *grade* Prolen XM-6150K, da Polibrasil Resinas SA, cujas propriedades são descritas na Tabela 9 e parâmetros de processamento recomendados na Tabela 10.

**Tabela 9** – Propriedades do PP Prolen XM-6150K.

<i>Propriedades</i>	<i>Unidade</i>	<i>Valor</i>
Condutividade Térmica a 210 °C	$k_p$ (W/(m . °C))	0,16
Calor Específico a 210 °C	$c_p$ (J/( kg . °C))	2944
Densidade a 210 °C	$\rho_p$ (kg/m <sup>3</sup> )	743,1
Módulo de Elasticidade	E (MPa)	1340
Coefficiente de Poisson	$\nu$	0,392
Temperatura de Transição Vítrea	$T_g$ (°C)	135

Fonte: Moldflow (2012).

**Tabela 10** – Parâmetros de processamento recomendados para o PP Prolen XM-6150K.

<i>Faixa de Parâmetros de Processamento</i>	<i>Unidade</i>	<i>Valor</i>
Temperatura do Molde indicada	$T_w$ (°C)	30
Temperatura do Molde (min.)	$T_{w_{min}}$ (°C)	10
Temperatura do Molde (máx.)	$T_{w_{max}}$ (°C)	50
Temperatura de Injeção indicada	$T_M$ (°C)	210
Temperatura de Injeção (min.)	$T_{M_{min}}$ (°C)	180
Temperatura de Injeção (máx.)	$T_{M_{max}}$ (°C)	240
Temperatura de Extração	$T_E$ (°C)	124
Temperatura de Transição Vítrea	$T_g$ (°C)	135
Tensão de Cisalhamento Máxima admissível	$\tau$ (MPa)	0,25
Taxa de Cisalhamento Máxima admissível	$\dot{\gamma}$ (1/s)	100000

Fonte: Moldflow (2012).

Trata-se de um polímero semicristalino (mais sensível ao resfriamento em comparação a um polímero amorfo) muito utilizado na indústria de plástico por ser de fácil moldabilidade, a uma baixa temperatura de processamento e baixo custo. Sua escolha se deveu também em decorrência da utilização do PP permitir uma ampla janela de processamento, sendo abordado em diversos trabalhos realizados pelo grupo CIMJECT, na utilização de moldes VRE.

Para os insertos analisados nos estudos de caso foram utilizados dois materiais, sendo um não metálico (resina epóxi com 20% de carga de alumínio), RenCast 436, da Hunstman; e outro, material metálico, aço AISI 1045, cujas propriedades são descritas na Tabela 11.

**Tabela 11** – Propriedades dos materiais dos moldes.

<i>Propriedades</i>	<i>Unidade</i>	<i>Aço AISI 1045</i>	<i>RenCast 436</i>
Condutividade térmica	$k_m$ (W/(m . °C))	49,8	0,78
Calor específico	$c_m$ (J/( kg . °C))	486	960
Densidade	$\rho_m$ (kg/m <sup>3</sup> )	7850	1650
Módulo de elasticidade	E (MPa)	205	0,65-0,75
Difusividade térmica	$\alpha_m$ (mm <sup>2</sup> /s)	$131 \times 10^{-7}$	$4,92 \times 10^{-7}$
Coefficiente de Poisson	$\nu$	0,29	-
Temp. de Trans. Vítreo	$T_g$ (°C)	-	> 130*

Fonte: Cavalheiro (2007); \*Villamizar (2005).

O fluido de resfriamento utilizado nos sistemas de refrigeração foi água a 15 °C, pois com a utilização de temperaturas mais baixas há uma tendência de redução do tempo de ciclo para moldes em resina epóxi, conforme resultados obtidos por Foggiatto (2005). As propriedades da água a 15 °C são apresentadas na Tabela 12.

**Tabela 12** – Propriedades da água a 15 °C.

<i>Propriedades</i>	<i>Unidade</i>	<i>Valor</i>
Condutividade térmica	$k_{fr}$ (W/(m . °C))	0,598
Calor específico	$c_{fr}$ (J/( kg . °C))	4184
Densidade	$\rho_{fr}$ (kg/m <sup>3</sup> )	999,1
Viscosidade	$\mu_{fr}$ (N.s/m <sup>2</sup> )	0,00108
Número de Prandtl	$P_r$	7,56

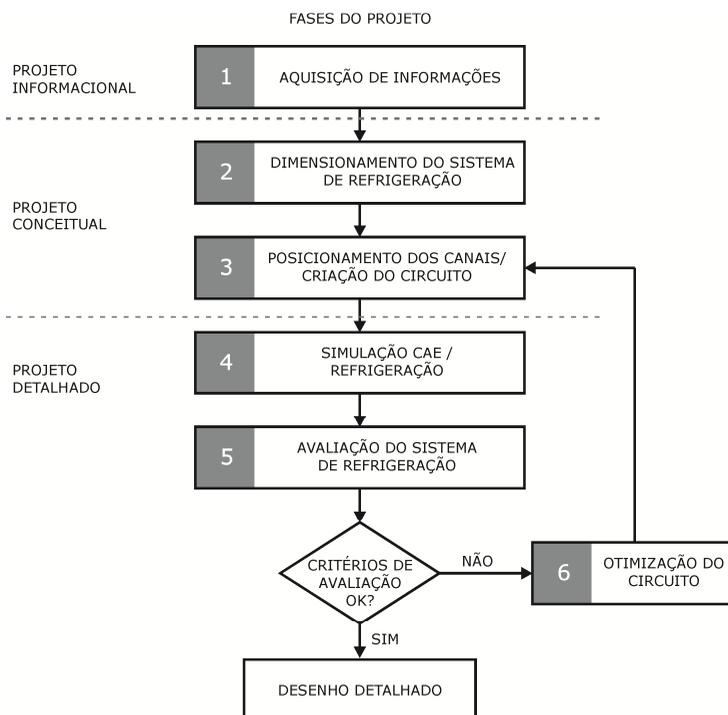
Fonte: Incropera (2009).

Informações sobre os valores de calor específico, viscosidade e densidade da água para diferentes temperaturas podem ser encontrados em Incropera et al. (2009).

## 3.2 MÉTODOS

### 3.2.1 Projeto do sistema de refrigeração

Para o projeto e a avaliação do sistema de refrigeração dos moldes analisados nos estudos de caso, seguiram-se as recomendações provenientes da literatura técnica descritas na seção 2.3. De modo geral, seguiu-se a sistemática descrita por Silva (2009) segmentada em Projeto Informacional, Conceitual e Detalhado, que interagem de forma simultânea. No entanto, o “dimensionamento do sistema de refrigeração” foi redirecionado para o Projeto Conceitual, pois a criação do leiaute do sistema de refrigeração é dependente dos dados dimensionais dos canais como a vazão do fluido de resfriamento e o diâmetro do canal. A Figura 34 esquematiza o procedimento adotado para o projeto do sistema de refrigeração.



**Figura 34** – Fases para o projeto do sistema de refrigeração.

No início do projeto (Fase 1 - Aquisição de informações), foram coletadas as informações sobre a peça, material do molde, do polímero a ser injetado, fluido de resfriamento e condições de processamento, para utilização nas equações de dimensionamento do sistema de refrigeração e, posteriormente, no *software* de simulação.

Para o dimensionamento do sistema de refrigeração (Fase 2) foi utilizada a sequência de etapas descritas por Mylla (1998) na seção 2.3.1, que resulta na vazão do fluido de resfriamento, no diâmetro máximo do canal de refrigeração e no comprimento mínimo do circuito de refrigeração.

O diâmetro ( $d$ ) calculado fornece subsídios para determinar a posição dos canais (Fase 3) em relação à cavidade, com a utilização da relação de posicionamento, possibilitando a criação do circuito de refrigeração que garanta a uniformidade de temperatura na cavidade. Seguiu-se, sempre que possível, as recomendações de projeto mencionadas na seção 2.3.3.

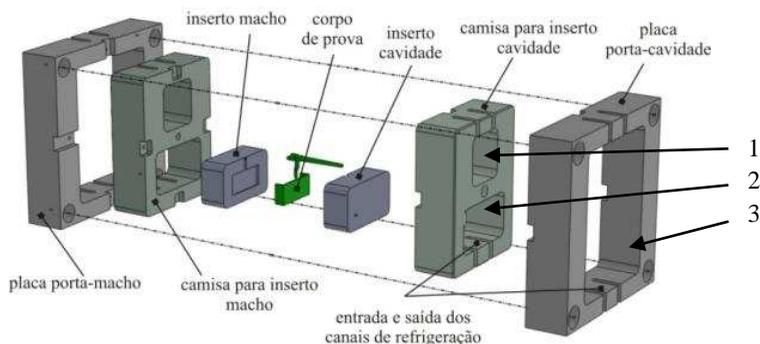
A análise do resultado “Bulk Temperature at end of fill” do *software* Moldflow 2012™ (segundo recomendações de Park e Pham (2008)), foi um recurso utilizado para observar a distribuição de temperatura do polímero fundido logo após a injeção. Esta ferramenta permitiu identificar as regiões mais quentes no molde, pontos críticos que podem determinar o tempo de resfriamento. Desta forma, este recurso facilitou o posicionamento dos canais de refrigeração no molde.

Com um conceito gerado para o circuito de refrigeração, realizou-se a simulação de resfriamento no processo de injeção (Fase 4), conforme procedimento descrito na seção 3.2.3. A avaliação do sistema de refrigeração (Fase 5) foi realizada através dos resultados obtidos no *software* Moldflow 2012™, de acordo com os critérios de avaliação descritos na seção 3.2.4.

A otimização do circuito de refrigeração (Fase 6) foi realizada caso o desempenho do sistema de refrigeração não tenha sido satisfatório, ou seja, não tenha atendido os critérios estabelecidos na fase de projeto anterior. Assim, os canais de refrigeração são reposicionados com o objetivo de formar um novo circuito de refrigeração que atenda estes critérios.

A fim de simular uma situação real de projeto e possibilitar uma análise comparativa entre os trabalhos já realizados, as dimensões dos insertos foram determinadas com base nas dimensões do molde protótipo existente no laboratório CIMJECT, cujo esquema de montagem é descrito pela Figura 35. A configuração do molde protótipo utilizado como referência para a criação dos sistemas do molde permite

três possíveis alternativas para a inclusão dos insertos, cujas dimensões são 75 x 75 x 45 mm (alternativa 1), 75 x 130 x 45 mm (alternativa 2) e 240 x 190 x 70 mm (alternativa 3).



**Figura 35** - Esquema de montagem do molde protótipo utilizado como referência durante o projeto dos insertos.

Fonte: Adaptado de Ahrens e Pistorello (2011).

Sendo assim, cabe salientar que o projeto do sistema de refrigeração fica restrito às dimensões do inserto que, por sua vez, estão limitadas ao espaço disponível na camisa para os insertos. Para a definição do projeto do sistema de refrigeração também foram considerados os sistemas de alimentação (projetado segundo recomendações de Pereira (2007) e Brito<sup>b</sup> et al. (2003)) e extração (projetado segundo recomendações de Pontes et al. (2004)), porém, a prioridade de projeto foi dada ao sistema de refrigeração.

### 3.2.2 Determinação das condições gerais de processamento

As etapas para efetuar uma simulação e análise CAE seguiram o procedimento de Mylla (1998) realizando primeiramente a *Modelagem da Peça e Análise de Preenchimento*, a fim de determinar as condições de processamento iniciais para cada geometria e material do molde, através dos resultados do *software* Moldflow 2012<sup>TM</sup>.

As condições de processamento são substancialmente diferentes para moldes VRE em comparação a moldes metálicos. Desta forma, para determinar este conjunto de variáveis operacionais, seguiram-se as recomendações de Cavalheiro (2007), buscando sempre que possível a seguinte configuração:

- Baixas velocidades de injeção;
- Baixas temperaturas do molde;
- Baixas temperaturas de injeção;
- Altas pressões de recalque.

A velocidade e a temperatura de injeção foram definidas observando-se os valores limites de taxa e tensão de cisalhamento máxima admissível para o material injetado, objetivando baixas pressões de injeção (visto a fragilidade do molde) e menores temperaturas do fundido (devido à baixa condutividade térmica do molde).

A pressão de recalque ( $P_h$ ) foi selecionada, variando as pressões de 40 a 80%, com incrementos de 10%, até não existir uma alteração significativa na massa da peça. A redução de rechupes e distribuição uniforme da pressão na cavidade também foram critérios para determinação da pressão de recalque para a simulação.

O tempo de recalque ( $t_h$ ) foi determinado através do tempo necessário para a solidificação do ponto de injeção para cada corpo de prova. Esta análise foi realizada com base na observação dos resultados de distribuição de temperatura da peça, no software Moldflow 2012™, buscando verificar em qual tempo o ponto de injeção ficou abaixo da temperatura de transição vítrea do termoplástico utilizado.

A temperatura inicial do molde foi determinada segundo recomendações da ficha técnica do termoplástico utilizado (Tabela 10), presente na base de dados do *software*. Com esta temperatura foi possível determinar a temperatura média da cavidade, para ambos os materiais do molde (Tabela 13) segundo as recomendações da seção 2.3.2.

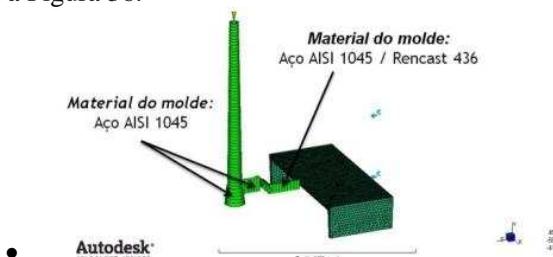
**Tabela 13** – Determinação da temperatura média na cavidade,  $\bar{T}_w$ .

		<i>Aço AISI 1045</i>	<i>RenCast 436</i>
$T_{w \min}$ (°C)	-	30	30
$T_{w \max}$ (°C)	(Eq. 20)	37,2	90,8
$\bar{T}_w$ (°C)	(Eq. 22)	33,6	60,4

### 3.2.3 Preparação da simulação de resfriamento no processo de injeção

Foram seguidas as seguintes etapas para a estruturação e preparação de uma simulação para análise do resfriamento:

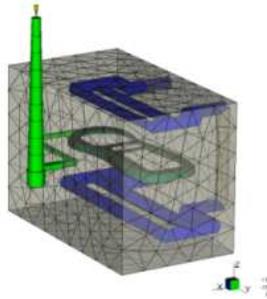
- *Seleção do processo de moldagem:* Injeção;
- *Seleção da sequência de análise:ex.: Cool + Fill + Pack;*
- *Importação das peças:* em formatos STL/IGES, dependendo do caso;
- *Geração da malha:* foram geradas malhas 3D para todas as peças seguindo o procedimento sugerido por Moldflow (2012) que está descrito no Apêndice A;
- *Determinação do ponto de injeção:* utilizando o resultado “Gate Location”;
- *Seleção da máquina injetora:* Arburg Allrounder 320 S, número 352 da base de dados do *software*;
- *Seleção do material a ser injetado:* Prolen XM-6150K, da Polibrasil Resinas SA;
- *Configuração do material do molde:* segundo propriedades de cada material, apresentadas na Tabela 11;
- *Edição das propriedades do coeficiente de transferência de calor entre o molde e o polímero ( $h_{p-m}$ ) (Mold-melt Heat Transfer Coefficient - HTC):* variando para cada material do molde;
- *Determinação dos parâmetros de injeção:* análise do resultado “Molding Window”;
- *Modelagem do sistema de alimentação:* as propriedades dos canais de alimentação foram configuradas de acordo com o material do molde referente a cada caso, tendo em vista análise de dois materiais do molde diferentes, conforme mostra a Figura 36.



**Figura 36** – Configuração das propriedades dos canais de alimentação durante a simulação.

- *Modelagem do sistema de refrigeração:* conforme projeto realizado;
- *Seleção das entradas dos canais de refrigeração:*

- *Edição dos parâmetros do circuito de refrigeração*: vazão e temperatura do fluido de refrigeração;
- *Criação da superfície de contorno do molde*: recomendada por Moldflow (2012) para se obter maior precisão nos resultados (Figura 37). Devido às limitações no software e do equipamento utilizado, não foi possível utilizar dois materiais na composição desta superfície de contorno (camisa do molde + inserto). Entretanto segundo análises de Lima (2002), a utilização de dois materiais do molde na simulação (inserto não metálico envolto em camisa metálica) exerce pouca influência nos resultados, em função da propriedade da resina epóxi empregada no inserto;



**Figura 37** - Modelagem da região de contorno que representa o inserto.

- *Edição dos parâmetros do processo*: parâmetros que determinam o ciclo de injeção (automaticamente ou por tempo), utilizados no módulo *Cool* ou *Cool (FEM)*;
- *Definição a temperatura média do molde*: foi utilizada a temperatura média da cavidade ( $\bar{T}_w$ ) para cada material do molde, segundo a Tabela 13.

Um dos parâmetros de entrada no Moldflow 2012™ mencionados acima é o coeficiente de transferência de calor entre o molde e o polímero ( $h_{p-m}$ ) que possui um valor padrão no *software*, referente a moldes metálicos. Contudo,  $h_{p-m}$  é proporcional à difusividade térmica  $b_m$  do material do molde e decresce ao longo do tempo  $t_c$  decorrido a partir do primeiro contato do polímero com a parede de cavidade (CAVALHEIRO, 2007). O coeficiente de transferência de calor entre o molde e o polímero foi obtido através da Eq. 23 (PANTANI et al., 2001), cujo resultado é descrito na Tabela 15

para o tempo  $t_c = 0,1$  s, para ambos os materiais do molde utilizados neste trabalho.

$$h_{p-m}(t_c) = \sqrt{\frac{k_m \rho_m c_m}{\pi t_c}} \quad \text{Eq. 23}$$

**Tabela 14** - Os valores de  $h_{p-m}$  utilizado como entrada no Moldflow 2012™.

	<i>Aço AISI 1045</i>	<i>Rencast 436</i>
$h_{p-m}$ (W/(m <sup>2</sup> . °C))	24,598	1,984

### 3.2.4 Critérios de avaliação dos sistemas de refrigeração

A avaliação do desempenho dos sistemas de refrigeração foi baseada nos seguintes critérios: *manter uniforme/homogêneo o resfriamento da cavidade do molde, reduzir o tempo de resfriamento e controlar a temperatura do molde*. A adoção destes critérios se justifica, pois são descritos por Zöllner (1997) como os objetivos mais relevantes de um sistema de refrigeração. Desta forma, o método adotado para *manter uniforme/ homogêneo o resfriamento da cavidade* é descrito por Mylla (1998) (seção 2.3.4.1), e foi realizada com base nos seguintes parâmetros:

- *Localização de pontos quentes*: áreas com aquecimento excessivo, determinado pela diferença de temperatura na cavidade do molde ( $\Delta\bar{T}_w$ ); o valor referência é de 5 °C para termoplásticos semicristalinos (ZÖLLNER, 1997);
- *Diferença de temperatura entre macho e fêmea* – recomenda-se que a diferença de temperatura entre as duas partes do molde não exceda 20 °C (MOLDFLOW, 2012);
- *Diferença de temperatura do fluido de resfriamento entre a entrada e a saída do circuito* – deve estar entre 2 e 5 °C para garantir um resfriamento uniforme (BRITO et al, 2004);
- *Perda de pressão nos canais de refrigeração* – é aceitável uma perda de pressão de até 500 kPa (REES, 1995).

Durante o processo de injeção utilizando moldes metálicos, o tempo de resfriamento da peça tem influência decisiva no tempo de ciclo, conforme mostrado no capítulo 2. Entretanto, moldes VRE

possuem tempos de ciclo maiores, devido ao material empregado em sua fabricação. Desta forma, o tempo de ciclo para moldes VRE pode ser dependente do tempo de resfriamento do molde, ao contrário do que é observado em moldes metálicos. Portanto, a avaliação da *redução do tempo de resfriamento* foi realizada com base nos seguintes parâmetros:

- *Tempo de ciclo do processo*: deve ser o menor possível, sem afetar a qualidade das peças (ZÖLLNER, 1997). É composto por: tempo de injeção + recalque + resfriamento + molde aberto; fornece indiretamente o tempo para que o molde atinja sua temperatura do início do ciclo;
- *Tempo de resfriamento da peça*: deve ser o menor possível.

Os moldes VRE possuem limitações, entre elas o sua resistência mecânica que é reduzida com o aumento da temperatura durante o processo. Desta forma, para *controlar a temperatura do molde* foi analisado o parâmetro *temperatura máxima do molde* (inclui cavidade e sistema de alimentação), que deve estar abaixo de 130 °C, temperatura de transição vítrea da resina RenCast 436, segundo recomendações de Villamizar (2005). A Tabela 15 apresenta de forma sintética os critérios utilizados para avaliação do sistema de refrigeração assim como os parâmetros obtidos nos resultados da simulação CAE.

**Tabela 15** – Critérios e parâmetros para a avaliação do sistema de refrigeração.

<i>Manter uniforme/homogêneo o resfriamento da cavidade</i>		
<i>Parâmetros</i>	<i>Simbologia</i>	<i>Unidade</i>
Localização de pontos quentes	$\bar{T}_w^{\text{máx}}$ $\bar{T}_w^{\text{mín}}$	(°C)
Diferença de temperatura entre macho e fêmea	$\Delta\bar{T}_w$ $\Delta\bar{T}_{m/f}$	(°C)
Diferença de temperatura do fluido de resfriamento entre a entrada e a saída do circuito	$\Delta\bar{T}_{fr}$	(°C)
Perda de pressão nos canais de refrigeração	$\Delta P$	kPa
<i>Controlar a temperatura do molde</i>		
<i>Parâmetros</i>	<i>Simbologia</i>	<i>Unidade</i>
Temperatura máxima do molde	$T_{\text{moldmáx}}$	(°C)
<i>Reduzir o tempo de resfriamento</i>		
<i>Parâmetros</i>	<i>Simbologia</i>	<i>Unidade</i>
Tempo de ciclo	$t_{\text{ciclo}}$	(s)
Tempo de resfriamento da peça	$t_c$	(s)

Adicionalmente, no Estudo de Caso 2 (item 3.3.2), foi utilizado como parâmetro adicional do critério *controlar a temperatura do molde*, o número de ciclos para a estabilização da temperatura do molde. No Estudo de Caso 3 (item 3.3.3), foi utilizado como parâmetro adicional o fluxo de calor retirado durante o ciclo de injeção, adotado para fornecer uma análise comparativa com os resultados obtidos por Lima (2002). Nos casos 1 e 3 foi utilizado adicionalmente o resultado de empenamento da peça (*warp*) com o objetivo de correlacionar o critério de uniformidade de resfriamento na cavidade com a variável qualitativa de empenamento.

### 3.3 ESTUDOS DE CASO

#### 3.3.1 Estudo de caso 1 - Avaliação de métodos de dimensionamento do sistema de refrigeração aplicados em moldes VRE

O objetivo deste estudo foi avaliar comparativamente a aplicação de métodos analíticos para realizar o dimensionamento do sistema de refrigeração e sua influência no desempenho de moldes VRE.

#### **Procedimento experimental (Estudo de Caso 1)**

Neste estudo de caso foi realizado o projeto dos sistemas de refrigeração para os corpos de prova A, B e C utilizando os métodos de dimensionamento de Mylla (1998) e Brito et al. (2004), na fase 2 do projeto, para cada corpo de prova. Na simulação de resfriamento destes moldes, foram utilizados dois materiais, aço AISI 1045 e resina RenCast 436, possibilitando a análise comparativa da influência do material do molde no estudo.

No total foram realizadas 12 (doze) análises, utilizando-se como simbologia: **MY** para o método de Mylla (1998); **BT** para o método de Brito et al. (2004); **a** para Aço AISI 1045; e **R** para resina RenCast 436. Para identificação das simulações, a letra principal indica o corpo de prova utilizado, seguido do método utilizado e do material do molde. Exemplo: **A<sub>MY-a</sub>** - referente ao corpo de prova **A**; método de Mylla (1998) - **MY**; material do molde, Aço - **a**.

Os projetos dos sistemas de refrigeração dos corpos de prova seguiram as fases descritas na Figura 34, utilizando a alternativa 2 para a inclusão dos insertos, descrita na Figura 35. As informações (Fase 1) sobre polímero, material do molde, parâmetros de injeção e fluido de resfriamento, para este primeiro estudo, a serem utilizadas tanto no dimensionamento quanto na simulação CAE do processo de injeção, são apresentadas na Tabela 16.

**Tabela 16** - Informações para realização do Estudo de Caso 1.

<i>Propriedades</i>	<i>Unidade</i>	<i>Valor</i>
Espessura máxima da peça - $s$	(mm)	2,5 / 3 / 1 <sup>3</sup>
Temperatura de injeção - $T_M$	(°C)	205
Temperatura mínima do molde - $T_{W \min}^1$	(°C)	30
Temperatura máxima do molde - $T_{W \max}^1$	(°C)	37,2 / 90,8 <sup>1</sup>
Temperatura média do molde - $\bar{T}_w^1$	(°C)	33,6 / 60,4 <sup>1</sup>
Temperatura de extração - $\bar{T}_E$	(°C)	124
Temperatura do fluido refrigerante- $T_{fr}$	(°C)	15
Pressão de recalque $P_h$	(%) <sup>2</sup>	80
Tempo de recalque - $t_h$	(s)	8 / 12 / 10 <sup>3</sup>
Tempo de injeção - $t_{fill}$	(s)	2
Difusividade térmica efetiva- $\alpha_{ef}$	(mm <sup>2</sup> /s)	0,073
Diferença de entalpia - $\Delta h$	(kJ/kg)	388
Massa injetada no molde - $m_{PI}$	(kg) (.10 <sup>-3</sup> )	6,7/4,7/2,1 <sup>3</sup>
Calor específico do fluido refrig. (15 °C)- $c_{fr}$	(kJ/(kg . °C))	4,184
Dif. de temp. do fluido ref. entre entrada e saída do circuito	(°C)	3
Número de Reynolds - $Re_p$	-	10000
Viscosidade do fluido refrigerante - $\mu_{fr}$	(N.s/m <sup>2</sup> )	0,00108
Condutividade térmica do molde - $k_m$	(W/(m . °C))	49,8 / 0,78 <sup>1</sup>
Cond. térmica fluido refrigerante - $k_{fr}$	(W/(m . °C))	0,598
Número de Prandtl - Pr	-	7,56

Obs.:

1. Para o molde em: Aço AISI 1045 / Resina RenCast 436.
2. % da pressão de injeção, utilizado como entrada no Moldflow.
3. Referente aos corpos de prova A / B / C.

O dimensionamento do sistema de refrigeração (Fase 2) foi realizado em seguida e os dados resultantes para as 12 análises são apresentados na Tabela 17. É possível observar que a vazão obtida pela Eq. 10 segundo o método de Brito et al. (2004) em todos os casos foi inferior à mínima descrita em seu método, que é de 3,8 l/min (ver Tabela 3). Desta forma foi adotada a vazão de 3,8 l/min, pois é a mínima que corresponde a um diâmetro descrito em seu método.

**Tabela 17** - Dimensionamento do sistema de refrigeração das análises A, B e C. (Obs.: \* Calculado; \*\* Adotado)

<i>Análises</i>		<i>A<sub>MY-a</sub></i>		<i>A<sub>MY-R</sub></i>		<i>A<sub>BT-a</sub></i>	<i>A<sub>BT-R</sub></i>	
<b>t<sub>c</sub> (s)</b>	(Eq. 3)	3,72		5,29		(Eq. 4)	7,63	9,20
<b>q<sub>ks</sub> (W)</b>	(Eq. 6)	711,069		499,913		(Eq. 6)	346,8	287,534
		<i>M (55%)</i>	<i>F (45%)</i>	<i>M (55%)</i>				
		391,088	319,981	274,952	224,961			
<b>ṁ (l/min)</b>	(Eq. 10)	1,9*	1,5*	1,3*	1,1*	(Eq. 10)	1,7*	1,4*
						(Tabela 3)	3,8**	3,8**
<b>d (m)</b>	(Eq. 11)	0,004	0,004	0,003	0,003	(Tabela 3)	0,008	0,008
<i>Caso</i>		<i>B<sub>MY-a</sub></i>		<i>B<sub>MY-R</sub></i>		<i>B<sub>BT-a</sub></i>	<i>B<sub>BT-R</sub></i>	
<b>t<sub>c</sub> (s)</b>	(Eq. 3)	5,36		7,62		(Eq. 4)	10,99	13,25
<b>q<sub>ks</sub> (W)</b>	(Eq. 6)	338,871		238,422		(Eq. 6)	165,254	137,029
		<i>M (55%)</i>	<i>F (45%)</i>	<i>M (55%)</i>	<i>F (45%)</i>			
		391,088	319,981	131,033	107,209			
<b>ṁ (l/min)</b>	(Eq. 10)	1,02	1,02	1,02	1,02	(Eq. 10)	0,8*	0,7*
						(Tabela 3)	3,8**	3,8**
<b>d (m)</b>	(Eq. 11)	0,002	0,002	0,002	0,002	(Tabela 3)	0,008	0,008
<i>Caso</i>		<i>C<sub>MY-a</sub></i>		<i>C<sub>MY-R</sub></i>		<i>C<sub>BT-a</sub></i>	<i>C<sub>BT-R</sub></i>	
<b>t<sub>c</sub> (s)</b>	(Eq. 3)	0,6		0,85		(Eq. 4)	1,22	1,47
<b>q<sub>ks</sub> (W)</b>	(Eq. 6)	1355,485		952,967		(Eq. 6)	661,016	548,115
		<i>M (55%)</i>	<i>F (45%)</i>	<i>M (55%)</i>	<i>F (45%)</i>			
		745,517	609,968	524,132	428,834			
<b>ṁ (l/min)</b>	(Eq. 10)	4,07	3,05	2,54	2,54	(Eq. 10)	3,2*	2,6*
						(Tabela 3)	3,8**	3,8**
<b>d (m)</b>	(Eq. 11)	0,008	0,006	0,005	0,005	(Tabela 3)	0,008	0,008

Obs.: MY – método de Mylla (1998); BT – método de Brito et al. (2004); A – aço AISI 1045; R – resina RenCast 436

A partir dos dados dimensionais de vazão do fluido de resfriamento e diâmetro do canal, foi estabelecido o critério a ser utilizado para posicionamento dos canais de refrigeração (Fase 3), que resultou no comprimento de canal e no leiaute do sistema de refrigeração.

Percebe-se que as relações de posicionamento dos canais de refrigeração (relações entre  $d$ ,  $X$  e  $Y$ ), apresentadas na Tabela 5, estabelecem uma ampla faixa de valores para criação do circuito de refrigeração, objetivando um resfriamento uniforme/homogêneo. A fim de determinar os valores dos parâmetros  $X$  e  $Y$ , foi utilizada a relação de posicionamento recomendada por Brito et al. (2004), em que  $X = 2,5 a 3,5d$  e  $Y = 0,8 a 1,5X$ . Para selecionar os valores de  $X$  e  $Y$  com base em critérios, estes parâmetros foram divididos em 3 níveis e, para cada combinação, obteve-se a medida de uniformidade de resfriamento  $j$  através da Eq. 17, conforme apresentado na Tabela 18. Percebe-se que a configuração C3 é a que apresenta menores distâncias entre os canais de refrigeração, e é teoricamente válida para ambos os materiais do molde. Portanto, foi utilizada como padrão para o posicionamento dos canais de refrigeração neste estudo de caso.

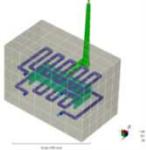
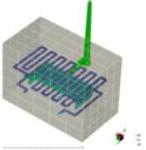
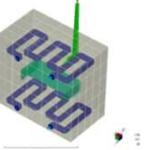
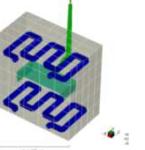
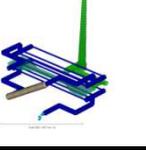
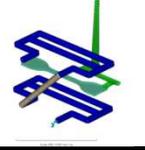
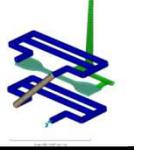
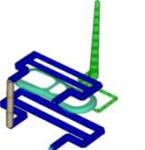
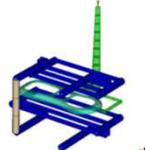
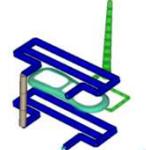
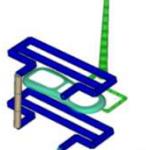
**Tabela 18** - Valores de  $j$  para inserto em aço AISI 1045 e resina Rencast 436.

	$X$	$Y$	<i>AISI 1045</i>		<i>RenCast 436</i>	
			$j(\%)$	$\Delta Tw (^{\circ}C)$	$j(\%)$	$\Delta Tw (^{\circ}C)$
<b>C1</b>	2,5 d	0,8 X	2,75	0,92	6,86	4,14
<b>C2</b>	2,5 d	1,15 X	2,26	0,76	5,65	3,41
<b>C3</b>	2,5 d	1,5 X	<b>1,51</b>	<b>0,51</b>	<b>3,76</b>	<b>2,27</b>
<b>C4</b>	3 d	0,8 X	2,75	0,92	6,86	4,14
<b>C5</b>	3 d	1,15 X	2,26	0,76	5,65	3,41
<b>C6</b>	3 d	1,5 X	1,51	0,51	3,76	2,27
<b>C7</b>	3,5 d	0,8 X	2,75	0,92	6,86	4,14
<b>C8</b>	3,5 d	1,15 X	2,26	0,76	5,65	3,41
<b>C9</b>	3,5 d	1,5 X	1,51	0,51	3,76	2,27

Os dados dimensionais finais utilizando a configuração C3 para cada análise podem ser observados na Tabela 19. Para a *Análise A*, optou-se pelo leiaute em série formato serpentina ( $Z$  ou zig-zag), por possibilitar o distanciamento dos canais conforme a relação de posicionamento adotada. Entretanto, para as *Análises B*, foi utilizado o leiaute paralelo, devido às perdas de pressão observadas durante a Fase de Avaliação do sistema de refrigeração, resultantes da utilização de um diâmetro pequeno. Finalmente, para as *Análises C*, foi utilizado o leiaute em paralelo, em consequência do diâmetro de canal utilizado e do espaço disponível no inserto.

Os detalhamentos dimensionais dos sistemas de refrigeração resultantes de cada projeto realizado estão disponíveis no Apêndice C deste trabalho.

**Tabela 19** - Dados dimensionais e leiautes utilizados nas análises A, B e C.

<i>Análises</i>	$A_{MY-a}$	$A_{MY-R}$	$A_{BT-a}$	$A_{BT-R}$
<b>d (mm)</b>	4	3	8	8
<b>X (mm)</b>	10	8	20	20
<b>Y (mm)</b>	15	11	30	30
<b>L (mm)</b>	267 / 218*	2028 / 1660*	894	19388
				
<i>Análises</i>	$B_{MY-a}$	$B_{MY-R}$	$B_{BT-a}$	$B_{BT-R}$
<b>d (mm)</b>	2	2	8	8
<b>X (mm)</b>	5	5	20	20
<b>Y (mm)</b>	8	8	30	30
<b>L (mm)</b>	127 / 104*	967 / 791*	426	9239
				
<i>Análises</i>	$C_{MY-a}$	$C_{MY-R}$	$C_{BT-a}$	$C_{BT-R}$
<b>d (mm)</b>	8 / 6*	5	8	8
<b>X (mm)</b>	20 / 15*	13	20	20
<b>Y (mm)</b>	30 / 23*	19	30	30
<b>L (mm)</b>	509 / 397*	3867 / 3164*	1704	36958
				

Obs.: \* Macho / Fêmea

MY – Mylla (1998); BT – Brito et al. (2004); a – AISI 1045; R – resina RenCast 436

A simulação dos sistemas de refrigeração (Fase 4), apresentados na Tabela 19, para este estudo de caso, foi realizada utilizando o módulo

de análise *Cool+ Fill+ Pack+ Warp* (Resfriamento+ enchimento+ recalque+ Empenamento), com o *solver* “conduction solver”<sup>11</sup> configurado para a temperatura média do molde durante o ciclo (*Averaged within cycle*). Foi utilizada a temperatura média do molde ( $\bar{T}_w$ , Tabela 13) referente ao material do molde de cada análise.

O módulo *Cool* do software Moldflow 2012™ foi configurado como *Automático*, determinando o tempo de ciclo automaticamente para condições de processamento utilizadas, com porcentagem de polímero solidificado igual a 80% e tempo de molde aberto igual a 5 s. Desta forma, foi possível analisar como o sistema de refrigeração afetou o tempo de ciclo, sob estas circunstâncias.

A avaliação dos sistema de refrigeração (Fase 5) resultantes da aplicação dos métodos de dimensionamento foi analisada sob os critérios estabelecidos no método de avaliação, utilizando os seguintes resultados do Moldflow 2012™:

- *Localização de pontos quentes*: obtido através da análise do resultado “Temperature, Mold”;
- *Diferença de temperatura entre macho e fêmea* – obtido através da análise do resultado “Temperature, Mold” aferindo a temperatura (máxima) em pontos críticos de uma superfície em relação a sua superfície adjacente;
- *Diferença de temperatura do fluido de resfriamento entre a entrada e a saída do circuito* – resultado obtido através do relatório da análise de refrigeração do *software*;
- *Perda de pressão nos canais de refrigeração* – resultado obtido através do relatório da análise de refrigeração do *software*.
- *Tempo de ciclo do processo*: resultado obtido através do relatório da análise de refrigeração do *software*;
- *Tempo de resfriamento da peça*: obtido através da análise do resultado “Time to reach ejection temperature, Part”;
- *Temperatura máxima do molde*: resultado obtido através do relatório da análise de refrigeração do *software*.

---

<sup>11</sup> Durante uma análise, o *solver* calcula simultaneamente equações baseadas em configurações prévias (MOLDFLOW, 2012).

### 3.3.2 Estudo de caso 2 – Investigação da influência do leiaute no desempenho do sistema de refrigeração de molde VRE

O objetivo deste segundo estudo de caso foi analisar a influência de diferentes leiautes do circuito de refrigeração no desempenho de um molde VRE. O desempenho refere-se aos critérios relacionados com a uniformidade/homogeneidade de resfriamento e ao controle da temperatura do molde, sendo neste segundo adicionado um parâmetro de análise: a quantidade de ciclos de injeção necessários para a estabilização da temperatura do molde. Este último parâmetro, assim como a temperatura máxima do molde são importantes devido à baixa resistência mecânica do molde, que é reduzida com o aumento da temperatura. A redução do número de ciclos de injeção para a estabilidade da temperatura do molde pode possibilitar a redução da produção de peças em não conformidade. Desta forma, a produtividade e vida útil do molde VRE pode ser aumentada.

#### Procedimento experimental (Estudo de Caso 2)

Neste segundo estudo de caso foram realizadas 3 (três) análises utilizando o corpo de prova D, apresentado na Tabela 6. Em cada análise foi utilizado um leiaute diferente para o sistema de refrigeração, entretanto com os mesmos parâmetros dimensionais de vazão do fluido de resfriamento e diâmetro do canal. Desta forma, foi utilizada a seguinte simbologia:  $D_{LP}$  para leiaute em paralelo;  $D_{LS}$  para leiaute em série; e  $D_{CC}$  para leiaute com canais conformados.

O projeto dos sistemas de refrigeração para os insertos das análises D seguiu o procedimento descrito na Figura 34, utilizando a alternativa 2 para a inclusão dos insertos descrita na Figura 35. As informações (Fase 1) referentes às propriedades dos materiais do molde, do polímero e do fluido de resfriamento, assim como os parâmetros de injeção para este corpo de prova neste estudo de caso são as descritas na Tabela 16 do primeiro estudo, com as seguintes alterações: espessura máxima da peça ( $s$ ) = 1 mm; tempo de injeção ( $t_{fill}$ ) = 2 s; massa injetada no molde ( $m_{pi}$ ) =  $2,1 \cdot 10^{-3}$  kg.

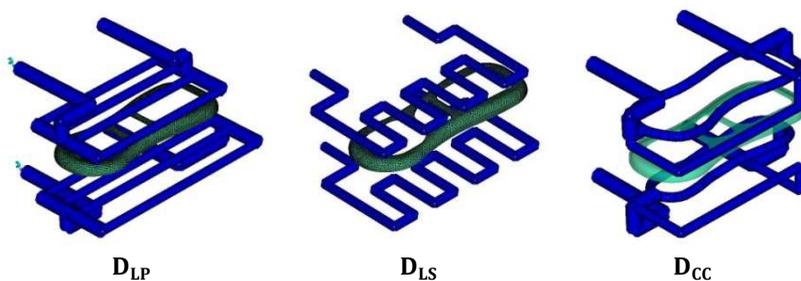
O dimensionamento do sistema de refrigeração (Fase 2) referente a este estudo de caso, foi realizado conforme segundo o método de Mylla (1998), cujos dados são apresentados na Tabela 20. Para o posicionamento dos canais de refrigeração (Fase 3) foi utilizada a relação de posicionamento correspondente à configuração C3 do

primeiro Estudo de Caso de acordo com a recomendação de Brito et al. (2004), em que  $X = 2,5d$  e  $Y = 1,5X$ . Os sistemas de refrigeração resultantes para cada análise, descritos na Figura 38, foram modelados utilizando o *software* CAE. Seus detalhes técnicos estão apresentados no Apêndice C.

**Tabela 20** - Dimensionamento do sistema de refrigeração, Estudo de Caso 2.

$t_c$ (s)	(Eq. 3)	0,85	
$q_{ks}$ (W)	(Eq. 6)	952,967	
		$M$ (55%)	$F$ (45%)
		524,132	428,834
$\dot{m}$ (l/min)	(Eq. 10)	2,54*	2,54*
$d$ (m)	(Eq. 11)	0,005	0,005
$X$ (m)		0,013	0,013
$Y$ (m)		0,019	0,019
$L$ (m)	(Eq. 12)	3,867	3,164

\* Para Re igual a 10000.



**Figura 38** – Sistemas de refrigeração das análises D.

A simulação do sistema de refrigeração projetado (Fase 4), diferentemente dos Casos 1 e 3, utilizou o módulo de análise *Cool(FEM)+Fill+Pack*<sup>12</sup>, *solver* “conduction solver” para análise “Transient from production start-up”. Desta forma, foi possível obter as temperaturas do molde a partir do ciclo inicial do processo de injeção até ao ciclo onde ocorre a estabilização da temperatura do molde, utilizando 0,5 °C como critério de convergência da estabilidade. Ou seja, quando a diferença de temperatura entre um ciclo e seu antecessor for

<sup>12</sup> FEM – Método de Elementos Finitos. Este módulo permite uma análise transiente fornecendo resultados da temperatura do molde em função do tempo, enquanto que o módulo utilizado no Caso 1 e 3 fornece apenas uma média das temperaturas do molde durante o ciclo.

menor que 0,5 °C, o *software* considera o último ciclo como estável. O módulo *Cool(FEM)* foi configurado com o tempo de ciclo igual a 34 s, com o objetivo de verificar a influência do leiaute na redução do tempo de resfriamento da peça, assim como na melhoria da uniformidade/homogeneidade de temperatura na cavidade. O tempo de molde aberto foi considerado de 5s.

Para a avaliação do sistema de refrigeração (Fase 5) no *software* CAE, a fim de analisar os critérios propostos (Tabela 15), foram utilizados os resultados do Moldflow 2012™. Entretanto, com a utilização do módulo *Cool (FEM)*, os resultados apresentados pelo *software* são diferentes, em relação aos utilizados nos estudos de caso 1 e 3. Desta forma, com a finalidade de analisar o critério *manter a uniforme/ homogêneo o resfriamento da cavidade* foram utilizados os seguintes resultados:

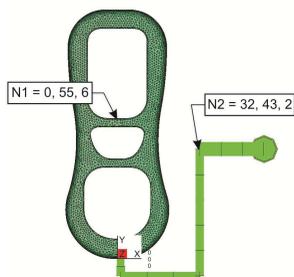
- *Localização de pontos quentes*: obtido através da análise do resultado “Temperature, Mold-Cavity Interface (transient)”;
- *Diferença de temperatura entre macho e fêmea* – obtido através da análise do resultado “Temperature, Mold-Cavity Interface (transient)” medindo a temperatura (máxima) em pontos críticos de uma superfície em relação a sua superfície adjacente;
- *Diferença de temperatura do fluido de resfriamento entre a entrada e a saída do circuito* – resultado obtido através do relatório da análise de refrigeração do *software*;
- *Perda de pressão nos canais de refrigeração* – resultado obtido através do relatório da análise de refrigeração do *software*.

Como o tempo de ciclo foi mantido fixo, neste estudo de caso foi analisado somente o *tempo de resfriamento da peça* para o critério *reduzir o tempo de resfriamento*, obtido através do resultado “Time to reach ejection temperature, Part”.

Para o critério *controlar a temperatura do molde*, foi utilizado para o parâmetro *temperatura máxima do molde*, o resultado “Temperature, Mold (Transient)”, cujos dados originaram gráficos de temperatura em função do tempo, em dois pontos no molde apresentados na Figura 39. Neste resultado foram analisados os dados obtidos no primeiro ciclo de injeção com a temperatura do molde estável. O número de ciclos de injeção para estabilização da temperatura

do molde foi obtido pelo resultado “Temperature, Mold (Transient from production start-up)” nos dois pontos no molde descritos na Figura 39.

Os pontos selecionados para a análise se encontram na cavidade (ponto N1), região fina onde há probabilidade de falha por arrancamento durante a desmoldagem (PONTES et al., 2010), o que pode ser agravado pelo aumento da temperatura; e no canal de alimentação (ponto N2) localizado em uma região onde há uma tendência que as temperaturas sejam mais elevadas em comparação com a cavidade.



**Figura 39** - Localização dos pontos (nós) N1 e N2 para análises D.

### 3.3.3 Estudo de caso 3 – Investigação da influência da relação de posicionamento de canais no desempenho do sistema de refrigeração de molde VRE

A relação de posicionamento entre os canais de refrigeração e entre os canais e a cavidade, baseados em um diâmetro, é teoricamente um dos parâmetros que garante a uniformidade/homogeneidade de resfriamento e pode determinar o tempo de ciclo do processo de injeção. Assim, o objetivo deste estudo foi avaliar comparativamente a influência da relação de posicionamento dos canais no sistema de refrigeração de um molde VRE.

#### **Procedimento experimental (Estudo de Caso 3)**

Neste estudo foram realizadas 4 (quatro) análises utilizando duas relações de posicionamento de canais, a primeira descrita por Brito et al. (2004) e a segunda por Lima (2002). Diâmetros diferentes foram utilizados a fim de avaliar a efetividade da relação de posicionamento, independente do diâmetro. Utilizou-se como simbologia: **BT** – para a relação de posicionamento de canais recomendada por Brito et al.

(2004);  $LI_p$  – para a relação de posicionamento de canais obtida da configuração de canais descrita por Lima (2002);  $MY$  - dimensionamento ( $d$  e  $\dot{m}$ ) obtido pelo método de Mylla (1998); e  $LI_d$  - dimensionamento ( $d$  e  $\dot{m}$ ) utilizado por Lima (2002) em seu trabalho. A fim de identificar as análises, a letra principal indica o corpo de prova, seguido do dimensionamento e da relação de posicionamento utilizados. Exemplo:  $E_{MY-LI_p} = E$  - corpo de prova E;  $MY$  - dimensionamento pelo método de Mylla (1998);  $LI_p$  - relação de posicionamento de canais de Lima (2002).

Assim como nos casos anteriores, os sistemas de refrigeração para o corpo de prova E foram projetados de acordo com as fases do projeto do sistema de refrigeração descritas na Figura 34, porém, diferentemente dos demais casos, utilizando a alternativa 3 para a inclusão dos insertos (Figura 35). As informações utilizadas com entrada nas equações e no *software* de simulação CAE são apresentadas na Tabela 16, com exceção dos seguintes dados: espessura máxima da peça ( $s$ ) = 2 mm; temperatura de injeção ( $T_M$ ) = 210 °C; tempo de injeção ( $t_{fill}$ ) = 0,5 s; massa injetada no molde ( $m_{PI}$ ) =  $9,5 \cdot 10^{-3}$  kg.

Para este estudo de caso, os dimensionamentos do sistema de refrigeração da peça em questão (Fase 2) (ie., vazão do fluido refrigerante e diâmetro do canal), são apresentados na Tabela 21.

**Tabela 21** - Dimensionamentos do sistema de refrigeração, análise E.

		$MY$ *		$LI_d$ **
$\dot{m}$ (l/min)	(Eq. 10)	3,05	2,54	5
$d$ (m)	(Eq. 11)	0,006	0,005	0,010

Obs.: \* Mylla (1998); \*\* Lima (2002).

As relações de posicionamento de canais de refrigeração (Fase 3) utilizadas foram: BT – referente à configuração C3 do Estudo de Caso 1, descritas por Brito et al. (2004) para moldes metálicos; e  $LI_p$  – a relação de posicionamento da configuração de canais em que Lima (2002) obteve melhor resultado para molde VRE em termos de aumento do fluxo de calor. Estes dados são apresentados na Tabela 22.

**Tabela 22** – Relações de posicionamento utilizadas no Estudo de Caso 3.

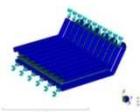
	$BT$ *	$LI_p$ **
<b>X</b>	2,5 . d	1,6 . d
<b>Y</b>	1,5 . X	0,625 . X

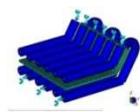
Obs.: \* Brito et al. (2004); \*\* Lima (2002)

Cabe ressaltar que os circuitos de refrigeração resultantes para cada análise, apresentados na Tabela 23, possuem leiautes compostos por canais conformados, assim como a configuração de melhor desempenho no estudo de Lima (2002), correspondente à análise  $E_{Lid-Lip}$ . Os desenhos esquemáticos destes sistemas de refrigeração encontram-se no Apêndice C.

**Tabela 23** – Dados dimensionais dos sistemas de refrigeração e leiautes utilizados no Estudo de Caso 3.

	$E_{MY-Lip}$	$E_{MY-BT}$	$E_{Lid-Lip}$	$E_{Lid-BT}$
$d$ (mm)	6 / 5*	6 / 5*	10	10
$X$ (mm)	9,6 / 8*	15 / 12,5*	16	25
$Y$ (mm)	6 / 5*	22,5 / 18,75*	10	37,5






Obs.: \*Macho/ fêmea

MY – Mylla (1998); BT - Brito et al. (2004); LI - Lima (2002)

A simulação dos sistemas de refrigeração (Fase 4) apresentados na Tabela 23 foi realizada de modo idêntico ao Caso 1, através do módulo de análise *Cool+Fill+Pack+Warp, solver* “conduction solver” para a temperatura média durante o ciclo (*Averaged within cycle*), cujo valor utilizado foi de 60,4 °C, relativo ao molde em resina RenCast 436. O módulo *Cool* do *software* Moldflow 2012™ foi configurado como *Automático*, a fim de se obter o tempo de ciclo automaticamente para os parâmetros de processamento utilizados e porcentagem de polímero solidificado a 80%. O tempo de molde aberto foi configurado em 5 s.

Os sistemas de refrigeração foram avaliados (Fase5) sob os critérios *manter uniforme/homogêneo o resfriamento da cavidade, controlar a temperatura do molde e reduzir o tempo de resfriamento*, utilizando os mesmos resultados do *software* Moldflow 2012™ descritos no Estudo de Caso 1.

Adicionalmente, para realizar uma comparação com os resultados obtidos por Lima (2002), foi utilizado o resultado “Flux, Part” que apresenta o fluxo de calor médio através da interface polímero/molde durante o ciclo, objetivando o maior fluxo de calor possível.

## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 4.1 ESTUDO DE CASO 1

#### 4.1.1 Análise da aplicação dos métodos de dimensionamento em moldes VRE

Os métodos de dimensionamento analisados se mostraram similares até à etapa 3 – *cálculo da vazão do fluido de resfriamento* descrita no item 2.3.1, sendo que as vazões calculadas por ambos os métodos tiveram valores similares, para ambos os materiais do molde. Estes valores foram pequenos em comparação aos utilizados na indústria, para ambos os materiais do molde. Contudo, a Tabela 17 mostra que as vazões calculadas para moldes VRE na maioria das análises foram menores em comparação aos moldes metálicos.

As principais diferenças entre os métodos, entretanto, ocorrem a partir da etapa 4 – *determinação do diâmetro dos canais de refrigeração*, obtidos a partir da vazão anteriormente calculada. Utilizando o método de Mylla (1998) nas análises A, B e C tanto para moldes metálicos quanto para VRE, os diâmetros calculados foram pequenos (2 a 6 mm), em consequência da pouca vazão. Entretanto, utilizando o método de Brito et al. (2004), apesar dos valores de vazão serem similares aos calculados utilizando o método de Mylla (1998), seu método descreve uma correlação entre a vazão e seu respectivo diâmetro, tipicamente utilizado na indústria. Optou-se em selecionar a vazão mais próxima à calculada, neste caso 3,8 l/min e diâmetro, 8 mm de forma a seguir o seu método. As vazões obtidas pelo método de Brito et al. (2004) e as efetivamente adotadas nas análises utilizando este método são apresentadas na Tabela 24.

**Tabela 24** - Vazões calculadas e as adotadas, método de Brito et al. (2004).

	$A_{BT-a}$	$A_{BT-R}$	$B_{BT-a}$	$B_{BT-R}$	$C_{BT-a}$	$C_{BT-a}$
$\dot{m}$ (l/min) (calculada)	1,7	1,4	0,8	0,7	3,2	2,6
$\dot{m}$ (l/min) (adotada)	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8

Obs.: MY – Mylla; BT – Brito et al.; a – aço AISI 1045; R – resina RenCast 436

Desta forma, sabendo-se que a vazão calculada é a mínima para garantir a remoção do calor introduzido no molde sem que haja um aumento significativo da temperatura do fluido refrigerante ao longo do

circuito, não há impedimentos para a utilização de vazões maiores e mais adequadas ao equipamento disponível, desde que a relação entre diâmetro e vazão mantenha o compromisso para um escoamento turbulento do fluido de resfriamento, conforme recomenda a literatura, o que pode ser garantido pela aplicação da **Eq. 11** descrita no método de Mylla (1998). Janczyk et al. (1997) constataram o aumento da transferência de calor em sistemas de refrigeração de moldes SLA com o aumento da turbulência do fluido de resfriamento, em decorrência da seção do canal. Neste sentido, o escoamento turbulento mantido por uma vazão adequada em moldes VRE, pode colaborar para um o aumento da troca de calor por convecção entre o fluido e as paredes dos canais de refrigeração, pois os materiais dos moldes possuem condutividade térmica similar.

A segunda diferença importante entre os métodos é o cálculo do comprimento do circuito de refrigeração  $L$ , cujos valores na maioria dos casos para os insertos em aço AISI 1045 (67%), puderam ser aplicados no projeto do circuito de refrigeração deste trabalho, conforme dados apresentados na Tabela 25. Entretanto, para os moldes VRE, em nenhum dos casos foi possível aplicar o comprimento de canais calculado, utilizando ambos os métodos de dimensionamento, devido ao grande valor de  $L$  e às pequenas dimensões do inserto.

**Tabela 25** - Comprimentos  $L$  obtidos dos cálculos e os efetivamente projetados.

<i>Análise</i>	<i>L (m)</i>	
	<i>Calculado*</i>	<i>Projetado*</i>
<b>A<sub>MY-a</sub></b>	0,267 / 0,218	0,519 / 0,602
<b>A<sub>MY-R</sub></b>	2,028 / 1,660	<b>0,579 / 0,846</b>
<b>A<sub>BT-a</sub></b>	0,894	0,394
<b>A<sub>BT-R</sub></b>	19,388	<b>0,394</b>
<b>B<sub>MY-a</sub></b>	0,127 / 0,104	0,668 / 0,668
<b>B<sub>MY-R</sub></b>	0,967 / 0,791	<b>0,668 / 0,668</b>
<b>B<sub>BT-a</sub></b>	0,426	0,827
<b>B<sub>BT-R</sub></b>	9,239	<b>0,827</b>
<b>C<sub>MY-a</sub></b>	0,509 / 0,397	0,398 / 0,306
<b>C<sub>MY-R</sub></b>	3,867 / 3,164	<b>0,735 / 0,608</b>
<b>C<sub>BT-a</sub></b>	1,704	0,398
<b>C<sub>BT-R</sub></b>	36,958	<b>0,398</b>

\* Macho/Fêmea

Obs.: MY –Mylla; BT – Brito et al.; a – aço AISI 1045; R –resina RenCast 436

Este resultado não era esperado uma vez que ambos os métodos não mencionam restrições quanto à sua utilização em função do material

do molde. Entretanto, observando a Eq. 12 e a Eq. 16 percebe-se que a condutividade térmica do material do molde ( $k_m$ ) presente nas equações pode ter contribuído para os resultados obtidos. Portanto, estas equações descritas na etapa 4 de ambos os métodos podem não ter utilidade para aplicação em moldes VRE.

A literatura não disponibiliza informações adicionais referentes ao comprimento do circuito de refrigeração. Entretanto, baseado na experiência adquirida neste trabalho no projeto de sistemas de refrigeração de moldes VRE, sugere-se seguir as recomendações apresentadas no item 2.3.3, com especial atenção o resfriamento do sistema de alimentação, utilizando o resultado no *software* CAE que permite identificar locais com maior concentração de calor logo após a injeção (no caso do Moldflow 2012<sup>TM</sup>, o resultado *Bulk Temperature at end of fill*).

#### 4.1.2 Avaliação de desempenho dos sistemas de refrigeração de moldes VRE

##### Desempenho dos sistemas de refrigeração da Análise A

Na avaliação dos sistemas de refrigeração para as análises A, para moldes em aço AISI 1045, observou-se que os parâmetros do critério de uniformidade de resfriamento na cavidade ( $\Delta\bar{T}_{m/f}$ ,  $\Delta\bar{T}_{fr}$  e  $\Delta P$ ) foram satisfeitos<sup>13</sup>, com exceção de  $\Delta\bar{T}_w$  que resultou em valores acima do recomendado em 5,5 e 3,3 °C nas análises  $A_{BT-a}$  e  $A_{MY-a}$  respectivamente. Estes resultados estão apresentados na Tabela 26.

No resfriamento deste corpo de prova, já era esperado uma dificuldade de uniformidade de resfriamento devido a concentração de calor no canto da peça, na parte macho do molde, gerando pontos quentes. Entretanto, houve melhor desempenho para o caso  $A_{MY-a}$  (-3,2 °C), cujo sistema de refrigeração utilizou diâmetros menores. A distribuição de temperaturas na cavidade dos moldes em aço analisados pode ser observada na Figura 40 para a análise  $A_{BT-a}$  e na Figura 41 para a análise  $A_{MY-a}$ .

---

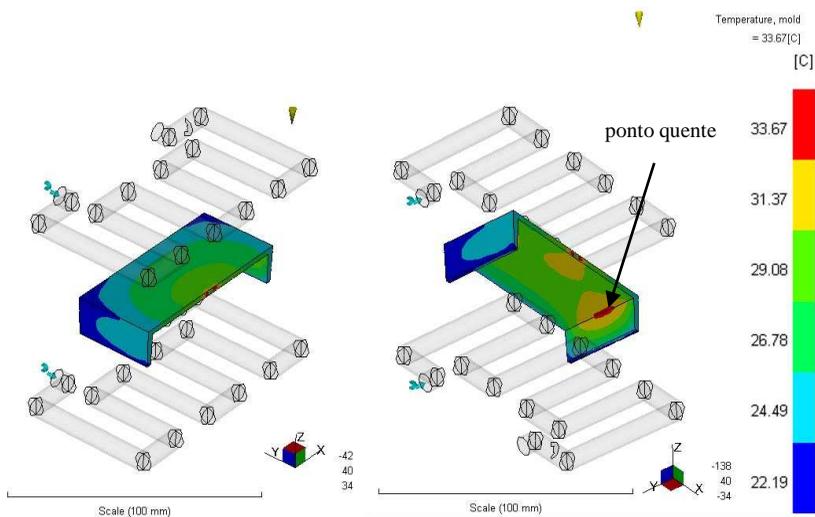
<sup>13</sup> Recomendado:  $\Delta\bar{T}_w \leq 5$  °C;  $\Delta\bar{T}_{m/f} \leq 20$  °C;  $\Delta\bar{T}_{fr} \leq 5$  °C;  $\Delta P < 500$  kPa;  $T_{mold,max} < 130$  °C.

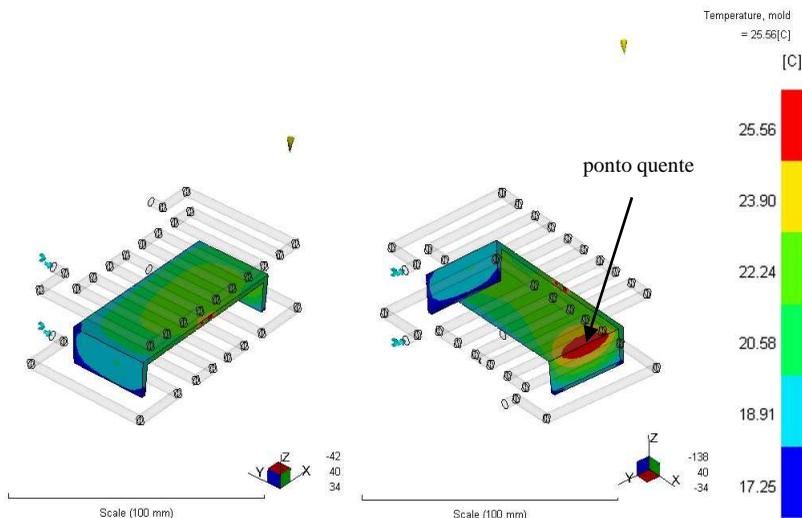
**Tabela 26** – Resultados dos sistemas de refrigeração das Análises A.

<i>Análise</i>	$A_{BT-a}$	$A_{MY-a}$	$A_{BT-R}$	$A_{MY-R}$
$\bar{T}_w \text{ máx } (^{\circ}\text{C})$	33,7	25,6	72,7	87,8
$\bar{T}_w \text{ mín } (^{\circ}\text{C})$	22,2	17,3	40,3	28,6
$\Delta\bar{T}_w (^{\circ}\text{C})$	11,5	8,3	32,4	59,2
$\Delta\bar{T}_{m/f} (^{\circ}\text{C})$	7,65	5,54	16,19	19,72
$\Delta\bar{T}_{fr} (^{\circ}\text{C})$	0,7/0,4*	1,6/1,1*	0,0/0,0*	0,1/0,2*
$\Delta P \text{ (kPa)}$	15,5/15,5*	69,5/91,5*	15,5/15,5*	377,2/280,8
$T_{\text{mold máx}} (^{\circ}\text{C})$	41,1	35,5	72,7	87,8
$t_{\text{ciclo}} \text{ (s)}$	12,5	12,1	221,8	86,1
$t_c \text{ (s)}$	7,5	7,1	15,7	16,8
<b>Empenamento (mm)</b>	1,04	0,83	1,23	1,30

\* macho/fêmea

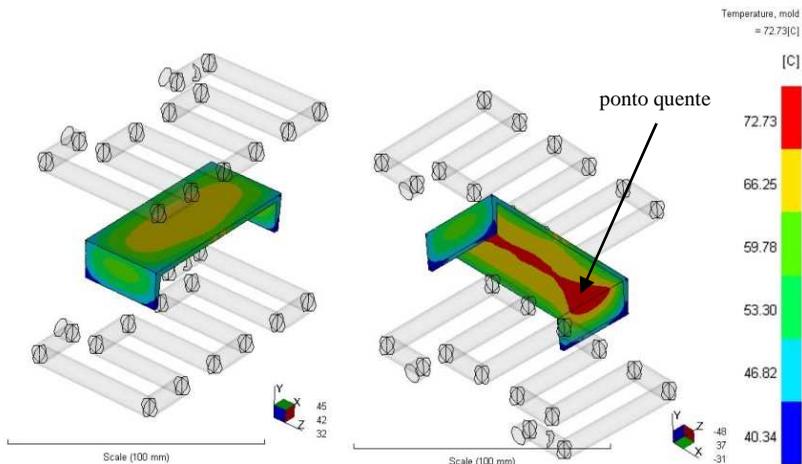
Obs.: MY –Mylla; BT – Brito et al.; a – aço AISI 1045; R –resina RenCast 436

**Figura 40** – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise  $A_{BT-a}$ .Obs.:  $d = 8 \text{ mm}$ ;  $X = 20 \text{ mm}$ ;  $Y = 30 \text{ mm}$ .

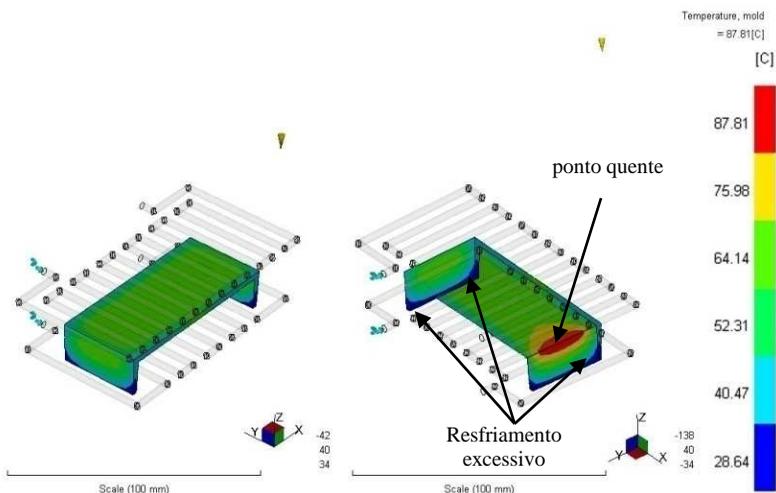


**Figura 41** – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise  $A_{MY-a}$ .  
Obs.:  $d = 4$  mm;  $X = 10$  mm;  $Y = 15$  mm.

Entretanto, para os moldes VRE, em ambas as análises  $A_{MY-R}$  e  $A_{BT-R}$ , o resultado de  $\Delta\bar{T}_w$  foi muito superior aos  $5$  °C recomendados na literatura devido à formação de pontos quentes localizados no canto da peça, assim como nos moldes em aço. A distribuição de temperaturas na cavidade dos moldes pode ser observada na Figura 42 para a análise  $A_{MY-R}$  e na Figura 43 para a análise  $A_{MY-R}$ , cujos resultados são apresentados na Tabela 26. Observa-se que a análise  $A_{BT-R}$  apresentou valores de  $\Delta\bar{T}_w$  e  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  respectivamente  $26,8$  e  $3,5$  °C inferiores em relação a  $A_{MY-R}$ . É possível perceber que na distribuição de temperaturas na cavidade da análise  $A_{MY-R}$ , em relação a  $A_{BT-R}$ , a temperatura  $\bar{T}_{w\max}$  foi superior em  $15,1$  °C e a  $\bar{T}_{w\min}$  foi inferior em  $11,7$  °C, resultando em uma maior amplitude de temperatura no molde, devido à formação de áreas quentes e frias. Observa-se na Figura 43 que houve maior resfriamento nas extremidades da peça em regiões com menor espessura e mais distantes do ponto de injeção.



**Figura 42** - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina Rencast 436, análise  $A_{BT-R}$ .  
Obs.:  $d = 8$  mm;  $X = 20$  mm;  $Y = 30$  mm.



**Figura 43** - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina RenCast 436, análise  $A_{MY-R}$ .  
Obs.:  $d = 3$  mm;  $X = 8$  mm;  $Y = 11$  mm.

Contudo, era esperado que independentemente do diâmetro utilizado os resultados de uniformidade de resfriamento na cavidade fossem similares. No entanto, a maior proximidade dos canais de refrigeração às extremidades da peça da análise  $A_{MY-R}$  resultou em

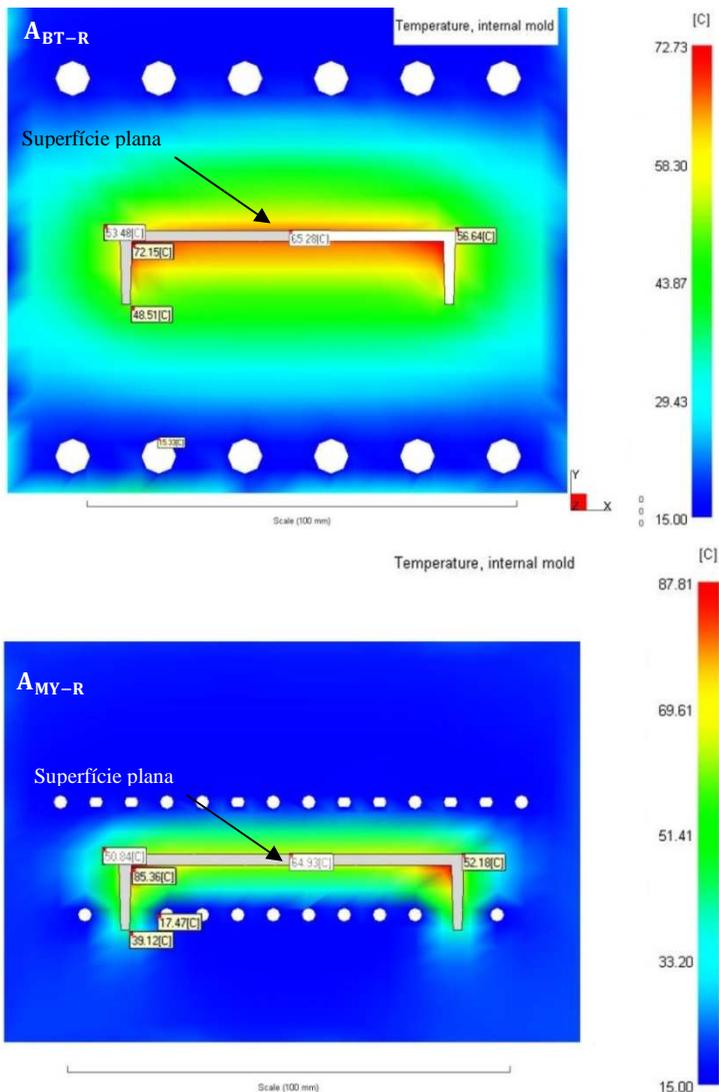
diferenças de taxa de resfriamento, causando um resfriamento excessivo neste local. Porém, no canto da peça, região com maior concentração de calor, houve deficiência de resfriamento, conforme as recomendações de Zöllner (1997) descritas no item 2.3.3.

Esta deficiência de resfriamento pode ser observada na Figura 44 que mostra mais detalhadamente a distribuição de temperatura média interna ao molde através de uma vista em corte para as análises  $A_{MY-R}$  e  $A_{MY-R}$ . Percebe-se que para a análise  $A_{BT-R}$  a distribuição de temperatura foi mais uniforme ao redor da peça. Na análise  $A_{MY-R}$ , entretanto, somente a superfície superior da peça encontra-se com temperatura uniforme, enquanto que nas extremidades inferiores houve um resfriamento excessivo influenciado pelas diferentes taxas de resfriamento causado pelo posicionamento dos canais de refrigeração. Observa-se que para a extremidade superior da peça em ambas as análises, houve um resfriamento com  $\Delta\bar{T}_w$  similar entre elas ( $\sim 13\text{ }^\circ\text{C}$ ), demonstrando que com a utilização de diâmetros diferentes, porém igual relação de posicionamento dos canais, pode ser possível obter resultados semelhantes. Isto evidencia que a geometria mais complexa do corpo de prova influenciou no posicionamento dos canais realizado pelo projetista, resultando em diferenças de resfriamento na cavidade dos moldes VRE, com maior dificuldade para diâmetros menores. A utilização do resultado do *software* CAE apresentado na Figura 44 pode ser uma ferramenta útil na resolução deste problema.

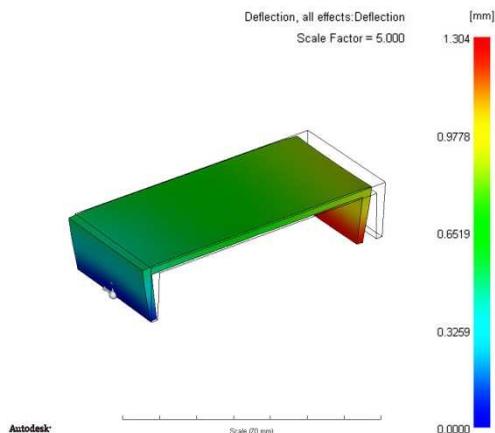
Apesar do resultado de distribuição de temperatura na cavidade ser elevado, foi observada uma pequena variação da temperatura do fluido de resfriamento entre a entrada e a saída do circuito dos moldes VRE ( $\Delta\bar{T}_{fr}$ ), confirmando a uniformidade de temperatura do fluido. Porém, estes resultados foram inferiores aos moldes em aço, fato que pode ser justificado pela baixa transferência de calor entre fluido/molde devido à condutividade térmica da resina do molde, conforme resultado obtidos por Lima (2002) na prática, que registrou uma diferença de temperatura de apenas  $1\text{ }^\circ\text{C}$ .

Por outro lado, os resultados de  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  em ambos os casos  $A_{BT-R}$  e  $A_{MY-R}$  foram elevados em comparação aos moldes em aço, porém se encontraram dentro do recomendado. Entretanto, as maiores temperaturas dos moldes VRE resultaram em valores de empenamento mais elevados. É possível perceber nos dados apresentados na Tabela 26 que o aumento do parâmetro  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  está correlacionado com aumento nos valores de empenamento, independentemente do material do molde, conforme relatado no item 2.2.3 por Erhard (2006), Zöllner (1997),

Zöllner (2001) e Pötsch e Michaeli (1995), o que na prática pode ser ocasionado por uma assimetria de tensões residuais. A Figura 45 ilustra como ocorreu o empenamento da peça para a análise  $A_{MY-R}$ .



**Figura 44** - Distribuição de temperatura média interna ao molde através de uma vista em corte para a análise  $A_{BT-R}$  e  $A_{MY-R}$



**Figura 45** - Resultado de empenamento para a análise  $A_{MY-R}$ .

Silva et al. (2009) realizaram uma comparação entre os resultados de empenamento obtidos em simulação CAE e na prática. Observaram que o aumento das diferenças de temperatura na cavidade e a menor taxa de resfriamento dos moldes VRE (em relação a moldes metálicos), contribuem para o aumento da cristalinidade (no caso do PP), resultando em maior empenamento. Em seu estudo, os autores mostraram que as tendências de empenamento descritas na simulação CAE ocorreram de fato na prática, com erros de até 14% em moldes VRE, na moldagem de peças em PP. Portanto, a utilização da simulação CAE pode ser uma ferramenta importante para prever tendências do empenamento induzido por temperatura.

Conforme era esperado, foram observadas temperaturas maiores nos moldes VRE em relação aos moldes em aço. Apesar disso, o parâmetro  $T_{mold,máx}$  foi mantido abaixo da temperatura de transição vítrea da resina em ambos as análises  $A_{MY-R}$  e  $A_{BT-R}$ , de acordo com os resultados apresentados na simulação CAE.

A diferença entre os resultados de  $t_c$  e  $t_{ciclo}$  apresentados na Tabela 26 não foi significativa entre as análises  $A_{MY-A}$  e  $A_{BT-A}$ , independente da proximidade dos canais à cavidade, resultante do diâmetro obtido pelo método de dimensionamento utilizado. É possível notar que, para estes casos, a soma  $t_c$  ao tempo de molde aberto (5 s) é igual a  $t_{ciclo}$ , evidenciando que este último foi determinado por  $t_c$ .

Por outro lado, em moldes VRE, o resultado de  $t_c$  na análise  $A_{BT-R}$  foi ligeiramente inferior a análise  $A_{MY-R}$  (-1,1 s), enquanto que  $t_{ciclo}$  da análise  $A_{MY-R}$  foi significativamente menor (~136 s),

evidenciando que o tempo de ciclo foi determinado pelo resfriamento do molde, ao invés do resfriamento da peça, no caso do molde VRE. Ao contrário dos moldes em aço, a maior proximidade de canais no molde mostrou ter efeito na redução de  $t_{\text{ciclo}}$ , fazendo com que a temperatura inicial do molde fosse atingida mais rapidamente. Resultados semelhantes foram obtidos por Janczik et al. (1997) para insertos em SLA. Segundo Rees (2001), isto acontece pelo aumento a taxa de resfriamento em função da redução da distância que o calor deve percorrer. De acordo com Lima (2002), o calor leva mais tempo para chegar aos canais de refrigeração dos moldes VRE, em comparação aos moldes em aço, em decorrência das propriedades térmicas do material do molde. Portanto, a redução da distância entre os canais e a cavidade diminui o tempo para remoção do calor do molde.

Entretanto, se forem comparados o  $t_{\text{ciclo}}$  do melhor caso em RenCast 436 ( $A_{MY-R}$ ) e o pior caso em aço AISI 1045 ( $A_{MY-a}$ ), percebe-se uma diferença significativa de aproximadamente 74 s. Resultados de  $t_{\text{ciclo}}$  maiores de moldes VRE em comparação a moldes metálicos são relatados na literatura por Saraiva e Soares (2004), Ferreira e Mateus (2003), Cheah et al. (2005), Pontes et al. (2010) e Cavalheiro (2007). Porém, se por um lado há uma redução do tempo de ciclo com a utilização de canais de refrigeração mais próximos da cavidade em moldes VRE, por outro lado há maior dificuldade em obter melhor uniformidade de resfriamento da cavidade.

## Desempenho dos sistemas de refrigeração da Análise B

A avaliação dos sistemas de refrigeração dos moldes metálicos da análise B mostra que os parâmetros para o critério de uniformidade de resfriamento na cavidade ( $\Delta\bar{T}_{m/f}$ ,  $\Delta\bar{T}_{fr}$  e  $\Delta P$ ) foram atendidos<sup>14</sup> nos casos  $B_{MY-A}$  e  $B_{BT-A}$ , com exceção do resultado  $\Delta\bar{T}_w$  descrito na Tabela 30. Entretanto, é possível observar na Figura 46 e na Figura 47 que a temperatura é constante ao longo do corpo de prova, sendo mais elevada no ponto de injeção, possivelmente em decorrência da espessura da peça e das dimensões do ponto de injeção.

---

<sup>14</sup> Recomendado:  $\Delta\bar{T}_w \leq 5 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $\Delta\bar{T}_{m/f} \leq 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $\Delta\bar{T}_{fr} \leq 5 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $\Delta P < 500 \text{ kPa}$ ;  $T_{\text{mold,máx}} < 130 \text{ }^\circ\text{C}$ .

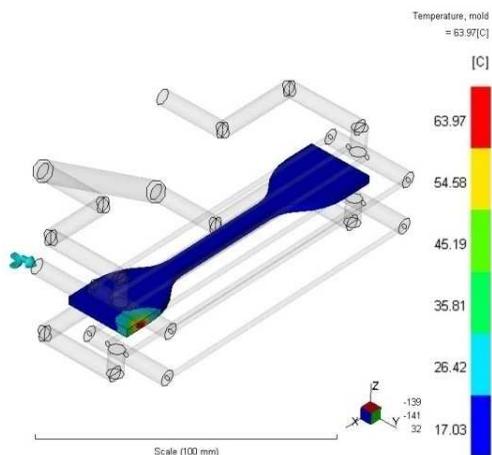
Assim como na análise A, a utilização de diâmetros menores e mais próximos à cavidade para os moldes em aço ( $B_{MY-a}$ ) resultou em menores temperaturas ( $\bar{T}_{w\text{ máx}}$  e  $T_{\text{mold máx}}$ ).

**Tabela 27** - Resultados dos sistemas de refrigeração das Análises B.

<i>Análise</i>	$B_{BT-a}$	$B_{MY-a}$	$B_{BT-R}$	$B_{MY-R}$
$\bar{T}_{w\text{ máx}}$ (°C)	74,6	64,0	73,0	59,2
$\bar{T}_{w\text{ min}}$ (°C)	20,4	17,0	45,4	31,7
$\Delta\bar{T}_w$ (°C)	54,2	46,9	27,6	27,4
$\Delta\bar{T}_{m/f}$ (°C)	*	*	*	*
$\Delta\bar{T}_{fr}$ (°C)	0,4	0,6	0,6	0,4
$\Delta P$ (kPa)	13,3	243,7	13,3	243,7
$T_{\text{mold máx}}$ (°C)	75,9	65,2	139,1	132,9
$t_{\text{ciclo}}$ (s)	25,5	25,3	175,4	95,3
$t_c$ (s)	15,0	13,6	20,4	17,9
<b>Empenamento (mm)</b>	0,64	0,62	0,66	0,60

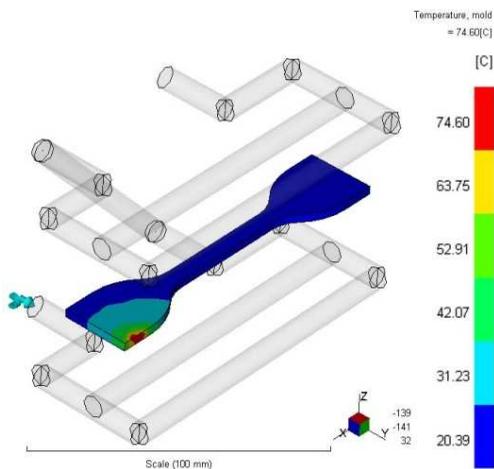
Obs.: MY – Mylla; BT – Brito et al.; a – aço AISI 1045; R – resina RenCast 436

\* Não foram observadas diferenças significativas.



**Figura 46** – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise  $B_{MY-a}$ .

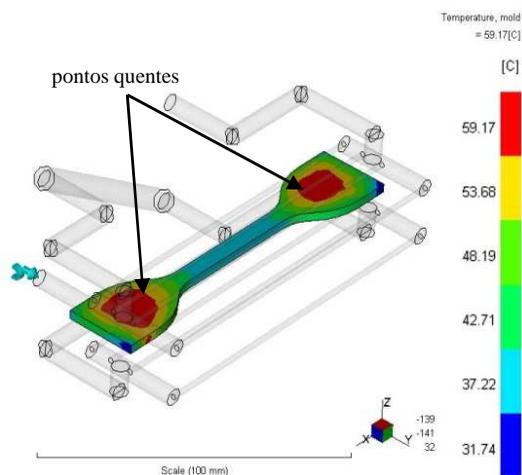
Obs.:  $d = 2$  mm;  $X = 5$  mm;  $Y = 8$  mm.



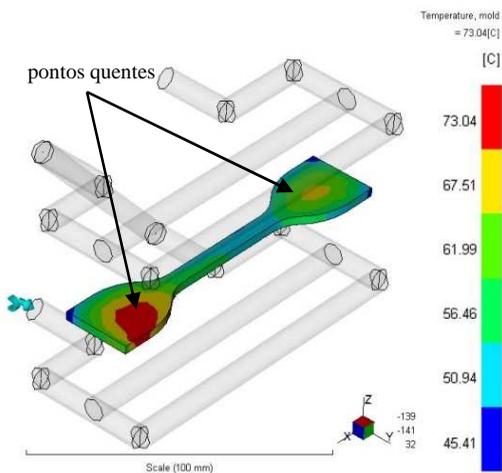
**Figura 47** – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise **B<sub>BT-a</sub>**.  
Obs.:  $d = 8$  mm;  $X = 20$  mm;  $Y = 30$  mm.

A distribuição de temperatura ( $\Delta\bar{T}_w$ ) dos insertos em resina RenCast 436 para ambos os casos  $B_{MY-R}$  (Figura 48) e  $B_{BT-R}$  (Figura 49), são semelhantes ( $\sim 27,5$  °C, Tabela 27) apesar de diferentes circuitos de refrigeração (valores de  $d$ ,  $X$  e  $Y$ ), porém estão acima do recomendado, gerando pontos quentes. Ao contrário da análise A, o diâmetro  $d$  não influenciou em  $\Delta\bar{T}_w$  entre as análises destes moldes VRE, evidenciando que a relação de posicionamento de canais utilizada correspondeu ao que era esperado, independente do diâmetro.

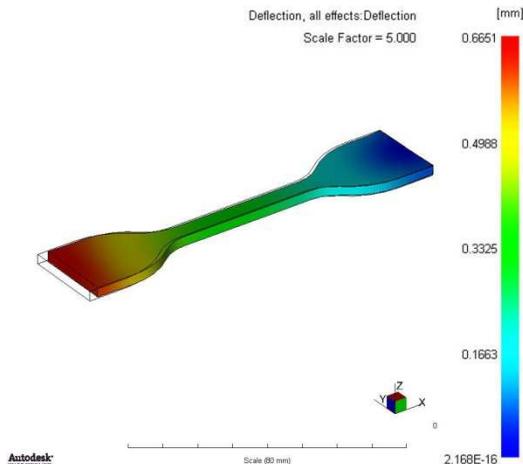
Este resultado mostra que a geometria do corpo de prova (plana e sem profundidade) facilitou o posicionamento dos canais de refrigeração, reforçando a influência da geometria da peça no resfriamento, assim como na análise A. Isto possibilitou o equilíbrio de temperatura entre as partes do molde, evitando assim o resfriamento excessivo como ocasionado no corpo de prova da análise A, sendo possível obter melhor resultado de  $\Delta\bar{T}_w$  em relação à Análise A. Desta forma, não foram observadas diferenças significativas no parâmetro  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  entre as análises realizadas, assim como nos resultados de empenamento, mostrando que podem estar correlacionados, assim como na Análise A. É possível perceber na Figura 50 que não houve efetivamente um empenamento do corpo de prova, mas uma redução das suas dimensões no eixo X, provavelmente devido à contração do material moldado.



**Figura 48** - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina Rencast 436, análise  $B_{MY-R}$ .  
Obs.:  $d = 2$  mm;  $X = 5$  mm;  $Y = 8$  mm.



**Figura 49** - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina Rencast 436, análise  $B_{BT-R}$ .  
Obs.:  $d = 8$  mm;  $X = 20$  mm;  $Y = 30$  mm.

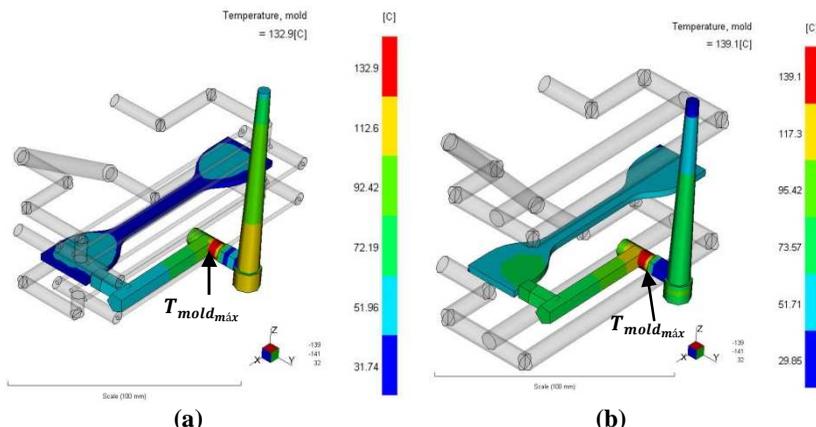


**Figura 50** - Resultado de empenamento para a análise **B<sub>BT-R</sub>**.

Apesar de  $d$ ,  $X$  e  $Y$  diferentes não alterarem significativamente o critério de uniformidade de resfriamento da cavidade para moldes VRE, a redução da distância  $Y$  influenciou na redução dos tempos de resfriamento, assim como obtido na Análise A. Em relação a  $t_c$ , o resultado no caso  $B_{MY-R}$  (canais mais próximos à cavidade) foi ligeiramente inferior a  $B_{BT-R}$  (-2,5 s), diferença pouco significativa se comparada ao  $t_{ciclo}$  (-80 s), evidenciando, assim como na análise A, que o tempo de ciclo foi determinado pelo resfriamento do molde, ao invés do resfriamento da peça, no caso do molde VRE. Por outro lado, para as análises  $B_{MY-A}$  e  $B_{BT-A}$  em moldes metálicos, assim como na análise A, tanto o  $t_{ciclo}$  quanto o  $t_c$  não apresentaram diferença significativa entre os casos, conforme resultados apresentados na Tabela 27. Assim como na análise A, a diferença de  $t_{ciclo}$  obtido pelo sistema de refrigeração entre o melhor caso em molde VRE e o pior caso em molde metálico foi de 70 s.

Apesar dos melhores resultados no critério de uniformidade de resfriamento da cavidade em relação a análise A, ambas as análises  $B_{MY-R}$  e  $B_{BT-R}$  não atenderam ao critério  $T_{mold_{máx}}$ , que se localizou no

canal de alimentação em ambos os casos, na interface inserto/camisa para inserto (ver Figura 35).



**Figura 51** - Localização da  $T_{mold_{max}}$  no inserto em resina RenCast 436, análises: (a)  $B_{MY-R}$ ; e (b)  $B_{BT-R}$ .

Nos casos  $B_{MY-a}$  e  $B_{MY-R}$ , especificamente, a utilização do critério  $\Delta P$  (perda de pressão nos canais de refrigeração) foi fundamental na escolha do leiaute, pois primeiramente optou-se por um leiaute em serie o que gerou grande perda de pressão, sendo solucionado com utilização de leiaute paralelo para o circuito de refrigeração. Assim como na análise A, valores baixos de  $\Delta \bar{T}_{fr}$  foram observados para ambos os materiais do molde.

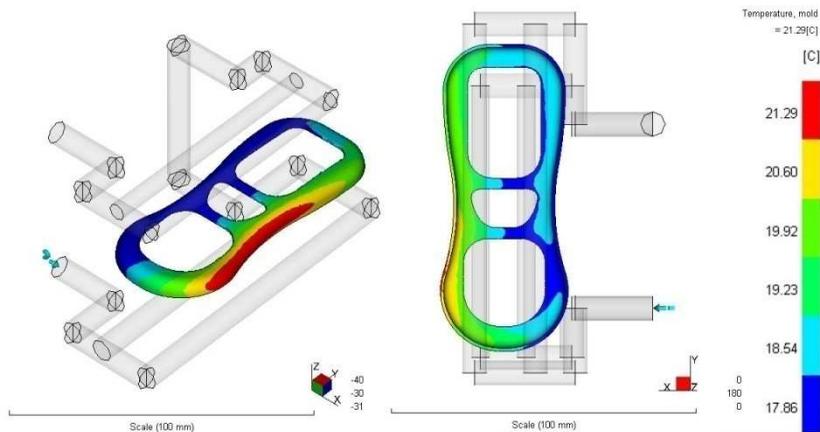
### Desempenho dos sistemas de refrigeração da Análise C

A utilização dos métodos de dimensionamento nas análises  $C_{MY-a}$  e  $C_{BT-a}$  para o inserto em aço AISI 1045 resultou em diâmetros similares, levando a diferenças pouco significativas nos resultados dos parâmetros ( $\Delta \bar{T}_{m/f}$ ,  $\Delta \bar{T}_{fr}$ ,  $\Delta P$ ,  $\Delta \bar{T}_{fr}$ ,  $T_{mold_{max}}$ ,  $t_{ciclo}$  e  $t_c$ ) para estes moldes, conforme resultados apresentados na Tabela 28. Os sistemas de refrigeração destas análises foram capazes de satisfazer todos os critérios de avaliação, indicando que, nestes casos, a utilização de ambos os métodos levou a bons resultados. A distribuição de temperaturas na cavidade para estas análises é descrita pela Figura 52 e pela Figura 53.

**Tabela 28** - Resultados dos sistemas de refrigeração das Análises C<sup>15</sup>.

<i>Análise</i>	<i>C<sub>BT-a</sub></i>	<i>C<sub>MY-a</sub></i>	<i>C<sub>BT-R</sub></i>	<i>C<sub>MY-R</sub></i>
$\bar{T}_w \text{ máx } (^{\circ}\text{C})$	21,20	23,10	66,30	83,60
$\bar{T}_w \text{ mín } (^{\circ}\text{C})$	17,40	17,90	46,30	56,50
$\Delta\bar{T}_w (^{\circ}\text{C})$	3,80	3,40	20,00	27,01
$\Delta\bar{T}_{m/f} (^{\circ}\text{C})$	1,27	1,14	6,68	9,02
$\Delta\bar{T}_{fr} (^{\circ}\text{C})$	0,5	0,4	0,4	0,3
$\Delta P \text{ (kPa)}$	12,9	14,9	12,9	24,7
$T_{\text{mold máx}} (^{\circ}\text{C})$	25,70	26,00	76,90	96,20
$t_{\text{ciclo}} \text{ (s)}$	26,10	26,10	76,70	33,50
$t_c \text{ (s)}$	1,50	1,50	2,31	2,51
<b>Empenamento (mm)</b>	0,23	0,23	0,33	0,38

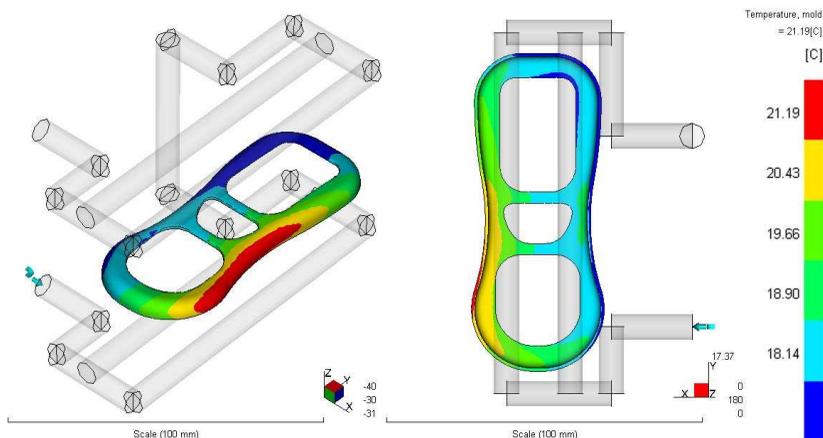
Obs.: MY – Mylla; BT – Brito et al.; a – aço AISI 1045; R – resina RenCast 436



**Figura 52** – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise C<sub>MY-a</sub>.

Obs.:  $d = 8/6^*$  mm;  $X = 20/15^*$  mm;  $Y = 30/33$  mm.\* Macho/fêmea.

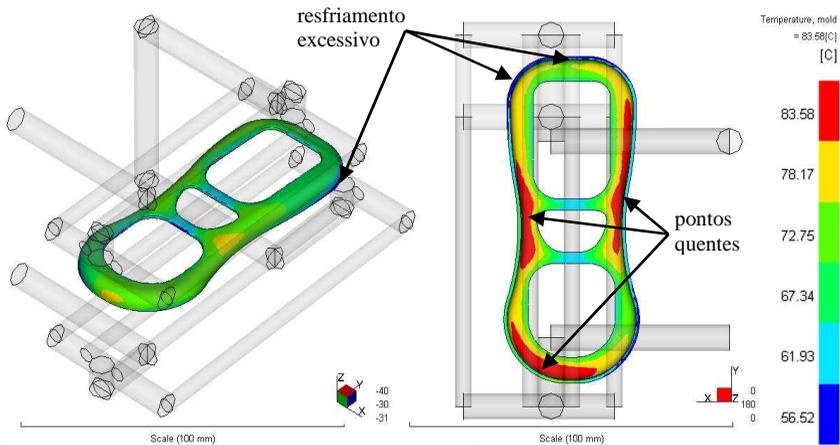
<sup>15</sup> Recomendado:  $\Delta\bar{T}_w \leq 5^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta\bar{T}_{m/f} \leq 20^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta\bar{T}_{fr} \leq 5^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta P < 500 \text{ kPa}$ ;  $T_{\text{mold máx}} < 130^{\circ}\text{C}$ .



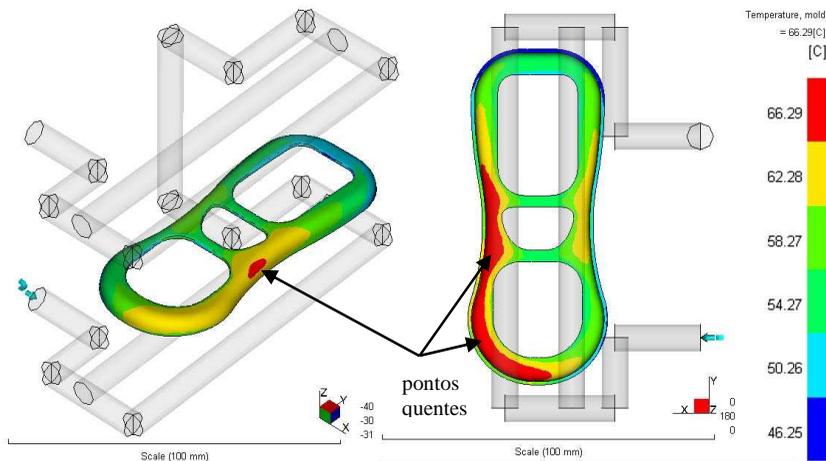
**Figura 53** – Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em aço AISI 1045, análise  $C_{BT-a}$ .  
Obs.:  $d = 8$  mm;  $X = 20$  mm;  $Y = 30$  mm.

Os resultados dos casos  $C_{MY-R}$  e  $C_{BT-R}$  para os insertos resina RenCast 436 (Tabela 28), mostram que não foi possível manter  $\Delta\bar{T}_W$  dentro do recomendado ( $5$  °C para polímeros semicristalinos), assim como nas análises A e B, ocasionando pontos quentes na peça, como pode ser observado mais detalhadamente na Figura 54 e na Figura 55.

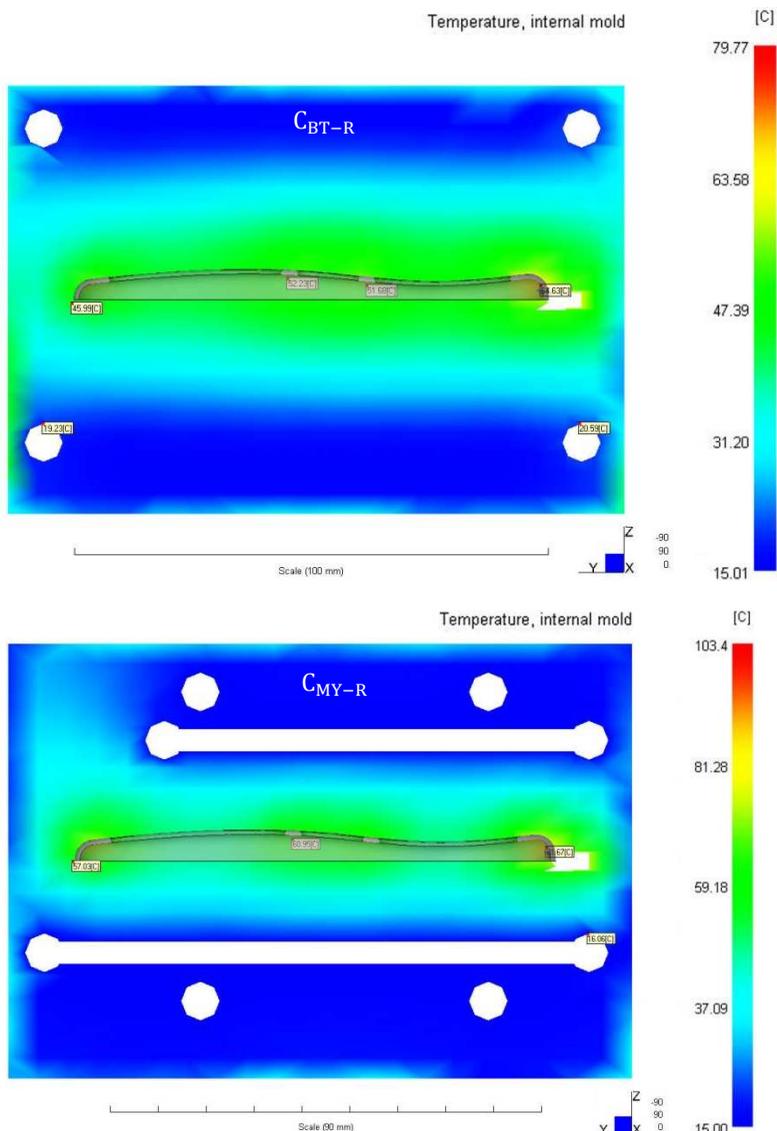
Entretanto, a análise  $C_{BT-R}$  apresentou um  $\Delta\bar{T}_W$  inferior ( $-7$  °C), resultante de um sistema de refrigeração com valores de  $d$ ,  $X$  e  $Y$  mais elevados, como observado na análise A. Era esperado neste corpo de prova uma concentração de calor na parte macho do molde (interna à peça), assim como na análise A. Desta forma, a utilização de diâmetros menores e mais próximos à cavidade não foi eficiente a ponto de resfriar o macho do molde sem resfriar excessivamente as extremidades da peça. A Figura 56 apresenta a distribuição de temperatura média interna ao molde através de uma vista em corte para as análises  $C_{BT-R}$  e  $C_{MY-R}$ . É possível observar que este resultado para a análise  $C_{MY-R}$  mostra pontos com temperaturas mais elevada nas regiões onde se encontra o polímero quente, enquanto que as demais regiões foram resfriadas excessivamente, ocasionando um desequilíbrio de resfriamento ao longo da peça. Por outro lado, na análise  $C_{BT-R}$  é observado um resfriamento mais uniforme ao longo da peça em comparação a  $C_{MY-R}$ . Este comportamento evidencia que, para os moldes VRE, há uma influência maior da geometria da peça moldada na uniformidade de resfriamento (em comparação a moldes metálicos), assim como nas análises A e B.



**Figura 54** - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina RenCast 436, análise  $C_{MY-R}$ .  
Obs.:  $d = 5$  mm;  $X = 13$  mm;  $Y = 19$  mm.



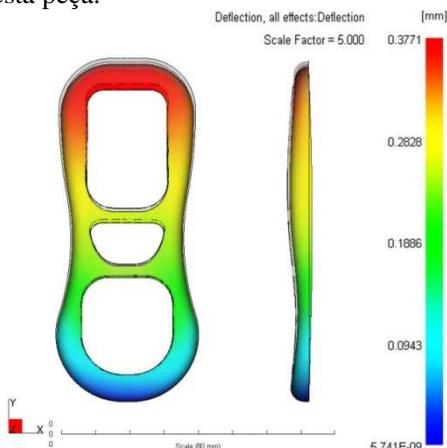
**Figura 55** - Resultados de temperatura nas paredes da cavidade do inserto em resina RenCast 436, análise  $C_{BT-R}$ .  
Obs.:  $d = 8$  mm;  $X = 20$  mm;  $Y = 30$  mm.



**Figura 56** - Distribuição de temperatura média interna ao molde através de uma vista em corte para as análises  $C_{BT-R}$  e  $C_{MY-R}$ .

Apesar deste parâmetro de uniformidade não estar dentro do recomendado, o parâmetro  $\Delta \bar{T}_{m/f}$  para ambas as análises dos moldes VRE obtiveram bons resultados, assim como obtido nas análises A e B.

Entretanto, percebe-se assim como na análise A, que este resultado é acentuado nos moldes VRE devido às maiores temperaturas observadas nestes moldes, em razão das propriedades térmicas da resina empregada em sua fabricação. É possível observar na Tabela 28 que assim como nas análises A e B, o parâmetro  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  pode estar correlacionado com os valores de empenamento, como era esperado e descrito no item 2.2.3. Percebe-se que conforme aumentam os valores de  $\Delta\bar{T}_{m/f}$ , maiores são os valores de empenamento nas peças. O baixo valor de empenamento (apenas 0,38 %) pode ter ocorrido devido à influência da espessura e geometria da peça segundo Erhard (2006), devido à contração induzida pelo volume do material injetado. A Figura 57 apresenta como ocorreu o empenamento desta peça.



**Figura 57** - Resultado de empenamento para a análise  $C_{MY-R}$

A utilização de diâmetros maiores da análise  $C_{BT-R}$  resultou em menores temperaturas do inserto de modo geral, com  $T_{mold,máx}$  dentro do recomendado e  $19,3\text{ }^{\circ}\text{C}$  a menos em relação à análise  $C_{MY-R}$ . Todavia, a análise  $C_{BT-R}$  ocasionou um tempo de ciclo maior, conforme resultados das análises A e B para moldes VRE.

Por outro lado, a redução de  $d$ ,  $X$  e  $Y$  (caso  $C_{MY-R}$ ) resultou em  $t_{ciclo}$  significativamente menor ( $-43\text{ s}$ ) em relação ao caso  $C_{BT-R}$  corroborando com os resultados obtidos nas análises A e B, e com os resultados obtidos por Janczik et al. (1997) para moldes SLA, que segundo Rees (2001) e Lima (2002) foram devido ao aumento da taxa de resfriamento. Contudo, não houve diferença significativa nos

resultados  $t_c$  entre os casos, reforçando assim como nos casos A e B, que  $t_{\text{ciclo}}$  foi determinado pelo tempo de resfriamento do molde VRE.

É interessante observar que o  $t_{\text{ciclo}}$  obtido no caso  $C_{\text{MY-R}}$  (33,5 s) foi muito próximo ao encontrado nos moldes em aço das análises  $C_{\text{MY-A}}$  e  $C_{\text{BT-A}}$  (26,1 s). Associa-se este resultado à espessura da peça e à eficiência do sistema de refrigeração, neste caso, devido ao projeto utilizando canais mais próximos à cavidade. É importante ressaltar que Cavalheiro (2007) observou tempos de ciclo entre 52 e 251 s para peças de parede fina dependendo das condições experimentais utilizadas.

Assim como na análise B, observaram-se baixos valores de  $\Delta\bar{T}_{\text{fr}}$  (Tabela 28) na utilização de ambos os materiais do molde, o que pode ter ocorrido devido à utilização de leiaute em paralelo, assim como observado na análise B.

## 4.2 ESTUDO DE CASO 2

Os resultados das análises deste estudo de caso mostraram que não houve diferença significativa em  $t_c$  em função do leiaute utilizado, como apresentado na Tabela 29. Porém, a menor diferença de temperatura ( $\Delta\bar{T}_w$ ) foi obtida na análise  $D_{\text{CC}}$ , utilizando sistema de refrigeração com canais conformados, com redução de 5,6 °C em relação ao pior caso ( $D_{\text{LP}}$ ). Isto mostra que, em comparação à Análise C do estudo de caso 1 (representada pela análise  $D_{\text{LP}}$ ), o posicionamento dos canais equidistantes à peça proporcionou uma taxa de resfriamento mais uniforme ao longo da peça.

Este resultado evidencia que, assim como nos resultados obtidos por Park e Pham (2009) para moldes metálicos e Lima et al. (2003) e Lima (2002) para moldes VRE, a utilização de canais conformados à peça, pode influenciar na redução da diferença de temperatura da cavidade em moldes VRE, aumentando a uniformidade/homogeneidade do resfriamento da peça, reduzindo os efeitos da formação de tensões residuais na peça moldada induzidas por temperatura.

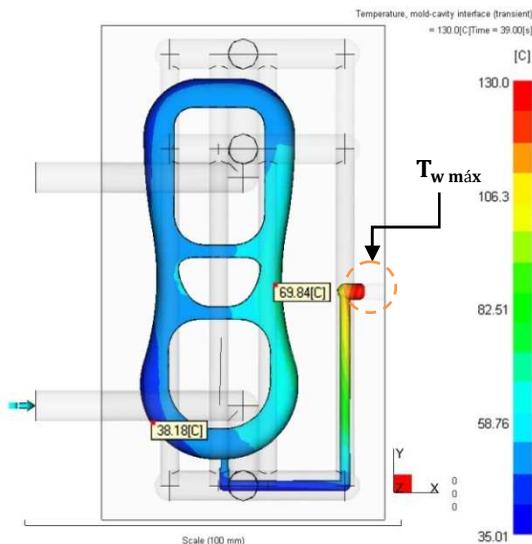
A distribuição de temperatura na cavidade do molde para cada análise é apresentada na Figura 58, na Figura 59 e na Figura 60, onde é possível observar que temperaturas acima de 130 °C estão localizadas no início do canal de alimentação (fora da escala), ao final do ciclo de injeção. No entanto, é importante salientar que o resultado utilizado

fornece informação sobre a temperatura da interface polímero/molde, que é ligeiramente superior à temperatura do molde efetivamente.

**Tabela 29** – Resultados dos sistemas de refrigeração das análises  $D_{LP}$ ,  $D_{LS}$  e  $D_{CC}$ <sup>16</sup>.

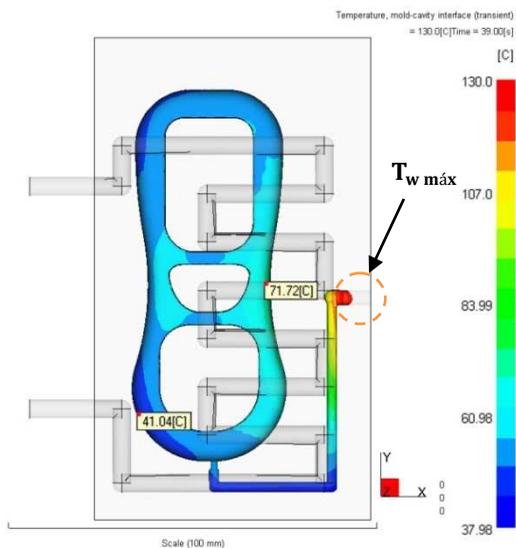
Análise	$D_{LP}$ ( <i>paral.</i> )	$D_{LS}$ ( <i>série</i> )	$D_{CC}$ ( <i>conformado</i> )
$T_w$ máx (°C)	69,84	71,72	67,81
$T_w$ min (°C)	38,18	41,04	41,62
$\Delta T_w$ (°C)	31,66	30,68	26,19
$\Delta T_{m/f}$ (°C)	6,65	6,17	6,37
$\Delta \bar{T}_{fr}$ (°C)	0,1	0,3 / 0,2*	0,1
$\Delta P$ (kPa)	44,1 / 45,3*	59,0	29,4 / 147,7
$t_c$ (s)	4,17	4,20	4,18

\* macho/fêmea

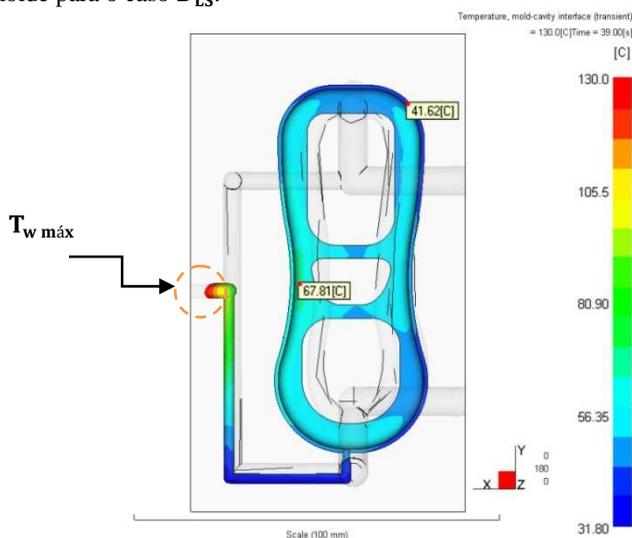


**Figura 58** - Resultado de distribuição de temperatura na interface polímero-molde para o caso  $D_{LP}$ .

<sup>16</sup> Recomendado:  $\Delta \bar{T}_w \leq 5$  °C;  $\Delta \bar{T}_{m/f} \leq 20$  °C;  $\Delta \bar{T}_{fr} \leq 5$  °C;  $\Delta P < 500$  kPa.



**Figura 59** - Resultado de distribuição de temperatura na interface polímero-molde para o caso  $D_{LS}$ .

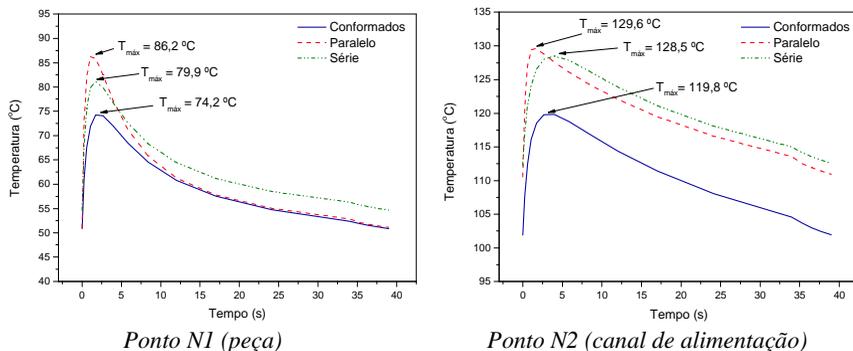


**Figura 60** - Resultado de distribuição de temperatura na interface polímero-molde para o caso  $D_{CC}$ .

Com a finalidade de obter a temperatura do molde, a Figura 61 representa o gráfico característico da flutuação da temperatura na

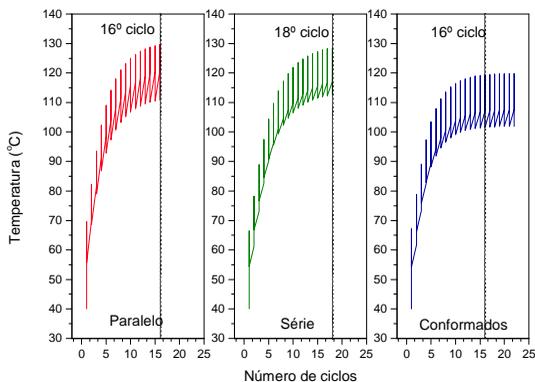
cavidade do molde, durante o primeiro ciclo estável para os pontos N1 e N2 analisados. É possível perceber que em nenhum dos casos a temperatura ultrapassa os 130 °C em ambos os pontos. No entanto, menores temperaturas são obtidas ao longo do ciclo na análise  $D_{CC}$  em ambos os pontos, utilizando canais conformados. Assim, a amplitude da temperatura da cavidade nos pontos N1 e N2 também é menor na análise  $D_{CC}$ , corroborando com resultados obtidos por Wimpenny et al. (2003) em moldes metálicos. Nota-se, entretanto, que após 10 s, no resultado da análise  $D_{LP}$  a temperatura se aproxima de  $D_{CC}$ . No entanto, a menor amplitude de temperatura durante o ciclo para a análise  $D_{CC}$ , resultou em menor  $\Delta T_w$  e um resfriamento mais uniforme.

A  $T_w$  máx, observada nos gráficos da Figura 61, esteve abaixo do recomendado em ambos os pontos e análises realizadas. Contudo, pode-se observar que com a utilização de canais conformados (N2 e N1,  $D_{CC}$ ) há uma redução de aproximadamente 10 °C (8,2 %) na amplitude da temperatura em relação aos demais casos.



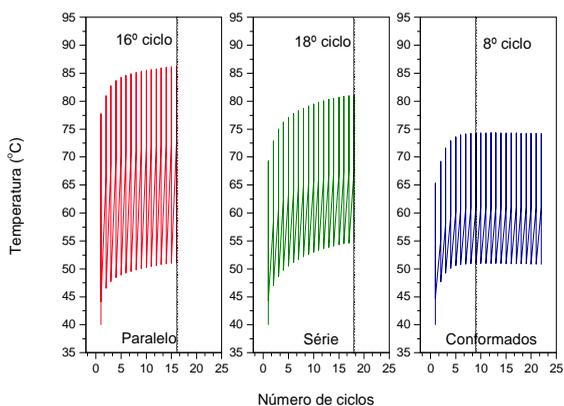
**Figura 61** – Variação da temperatura do molde em função do tempo durante o primeiro ciclo estável nos pontos de análise N1 e N2.

Analisando o parâmetro de quantidade de ciclos de injeção para estabilização da temperatura do molde (critério controle da temperatura), é possível observar na Figura 62 que no ponto N2 (canal de alimentação), o resultado foi similar para os leiautes analisados, com melhor desempenho para o leiaute paralelo ( $D_{LP}$ ) e com canais conformados ( $D_{CC}$ ), estabilizando em 16 ciclos. Contudo, a análise  $D_{CC}$  resultou em uma amplitude de temperatura cerca de 10 °C inferior às demais análises, neste ponto.



**Figura 62** – Variação da temperatura em função do número de ciclos no ponto de análise N2, para a estabilização da temperatura do molde.

Entretanto, observando a variação da temperatura no ponto N1 (peça) do gráfico descrito pela Figura 63, houve uma redução significativa para 8 ciclos até a estabilização da temperatura do molde com a utilização de canais conformados ( $D_{CC}$ ). Este resultado corrobora com os descritos por Xu et al. (2001) na redução do número de ciclos para a estabilização da temperatura do molde, além da redução da amplitude de temperatura em aproximadamente 11 °C em relação a análise  $D_{LP}$ . A maior eficiência de resfriamento pode ter sido obtida pelo resfriamento mais uniforme em todos os pontos, de acordo com Dimla et al. (2005).



**Figura 63** - Variação da temperatura em função do número de ciclos no ponto de análise N1, para a estabilização da temperatura do molde.

## 4.3 ESTUDO DE CASO 3

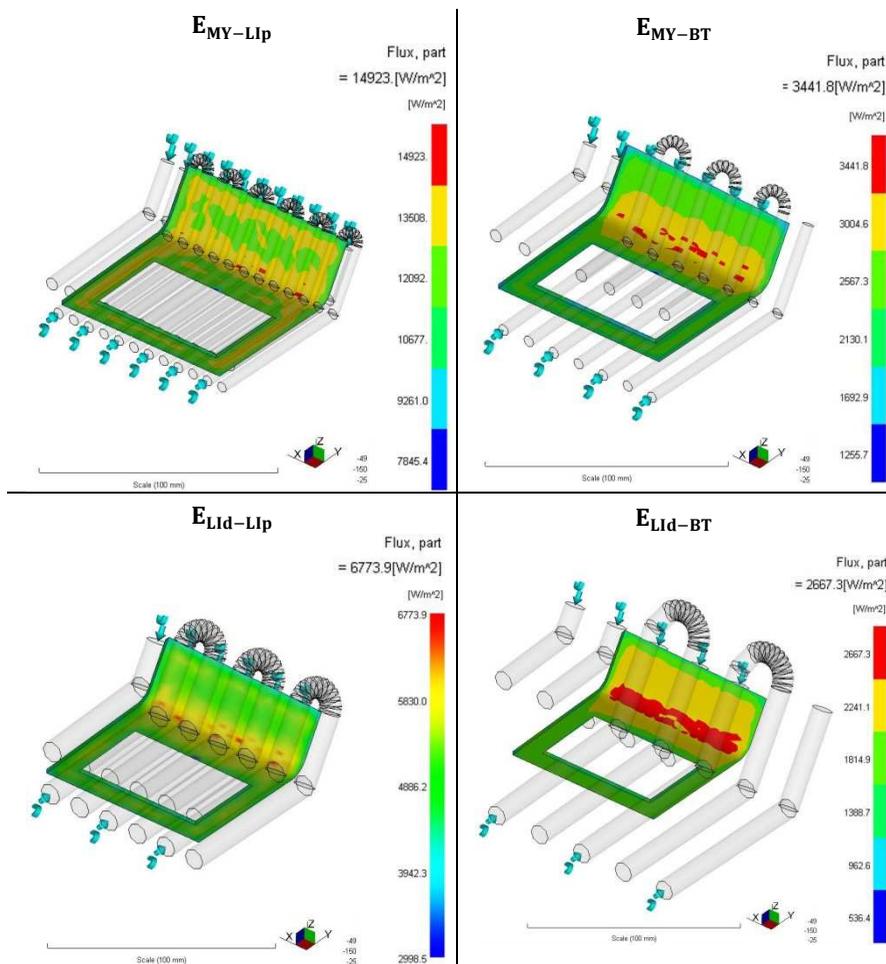
Os resultados mostram que com a utilização da relação de posicionamento  $LI_p$  (Lima, 2002) referente às análises  $E_{LI_d-LI_p}$  e  $E_{MY-LI_p}$ , os tempos  $t_c$  e  $t_{ciclo}$  foram menores em comparação à relação BT, independente do diâmetro utilizado, conforme se pode observar na Tabela 30. A Figura 64 mostra os resultados de fluxo de calor obtido nestas análises, indicando que assim como resultados obtidos por Lima (2002), a redução de  $t_c$  e  $t_{ciclo}$  foi proporcional ao aumento do fluxo de calor resultante do sistema de refrigeração. Comparando-se a relação de posicionamento utilizando o mesmo diâmetro, observa-se que a redução de  $t_{ciclo}$  da análise  $E_{MY-LI_p}$  em relação à análise  $E_{MY-BT}$ , foi de 118,5 s (-777 %), enquanto que de  $E_{LI_d-LI_p}$  em relação à análise  $E_{LI_d-BT}$  foi de 107,7 s (-158%). Estes resultados obtidos com menores distâncias  $Y$  confirmam a afirmação de Rees (2001) de que ocorre um aumento da taxa de resfriamento com a redução da distância que o calor deve percorrer. Contudo, observa-se que a redução do valor do resultado  $t_c$  não é tão expressiva quanto o resultado  $t_{ciclo}$ .

**Tabela 30** - Resultados dos sistemas de refrigeração das Análises E.

<i>Análise</i>	$E_{MY-LI_p}$	$E_{MY-BT}$	$E_{LI_d-LI_p}$	$E_{LI_d-BT}$
$\bar{T}_w \text{ máx (}^\circ\text{C)}$	106,80	77,31	85,07	82,40
$\bar{T}_w \text{ mín (}^\circ\text{C)}$	46,90	38,27	34,69	34,07
$\Delta\bar{T}_w \text{ (}^\circ\text{C)}$	59,90	39,04	51,01	48,33
$\Delta\bar{T}_{m/f} \text{ (}^\circ\text{C)}$	23,94	12,71	15,11	9,66
$\Delta\bar{T}_{fr} \text{ (}^\circ\text{C)}$	0,1	0,1	0,1	1,5 / 3,0
$\Delta P \text{ (kPa)}$	4,8 / 21,4	4,6 / 15,6	1,5 / 2,9	0
$T_{mold,máx} \text{ (}^\circ\text{C)}$	137,75	81,10	99,2	88,04
$t_{ciclo} \text{ (s)}$	15,25	133,8	58,10	165,80
$t_c \text{ (s)}$	13,90	14,24	12,70	16,34
<b>Fluxo de calor (W/m<sup>2</sup>)</b>	14923,0	3441,8	6773,9	2667,3
<b>Empenamento (mm)</b>	1,41	1,04	1,02	0,94



Obs.: MY – Mylla; BT – Brito et al.;  $LI_p$ - Lima (posic.);  $LI_d$ - Lima (dimens.).

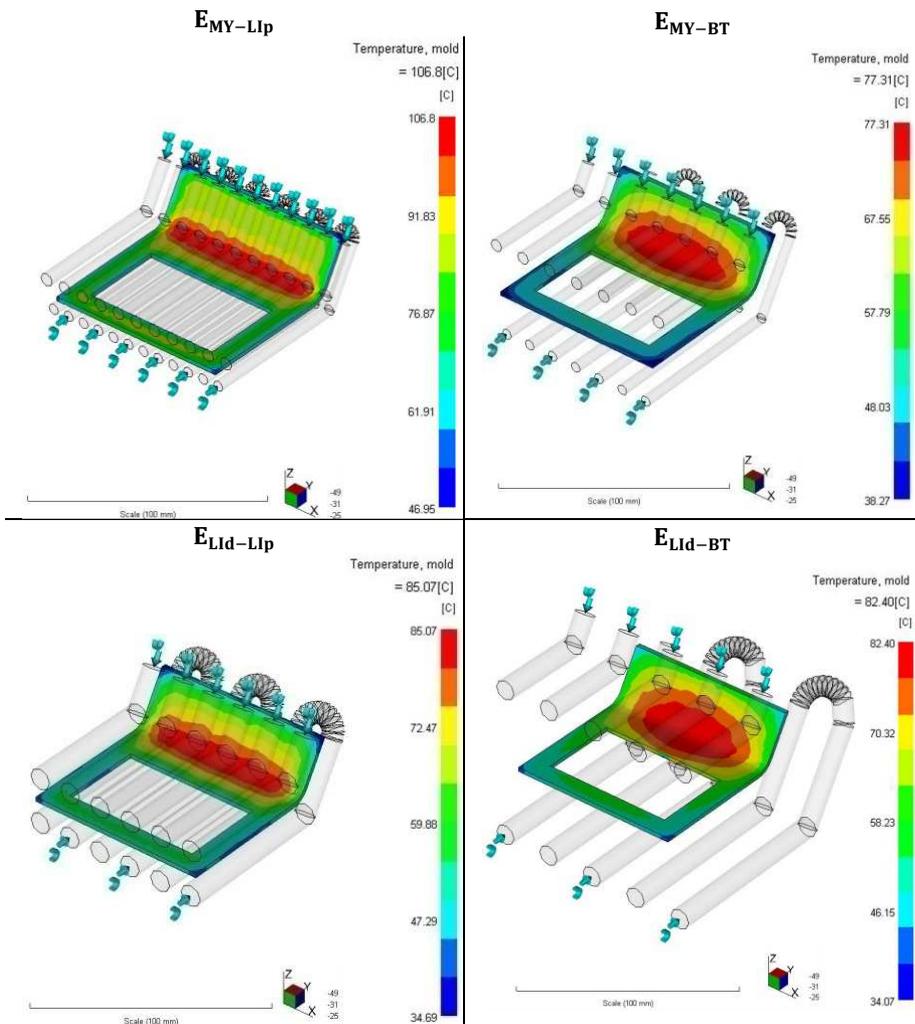


**Figura 64** - Resultados de fluxo de calor na interface polímero/molde nas análises E.

Obs.: MY – Mylla; BT – Brito et al.; LI<sub>p</sub>- Lima (posic.); LI<sub>d</sub>- Lima (dimens.).

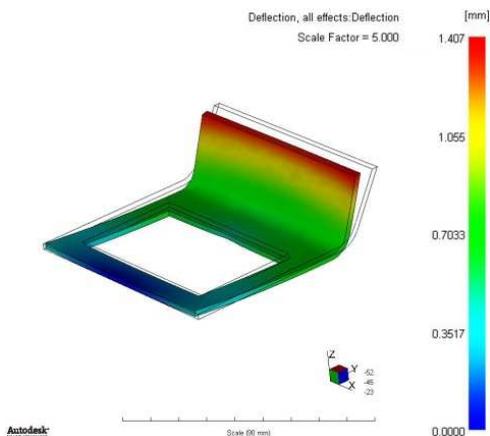
Por outro lado, o aumento do fluxo de calor e consequente redução de  $t_{ciclo}$  somente indica que a peça e o molde foram resfriados mais rapidamente. Analisando os demais critérios de avaliação apresentados na Tabela 30, percebe-se que a utilização da relação de posicionamento BT ( $E_{MY-BT}$  e  $E_{LI_d-BT}$ ), apesar de menores fluxos de calor obtidos, levou a melhores resultados para os critérios de uniformidade de resfriamento da cavidade e controle da temperatura do molde, porém com aumento no tempo de ciclo. Na análise  $E_{MY-BT}$  em

relação a  $E_{MY-LI_p}$ , houve uma redução de  $\Delta\bar{T}_w$  em 20,9 °C (35 %), em  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  de 11 °C (47 %), em  $T_{mold_{m\acute{a}x}}$ , de 57 °C (411 %). A análise  $E_{LI_d-BT}$  em relação a  $E_{LI_d-LI_p}$  houve uma redução em  $\Delta\bar{T}_w$  de 2,7 °C (5 %), em  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  de 5,5 °C (36 %), em  $T_{mold_{m\acute{a}x}}$  de 11 °C (11% %). A distribuição de temperatura na cavidade para análises realizadas podem ser observadas na Figura 65.



**Figura 65** - Temperatura nas paredes da cavidade para a o estudo de caso 3.  
Obs.: MY – Mylla; BT – Brito et al.;  $LI_p$ - Lima (posic.);  $LI_d$ - Lima (dimens.).

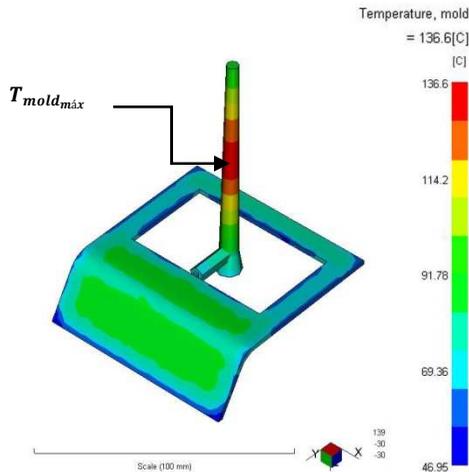
Assim como no primeiro estudo de caso, a maior uniformidade de resfriamento na cavidade levou a menores valores de empenamento da peça, conforme valores apresentados na Tabela 30. É possível observar que a análise  $E_{MY-LIP}$  apresentou o valor de  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  acima dos 20 °C recomendados (23,94 °C), o que pode ter ocasionado o maior valor de empenamento devido ao resfriamento não uniforme entre as partes do molde (macho/fêmea), conforme resultados obtidos no primeiro estudo de caso, e com base na literatura para moldes metálicos por Erhard (2006), Zöllner (2001) e Zöllner (1998). Os resultados mostraram que o empenamento resultante da análise  $E_{MY-LIP}$  foi 49,16% maior em relação à análise  $E_{LID-BT}$ , que apresentou a menor diferença de temperatura  $\Delta\bar{T}_{m/f}$ . O empenamento da análise  $E_{MY-LIP}$  apresentado na Figura 66.



**Figura 66** – Empenamento resultante para a análise  $E_{MY-LIP}$ .

É interessante perceber que os valores de  $\Delta\bar{T}_w$  não foram satisfeitos em nenhum dos casos analisados e, portanto,  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  pode ter influenciado majoritariamente no empenamento em comparação a  $\Delta\bar{T}_w$ , nos resultados obtidos por simulação CAE, para este molde VRE.

Observando a Tabela 30, é possível perceber que a  $T_{mold_{m\acute{a}x}}$  para a mesma análise  $E_{MY-LIP}$  está acima do recomendado, superando em aproximadamente 8 °C o valor estipulado para este parâmetro (130 °C), apesar de possuir a configuração com maior número de canais e mais próximos à cavidade. A localização da  $T_{mold_{m\acute{a}x}}$  neste caso é descrita pela Figura 67.



**Figura 67** - Localização da  $T_{mold_{máx}}$  na análise  $E_{MY-LIP}$ .

As diferenças observadas nos resultados de  $t_{ciclo}$ ,  $\Delta\bar{T}_w$ ,  $\Delta\bar{T}_{m/f}$  e  $T_{mold_{máx}}$  evidenciam a influência da relação de posicionamento de canais adotada nos tempos de resfriamento, uniformidade/homogeneidade de resfriamento da cavidade e controle da temperatura do molde, que podem influenciar a qualidade e tempo em que são produzidas as peças moldadas por injeção em moldes VRE.

Os resultados mostraram que a utilização da relação de posicionamento descrita por Brito et al. (2004), em comparação a de Lima (2002), pode influenciar positivamente no desempenho do sistema de refrigeração de moldes VRE em termos de uniformidade de temperatura na cavidade e controle da temperatura máxima do molde.

## 5. CONSLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

### 5.1 CONCLUSÕES

Este trabalho avaliou, em três estudos de caso por meio de *software* CAE, recomendações de projeto e métodos para o dimensionamento do sistema de refrigeração de moldes metálicos aplicados a moldes VRE, bem como o desempenho dos sistemas de refrigeração projetados.

A análise da aplicação dos métodos de dimensionamento do sistema de refrigeração para moldes VRE, realizada no primeiro estudo de caso, mostrou que deve ser utilizada a equação de Mylla (1998) para determinação do diâmetro do canal em relação à vazão calculada, a fim de garantir um escoamento turbulento do fluido refrigerante. Isto se justifica uma vez que os diâmetros usualmente utilizados nestes moldes estão fora dos padrões industriais, pois são determinados pelos tubos de cobre incorporados no processo de vazamento. Por outro lado, para moldes VRE, não é recomendada a utilização da equação para o comprimento do circuito de refrigeração, por ambos os métodos de Mylla (1998) e Brito et al. (2004), pois o valor resultante não é aplicável na prática. Contudo, baseado na realização deste trabalho, sugere-se projetar o sistema de refrigeração seguindo as recomendações de projeto apresentadas, utilizando o maior comprimento possível do circuito, incluindo-se o resfriamento do sistema de alimentação, que nestes moldes, é responsável por introduzir grande parte do calor a ser removido pelo sistema de refrigeração. Desta forma, é possível obter um resfriamento mais uniforme e reduzir o tempo de ciclo.

Os métodos de dimensionamento analisados no primeiro estudo de caso resultaram em diâmetros distintos para ambos os materiais dos moldes analisados. Para os moldes metálicos, independente da geometria do corpo de prova, a utilização de diâmetros diferentes (e consequentemente diferentes distâncias à cavidade) não resultou em diferenças expressivas no desempenho de seus sistemas de refrigeração. Entretanto, em moldes VRE, tanto a geometria do corpo de prova quanto o projeto dos sistemas de refrigeração influenciaram nos critérios analisados. Nas peças com geometria complexa, os sistemas de refrigeração com canais mais distantes da cavidade (devido ao maior diâmetro - 8 mm) levaram a uma melhor uniformidade/ homogeneidade de resfriamento e redução das temperaturas dos moldes VRE, porém com aumento do tempo de ciclo. Por outro lado, nestes corpos de prova,

a utilização de diâmetros menores e mais próximos à cavidade, resultou em menor uniformidade de resfriamento, devido à dificuldade de posicionamento dos canais de refrigeração durante o projeto. O posicionamento de canais com diâmetros inferiores (de 3 a 5 mm), em peças com geometria complexa, não é recomendado, uma vez que torna-se mais difícil a obtenção de um resfriamento uniforme, devido à formação de pontos com resfriamento excessivo, causado pela maior proximidade dos canais à cavidade.

A investigação da influência do leiaute no desempenho do sistema de refrigeração, realizada no segundo estudo de caso, mostrou que a incorporação de canais conformados em moldes VRE resulta em melhor uniformidade do resfriamento da cavidade (- 5,6 °C), inibindo o resfriamento excessivo nas extremidades da peça observado na análise C do primeiro estudo de caso, assim como possibilita a redução da amplitude de temperatura do inserto (-10 °C), no estudo realizado. Além disso, contribui para a redução do número de ciclos (de 16 para 8) para a temperatura do molde estabilizar. Assim, a utilização de canais conformados vem contribuir para o aumento da vida útil da ferramenta, possibilitado pela redução das temperaturas de serviço e do aumento da produtividade, através da maior resistência mecânica do molde e da produção de um número maior de peças sob as mesmas taxas de resfriamento.

A relação de posicionamento de canais no circuito de refrigeração mostrou ter influência no desempenho dos moldes VRE analisados. A recomendação descrita por Brito et al. (2004), em comparação à descrita por Lima (2002), resultou em temperaturas menores e mais uniformes/homogêneas na cavidade, independente do diâmetro utilizado, quando aplicada ao molde VRE analisado. Por outro lado, a maior distância entre os canais e a cavidade resultou em maior tempo de ciclo, devido ao menor fluxo de calor. Entretanto, em moldes VRE, é importante salientar que o tempo de ciclo não é um fator decisivo para a determinação do sistema de refrigeração, uma vez que o desejado, nestes casos, é a obtenção de peças com propriedades semelhantes às injetadas em moldes metálicos, com menos ênfase na taxa de produção das peças.

Neste sentido, observou-se uma relação entre o aumento do parâmetro de avaliação *diferença de temperatura entre macho e fêmea* do molde e o aumento do valor de *empenamento* obtido nas simulações. Os moldes VRE apresentaram maiores valores de empenamento em comparação aos moldes metálicos, porém a utilização das recomendações de projeto contribuiu para melhoria de desempenho dos sistemas de refrigeração.

Portanto, este trabalho evidenciou que para a melhoria do desempenho de resfriamento de moldes VRE, devem ser utilizadas as recomendações para o projeto e dimensionamento de sistemas de refrigeração de moldes metálicos nele descritas. No entanto, este fato não dispensa a necessidade da utilização de um *software* CAE para a otimização dos sistemas de refrigeração dos moldes VRE, devido à maior dificuldade em obter um bom desempenho de resfriamento dos mesmos.

## 5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir das discussões e conclusões apresentadas e com base na experiência e conhecimento adquirido ao longo do trabalho, são apresentadas a seguir sugestões para a continuação desta linha de pesquisa:

- Análise de diferentes configurações de posicionamento dos canais de refrigeração para a obtenção de maior uniformidade de resfriamento da cavidade aliada a uma redução do tempo de ciclo;
- Investigação de métodos alternativos para a fabricação de canais conformados para o sistema de refrigeração com aplicação em moldes VRE;
- Investigação da resistência estrutural dos moldes cujos sistemas de refrigeração obtiveram melhor desempenho neste estudo;
- Análise de estudos realizados em um processo de injeção prático a fim de comparar os resultados obtidos da simulação CAE.



## REFERÊNCIAS

AHRENS, C. H.; RIBEIRO JR, A. S.; BEAL, V. E. *Heat flux canals (HFC) technique: an alternative to cool down stereolithography moulds. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Science and Engineering*. V. 25. N. 3. P. 254-258.2003

AHRENS, C. H.; FERNANDES, E. J.; SALMORIA, G. V. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 5º, 2009. Belo Horizonte. **Dimensionamento de canais de refrigeração no projeto de moldes de injeção: avaliação comparativa através de sistemas CAE visando aplicação em processos de fabricação rápida de moldes-protótipos**. 2009.

AHRENS, C. H; PISTORELLO, R. A. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE POLÍMEROS, 11º, 2011, Campos do Jordão. **Avaliação de sistemáticas de dimensionamento de sistema de refrigeração aplicadas a molde-protótipo de injeção (Anais)**. 2011.

AU, K. M.; YU, K. M. *A scaffolding architecture for conformal cooling design in rapid plastic injection molding. International Advanced Manufacturing Technology*. N 34. P. 496-515. 2007.

BELOFSKY, Harold. *Plastics: product design and process engineering*. Alemanha: Hanser, 1995.

BRITO<sup>a</sup>, A. M.; MATOS, A. Tipificação de moldes. In: **Manual do projectista para moldes de injeção de plásticos**. 77f. v.3. Portugal: Centimfe, 2003.

BRITO<sup>b</sup>, Antonio M.; ARAÚJO, Billy; SOUSA, Rui; PONTES, António. Sistema de Alimentação. In: **Manual do projetista de moldes de injeção de plástico**. V. 6. 47 p. Portugal: Centimfe, 2003.

BRITO, A. M.; MATOS, A.; MENDES, S. S. Sistema de controlo de temperatura. In: **Manual do projectista para moldes de injeção de plásticos**. 51f. v.7. Portugal: Centimfe, 2004.

CALLISTER, W. D. *Materials science and engineering: an introduction*, 7 ed. Wiley, USA. 2007.

CANEVAROLO JR., S. V. **Ciência dos polímeros: um texto básico para tecnólogos e engenheiros**, 2ed. 280f. Artliber: São Paulo, 2006.

CAVALHEIRO, Andrei Z. **Influência dos parâmetros de moldagem na estrutura e propriedade de peças de paredes espessas e finas de polipropileno isotático injetadas em moldes-protótipo fabricados por vazamento de resina epóxi**. 2007. 224f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.

CHEAH, C. M.; CHUA, C. K.; ONG, H. S. *Rapid moulding using epoxy tooling resin. International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. v. 20, p. 368-374. 2002.

CHEAH, C. M.; CHUA, C. K.; LEE, C. W.; FENG, C.; TOTONG, K. *Rapid prototyping and tooling techniques: a review of applications for rapid investment casting. International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. v. 25, p. 308-320. 2005.

CUNHA, António. **Moldação por injeção e materiais plásticos**. In: **Manual do projectista para moldes de injeção de plásticos**. 79f. v. 2. 2003.

DIMLA, D. E.; CAMILOTTO, M.; MIANI, F. *Design and optimization of conformal cooling channels in injection molding tools. Journal of Materials Processing Technology*. v.164-165. p.1294-1300. 2005.

ERHARD, Gunter. **Designing with plastics**. 507f. Munich, Hanser, 2006.

FERREIRA, J. C.; MATEUS, A. *Studies of rapid soft tooling with conformal cooling channels for plastic injection moulding. Journal of Materials Processing Technology*. v. 142. p. 508-516. 2003.

FOGGIATTO, J. A. **Utilização do processo de moldagem por fusão e deposição (FDM) na fabricação rápida de insertos para injeção de termoplásticos**. 2005. 182f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

GASTROW, Hans. *Injection molds: 102 proven designs*. Nova Iorque: McMillan, 1983.

GUILONG, W.; GUOQUN, Z.; HUIPING, L.; YANJIN, G. *Analysis of thermal cycling efficiency and optimal design of heating/cooling systems for rapid heat cycle injection molding process*. *Materials and Design*. v. 31. p. 3426-3441. 2010.

INCROPERA, Frank A.; DEWIT, D. P.; BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S. **Fundamentos de transferência de calor e massa**, 6ed. 645f. LTC: Rio de Janeiro, 2009.

JANCZYK, M.; McLAUGHLIN, R.; McCARTHY, S. P. *Rapid stereolithography tooling for injection molding: the effect of cooling channel geometry*. *Journal of injection molding technology*.v. 1. N. 1. P. 72-78. 1997.

JESUS, Marco Sousa. **Desenvolvimento de um compósito polímero-metal a base de epóxi para aplicações em moldes rápidos**. 2005. 102f. Dissertação (Mestrado em Ciência e Engenharia de Materiais) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

LAFRATTA, Fernando Humel. **Uso de fluido refrigerante, temporariamente confinado, em ferramental rápido para a injeção de termoplásticos**. 2004. 180f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004.

LIMA, P.; RAMOS, J.; POUZADA, A.S. *Thermal performance of hybrid injection moulds with epoxy mouldings inserts*. ANTEC, 2003.

LIMA, P. A. S. **Avaliação da incorporação de prototipagem rápida em moldes de injeção**. 2002. Dissertação (Mestrado em Projeto e Fabricação de Moldes), Universidade do Minho, Guimarães, 2002.

MALLOY, Robert A. **Plastic part design for injection molding: an introduction**. Munich: Hanser, 1994.

MATOS, A.; POUZADA, A .S.; FERREIRA, E. C.; SOARES, R.; CAMPANTE, H.; PONTES, A. J.; BRITO, A. M. **Moldes na indústria**

de transformação. In: **Manual do projectista para moldes de injeção de plásticos**. 57f. v. 1. Portugal: Centimfe, 2003.

MENGES, Georg; MICHAELI, Walter; MOHREN, Paul. *How to make injection molds*, 3ed. 599f. Munich: Hanser, 2001.

MOLDFLOW. Autodesk Moldflow Inside Help. 2012.

MYLLA, Albert Y. F. **Influência do resfriamento na qualidade de peças termoplásticas moldadas por injeção, com estudo de caso em sistema CAE**. 1998. 106f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1998.

NIAVAS, A. *Laser sintering and conformal cooling channels. Moldmaking Technology Magazine*. v. 13. N. 5. P. 37-39. Maio. 2010.

NOGUEIRA, A.A.; POUZADA, P.S.; MARTINHO, P.G.; POUZADA, A.S. *A new way to produce conformal cooling channels by RPT for moulding blocks of the hybrid moulds*, PMI 2010 – International Conference on Polymers & Moulds Innovations. September, 2010.

PANTANI R.; SPERANZA, V.; TITOMANLIO, C. *Relevance of mold-induced thermal boundary conditions and cavity deformation in the simulation of injection molding. Polymer Engineering and Science*, v.41, n. 11, p. 2022-2035, 2001.

PARK, H . S.; PHAM, N. H. *Design of conformal cooling channels for an automotive part. International Journal of Automotive Technology*. v. 10. No. 1. p. 87-93. 2009.

PAREIRA, Luís Eraldo Cassias. **Análise por sistemas CAE de pontos de injeção de seção retangular para moldes fabricados em resina termofixa**. 2007. 109 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.

PEIXOTO, Fernando L. **Aplicação do processo de sobreinjeção em insertos de termoplástico utilizando moldes de fabricação rápida**. 2009. 200 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2009.

PONTES, Antonio; BRITO, Antonio M.; MATOS, Arnaldo; Araujo, Billy; MENDES, Silvio S. Sistema de Extração. In: **Manual do projetista de moldes de injeção de plástico**. Portugal: Centimfe, 2004. V. 8. 61 p.

PONTES, A. J.; QUEIRÓS, M. P.; MARTINHO, P. G.; BARTOLO, P. J.; POUZADA, A. S. *Experimental assessment of hybrid mould performance*. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 50. p. 441-448. 2010.

PÖTSCH, G.; MICHAELI, W. *Injection molding: an introduction*. 195f. Munich: Hanser, 1995.

RÄNNAR, L. E.; GLAD, A.; GUSTAFSON, C. G. *Efficient cooling with tool inserts manufactured by electron beam melting*. **Rapid Prototyping Journal**. v. 13. n. 3. p. 128-135. 2007.

RAO, N. S.; SCHUMACHER, G.; SCHOTT, N. R.; O'BRIEN, K. T. *Optimization of cooling systems in injection molds by an easily applicable analytical model*. **Journal of Reinforced Plastics and Composites**. v. 21. n. 5. p. 451-459. 2002.

REES, H. **Mold engineering**. Hanser: Munich, 1995.

REES, H. **Understanding injection mold design**. 119f. Hanser: Munich, 2001.

RIBEIRO JR., A. S. **Proposta de utilização de ferramentas CAE no planejamento do processo de moldagem por injeção de termoplásticos em moldes de estereolitografia**. 2003. 176f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2003.

SABINO NETTO, Aurélio da Costa. **Desenvolvimento de compósito de resina epóxi e fibras curtas de aço para a fabricação rápida de moldes para injeção de termoplásticos**. 2008. 224f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2008.

SACCHELLI, Carlos M. **Sistematização do processo de desenvolvimento integrado de moldes de injeção de termoplásticos**. 2007. 284f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.

SARAIVA, V. M.; SOARES, R. Técnicas não convencionais: métodos rápidos de fabricação. In: **Manual do projectista para moldes de injeção de plásticos**. v.9. 2004.

SEGAL, J. I.; CAMPBELL, R. I. *A review of research into the effects of rapid tooling on part properties*. **Rapid prototyping journal**. v. 7. n. 2. p. 90-98. 2001

SILVA, Sérgio Luis. **Sistemática para o projeto do sistema de refrigeração de moldes para injeção de polímeros**. 2009. 150f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2009.

SILVA, M. A.; MARTINHO, P. G.; POUZADA, A. S. In: International Conference on Advanced Research in Virtual and Rapid Prototyping (VRAP), 4<sup>o</sup>, 2009. Leiria, Portugal. **Warpage of injection mouldings in hybrid moulds with epoxy-aluminium composite core**. 2009.

TANG, Li Q.; CHASSAPIS, Constantin; MANOOCHEHRI, Souran. *Optimal cooling system design for multi-cavity injection molding*. **Finite Elements in Analysis and Design**. v. 26. p. 229-251. 1997.

VIANA, J. C.; MARTINS, C. I. **Processamento de polímeros II: moldação por injeção**. Departamento de Engenharia de Polímeros. Universidade do Minho, Portugal. Maio. 2008. 92 slides. Apresentação de Slides.

VILLAMIZAR, F. A. Y. **Moldes rápidos fabricados por vazamento de resina epóxi/alumínio**: investigações sobre o processo de fabricação e o desempenho termomecânico durante a injeção de Termoplásticos. 2005. 103f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

VOLPATO, N. (Org.); AHRENS, C. H.; FERREIRA, C. V.; PETRUSCH; G.; CARVALHO, J.; SANTOS, J. R. L.; SILVA, J. V. L.

**Prototipagem rápida:** tecnologias e aplicações. São Paulo: Edgard Blücher, 2007.

WIMPENNY, D. I.; BRYDEN, B.; PASHBY, I. R. *Rapid laminated tooling. Journal of Materials Processing Technology.* N 138. P. 214-218. 2003.

XU, Xiaorong; SACHS, Emanuel; ALLEP, Samuel. *The Design of Conformal Cooling Channels in Injection Molding Tooling. Polymer Engineering and Science.* v. 41. n. 7. p. 1265-1279. 2001.

ZÖLLNER, O. *Optimized mould temperature control. Applied technology information.* 1104. 1997.

ZÖLLNER, O. *The fundamentals of shrinkage of thermoplastics. Applied technology information.* 1120. 2001.

## APÊNDICE A – Equações para o dimensionamento do sistema de refrigeração

<i>Etapa</i>	<i>Mylla (1998)</i>	<i>Brito et al (2004)</i>										
<b>1</b>	$t_c = \frac{s^2}{\alpha_{ef} \pi^2} \ln \left( \frac{8}{\pi^2} \frac{T_M - \bar{T}_w}{\bar{T}_E - T_w} \right)$ <b>Eq. 3</b>	$t_c = \frac{s^2}{\alpha_{ef} \pi^2} \ln \left( k \frac{T_M - \bar{T}_w}{\bar{T}_E - T_w} \right)$ <b>Eq. 4</b> <i>em que,</i> $k = 4/\pi$ para $s \leq 3$ mm $k = 8/\pi^2$ para $s > 3$ mm										
<b>2</b>	$Q_{PI} = \Delta h \cdot \frac{\dot{m}_{PI}}{t_c}$ <b>Eq. 6</b>											
<b>3</b>	$\dot{m} = \frac{Q_{PI}}{c_{fr} (T_{m\,sai} - T_{m\,ent})}$ <b>Eq. 10</b>											
<b>4</b>	$d = \frac{4 \cdot \dot{m}}{\pi Re_D \mu_{fr}}$ <b>Eq. 11</b>	<table border="1" style="margin: auto; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th style="text-align: center;"><math>\dot{m}</math></th> <th style="text-align: center;"><math>d</math></th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td style="text-align: center;">3,8</td> <td style="text-align: center;">8</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">9,5</td> <td style="text-align: center;">11</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">38</td> <td style="text-align: center;">19</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">85</td> <td style="text-align: center;">23,8</td> </tr> </tbody> </table>	$\dot{m}$	$d$	3,8	8	9,5	11	38	19	85	23,8
$\dot{m}$	$d$											
3,8	8											
9,5	11											
38	19											
85	23,8											
<b>5</b>	$L = \frac{T_{W\,max} - T_{fr}}{Q_{PI} \left( \frac{1}{km \frac{2\pi}{\ln \frac{4Y}{d}} + \frac{1}{h\pi d}} \right)}$ <b>Eq. 12</b> $h = \frac{Nu_D \cdot k_{fr}}{d}$ <b>Eq. 13</b> $Nu_D = \frac{\left(\frac{L}{8}\right) (Re_D - 1000) Pr}{1 + 12,7 \left(\frac{L}{8}\right)^{\frac{1}{2}} (Pr^{\frac{2}{3}} - 1)}$ <b>Eq. 14</b> $f = (0,79 \cdot (\ln Re_D) - 1,64)^{-2}$ <b>Eq. 15</b>	$L = \frac{2  Q_{PI}  Y}{k_m \pi \Delta T}$ <b>Eq. 16</b>										
<b>6</b>	$j = 2.4 Bi^{0,22} \left(\frac{X}{Y}\right)^{2,8} \left \ln\left(\frac{X}{Y}\right)\right $ <b>Eq. 24</b> $Bi = \frac{h \cdot d}{k_m}$ <b>Eq. 25</b> $\Delta \bar{T}_w = \bar{T}_w \frac{j}{100\%}$ <b>Eq. 26</b>											

## **APÊNDICE B – Recomendações para geração da malha no software Moldflow 2011™.**

Os resultados de uma simulação CAE do processo de injeção no *software* Moldflow™ estão fortemente relacionados com a geração da malha da peça a ser analisada e dos sistemas de alimentação e refrigeração do molde. A seguir é apresentada uma seqüência de etapas para a elaboração de uma malha seguindo as recomendações da ajuda do *software* Moldflow™.

### **B1 – Modelagem 3D**

O modelo da peça (geometria) gerado através de um *software* CAD necessita ser exportado em formatos compatíveis com o Moldflow 2011™. Moldflow (2011) sugere recomendações sobre a exportação do arquivo:

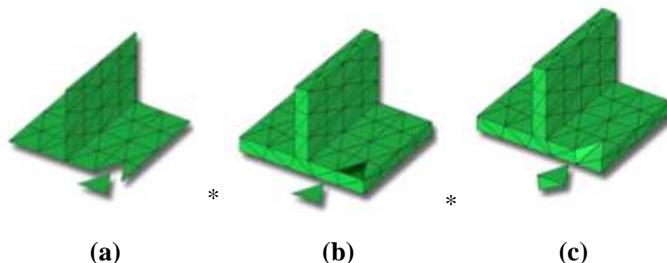
- Os formatos IGES ou STL são compatíveis com o *software* Moldflow™. Os modelos STL são importados no Moldflow como um modelo sólido, enquanto que modelos IGES contêm superfícies e entidades separadas e fazem com que a definição em certas áreas seja mais confiável;
- Ambos os formatos de arquivo são capazes gerar malhas consideradas aceitáveis, entretanto, dependendo da peça a ser analisada, um ou outro formato pode resultar em uma malha melhor. Deve-se sempre que possível realizar uma análise comparativa entre os formatos, seguindo as etapas descritas neste procedimento, a fim de determinar a melhor escolha do formato do arquivo;
- O formato STL pode ser criado com alta ou baixa resolução. O *software* CAD possibilita a opção de personalizar a resolução. Análises realizadas mostraram que a utilização de baixas resoluções possibilitou a redução do tempo de processamento sem afetar os resultados.
- Durante a criação da peça, antes de ser exportada para os formatos mencionados, é aconselhável remover raios muito pequenos e detalhes não significativos para o desempenho do produto, como por exemplo, palavras em baixo/alto relevo, a fim de tornar mais simples a análise pelo *software*. Diferenças

de tamanho das geometrias podem resultar em elementos com alta razão de aspecto, o que influencia diretamente no resultado da simulação.

## B2 - Geração da malha da peça

O modelo deve ser importado para o *software* de simulação CAE para a geração da malha, que fornece a base da análise onde as propriedades da moldagem são calculadas em cada nó (MOLDFLOW, 2011). Deve-se escolher a malha (*midplane*, *dual domain* ou *3D*) em função do tipo da peça e das análises pretendidas, pois para determinado tipo de malha alguns resultados não estão disponíveis e para certas peças, um tipo de malha é recomendado. De acordo com Moldflow 2011™, as malhas podem ser classificadas como:

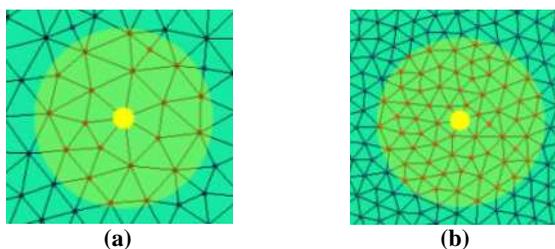
- *Midplane* – fornece a base para a análise *Fill+Pack* e consiste em elementos triangulares de três nós que formam a representação dimensional da peça, através do plano médio. Os elementos *Midplane* são considerados mais apropriados para a descrição do sistema de alimentação, se comparado ao *Dual Domain*.
- *Dual Domain* – é apropriada quando existem muitas regiões finas na peça. *Dual Domain* consistem em uma mistura de tipos de malha, incluindo regiões com a malha *Midplane* tradicional e elementos da “casca” da superfície (*Dual Domain*), que pode ter planos de 3 ou 6 nós. Esta tecnologia descarta a possibilidade de uma geometria no plano médio (*Midplane*) para uma análise, reduzindo significativamente o tempo de preparação do modelo. A malha *Dual Domain* permite apresentar resultados separados para ambas as partes do molde (macho e fêmea).
- *3D* – representa o volume teórico da peça e consiste em elementos tetraédricos, sólidos com quatro faces triangulares, quatro nós e seis arestas. É apropriada para peças com regiões espessas e deve ser criada a partir de uma malha *Dual Domain* com elementos de razão de aspecto menor que 20 (deve ser reparada antes de gerar a malha *3D*).



**Figura B1** - Malhas do tipo: (a) Midplane; (b) Dual Domain; e (c) 3D.

Fonte: (MOLDFLOW, 2011).

O manual do *software* Moldflow 2011™ apresenta recomendações para criar uma malha adequada, que propicie análises confiáveis. No momento da criação da malha é preciso definir a densidade da malha (Figura B2), que é o número de elementos por unidade de área na malha. Segundo Moldflow (2011), a melhor solução para controlar a densidade, é aplicar uma densidade uniforme através da peça e então refinar áreas de interesse. Em geral recomenda-se que a malha seja refinada em áreas onde ocorrem mudanças bruscas em condições como temperatura e velocidade de escoamento (ponto de injeção, por exemplo). A malha ideal é suficientemente refinada quando permite precisão razoável e detalhes enquanto não é utilizado tempo excessivo de processamento. Uma malha mais refinada proporciona resultados mais detalhados, mas aumenta o tempo de análise (MOLDFLOW, 2011).



**Figura B2** – Densidade de malha: (a) malha grosseira; (b) malha refinada.

Fonte: (MOLDFLOW, 2011).

A malha ideal, portanto, deve ter um compromisso de precisão de resultados *versus* tempo de processamento (MOLDFLOW, 2011). A densidade da malha deve ser otimizada o quanto possível segundo Moldflow (2011), de acordo com as recomendações:

- É aconselhável aceitar o comprimento global da aresta (*Global Edge Length*) padrão como uma estimativa inicial. O comprimento global da aresta é o valor que especifica onde cada nó é separado, na malha;
- Verificar visualmente se a malha parece ser muito grosseira, de modo geral e nos pontos de interesse de análise.

### B3 - Validação da Malha

Para que a qualidade da malha esteja dentro de um padrão aceitável, é necessário analisar uma série de fatores. A maior parte destes fatores ou características encontra-se nas “estatísticas da malha”, e, a partir destes dados, verificar se a malha gerada se enquadra nos valores recomendados por Moldflow (2011). A estatística da malha, segundo Moldflow (2011), deve informar os seguintes valores:

- *Connectivity regions* – representa o número de regiões desconectadas. Este valor deve ser igual a 1 (um), pois um valor maior indicará que existem seções desconectadas com a peça ou com o sistema de alimentação (para as malhas *Midplane* e *Dual Domain*). Após a adição de canais de refrigeração, este valor será acrescido de 1 (um) para cada sistema de canais inseridos;
- *Free edges* – Este valor deve ser 0 (zero) (para as malhas *Dual Domain* e *3D*), caso contrário há a indicação de que alguns elementos não estão conectados à superfície;
- *Non-manifold edge* – Este valor deve ser 0 (zero) (para as malhas *Midplane* e *Dual Domain*), caso contrário há a indicação de que há mais de dois elementos anexados a uma aresta;
- *Elements not oriented* - Este valor deve ser igual a 0 (zero) (*Midplane* e *Dual Domain*);
- *Intersections details* - o parâmetro neste item deve ter valor igual a 0 (zero) (para as malhas *Midplane* e *Dual Domain*), caso contrário superfícies podem estar sobrepostas ou compartilhadas;
- *Maximum aspect Ratio* – o *Aspect Ratio* é a razão de aspecto entre os lados  $a$  e  $b$  de um elemento, como mostra a Figura B3. Cada tipo de malha possui uma indicação de valores específicos para este valor, sendo que idealmente a razão de aspecto deve

ser menor que os valores descritos na Tabela 1. A razão de aspecto típico para uma malha 3D é 15, o máximo 50 e o mínimo 5.



**Figura B3** - Razão de aspecto de um elemento da malha.

Fonte: (MOLDFLOW, 2011).

**Tabela B1** - Valores de referência para razão de aspecto máxima.

<i>Malhas e Análises</i>	<i>Razão de aspecto máx.</i>
Malhas <i>Midplane/Dual Domain</i>	6:1
Malhas <i>Midplane/Dual Domain</i> — áreas não-críticas	20:1
Malha 3D - Elementos Tetra	50:1
Malha <i>Dual Domain</i> antes da conversão para malha 3D	20:1
Análise <i>Cool</i> e <i>Warp</i>	6:1

Fonte: (MOLDFLOW, 2011).

- *Match percentage* – este valor deve ser de 85% ou maior (somente para malha *Dual Domain*). Este valor é uma medida de como os elementos em uma superfície correspondem com os elementos da superfície oposta e é muito importante na determinação correta da espessura da peça e a previsão de orientação das fibras (se for o caso). Também proporciona um comportamento confiável do fluxo do polímero na cavidade, afetando a previsão de empenamento (*Warp*);
- *Maximum dihedral angle* – o valor para o ângulo máximo das faces tetraédricas é de 177° (somente para malha 3D).

Um fator importante para a análise é que caso o valor indicado do parâmetro *Max Aspect Ratio* seja superior ao valor recomendado, deve-se observar o local e a quantidade de elementos que estão fora do limite aceitável. Se existirem poucos elementos fora da recomendação e em pontos não-críticos para a análise, podem-se aceitar valores maiores para este parâmetro. Por esse motivo, a razão de aspecto máxima utilizada de maneira isolada não é um bom parâmetro para definir a qualidade da malha. Todos os fatores em conjunto devem ser analisados.

Desta forma, segundo Moldflow (2011), a malha ainda deve obedecer a alguns critérios e recomendações para garantir a qualidade da análise, considerando, por exemplo que:

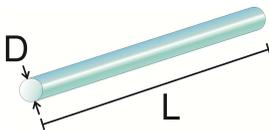
- O tamanho da malha deve ser no mínimo 1,5 vezes a espessura da parede, ou mais;
- Devem existir no mínimo 2 (dois) elementos através de cada superfície;
- Ao redor de furos e outras obstruções, devem existir 3 (três) elementos entre a obstrução e a superfície adjacente, pois desta forma as linhas de solda e outros efeitos transientes podem ser enfatizados.

Após a verificação que a malha cumpre os requisitos listados acima, para o tipo de malha escolhida, ela está apta para ser utilizada, segundo os critérios de Moldflow (2011).

Caso a malha esteja muito grosseira (relação visivelmente baixa entre número de triângulos e volume da peça), deve-se refinar a malha (reduzir o Comprimento Global da Aresta - *Global Edge Length*) de  $1/3$  a  $1/2$  do valor inicial indicado pelo *software*, verificando mudanças significativas nos resultados analisados (MOLDFLOW, 2011). É importante salientar que a malha *3D* não pode ser refinada e caso for necessário, isso deve ser feito antes da conversão da malha *Dual Domain* para *3D*. Após, sugere-se repetir a análise do item B3 (Validação da Malha) para verificar a qualidade da malha refinada.

#### **B4 - Malha do sistema de alimentação e refrigeração**

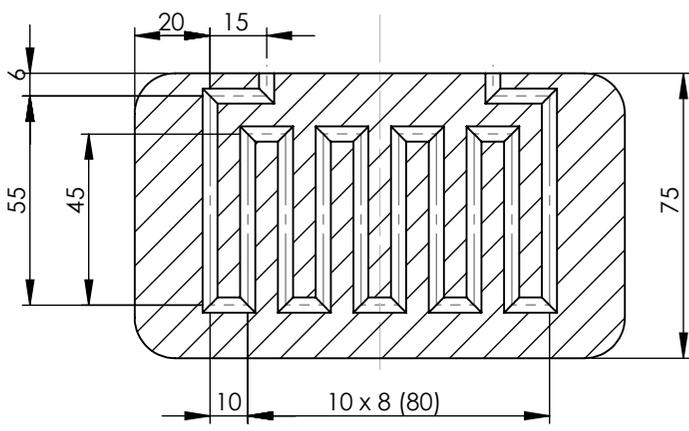
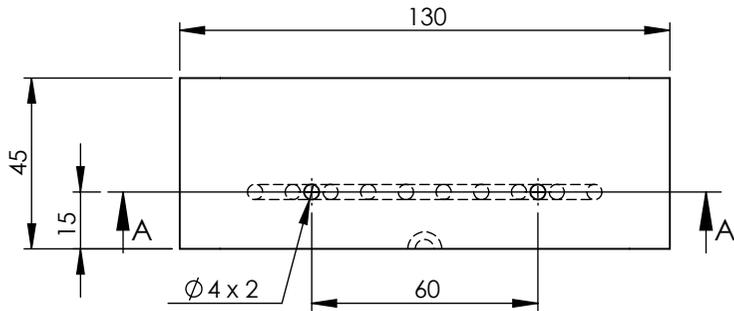
Para a malha do sistema de alimentação e refrigeração deve-se observar a razão de aspecto das seções dos canais geradas para esta malha (*beams*). Segundo Moldflow (2011) a razão  $L/D$  (Figura B4) dos canais destes sistemas deve ser superior a 2,5. A fim de obter uma simulação mais precisa do processo de resfriamento do molde é recomendado gerar a superfície de contorno do molde e região da linha de partição, que por padrão é definida como sendo o plano XY.



**Figura B4** - Razão de aspecto de um elemento do canal do sistema de refrigeração.

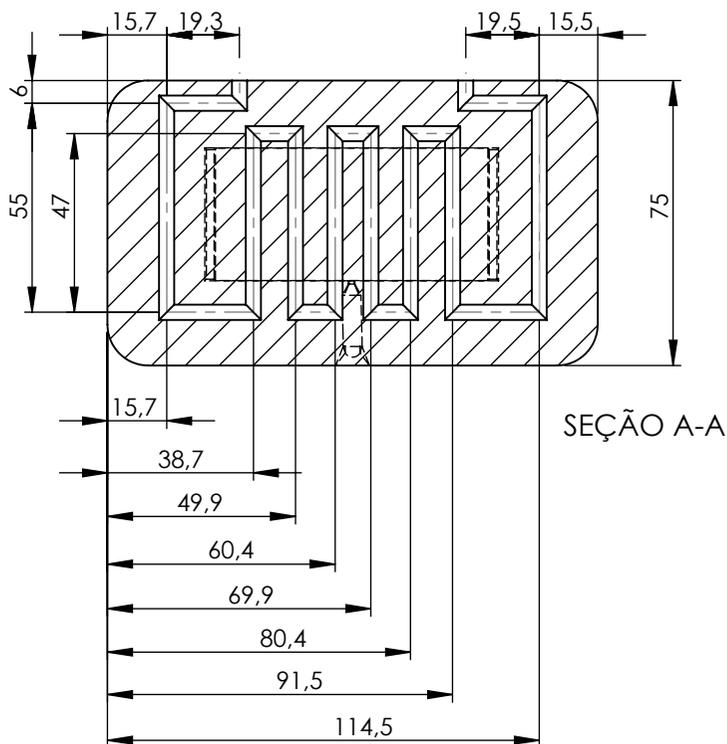
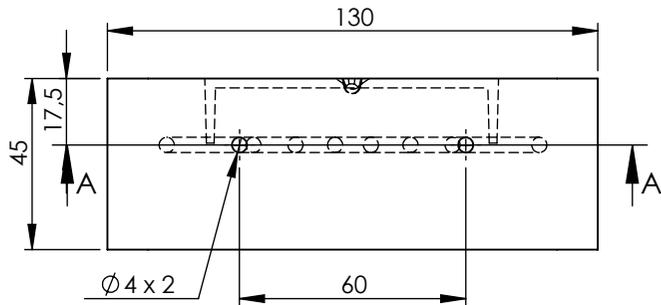
Fonte: Adaptado de Moldflow (2011).

**APÊNDICE C – Desenhos técnicos dos insertos analisados.**



SEÇÃO A-A

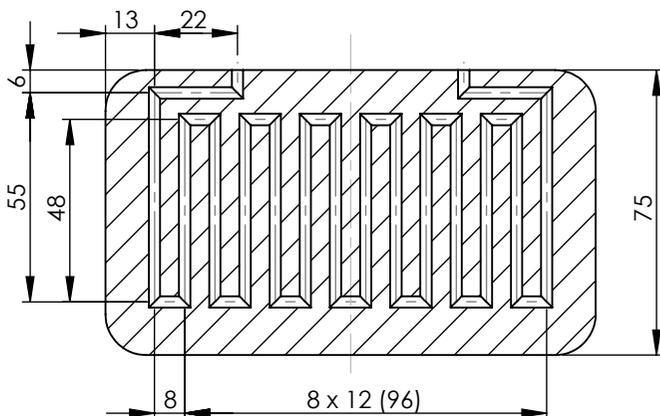
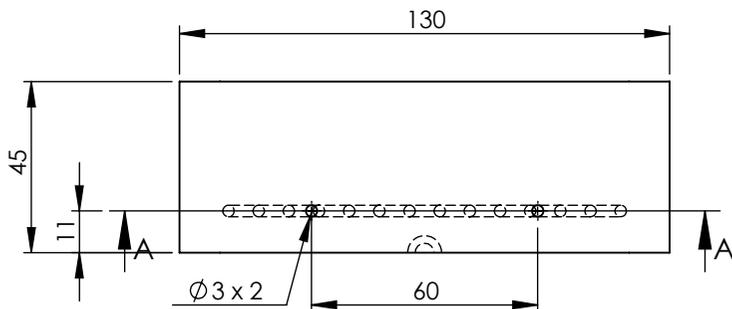
1	A_MY-a_INSERTO MACHO	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise A_MY-a		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 1 DE 24



2	A_MY-a_INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise A_MY-a		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 2 DE 24

A5



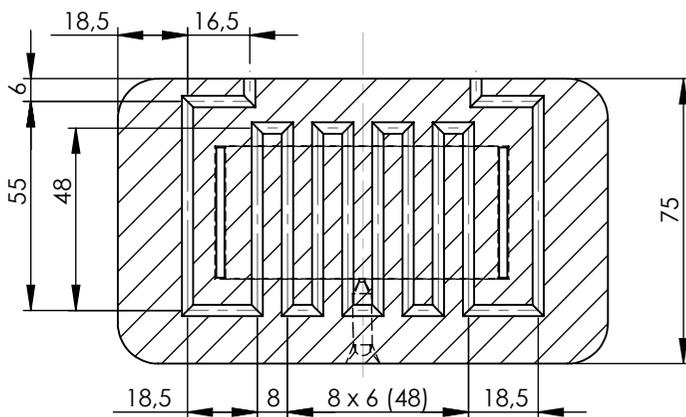
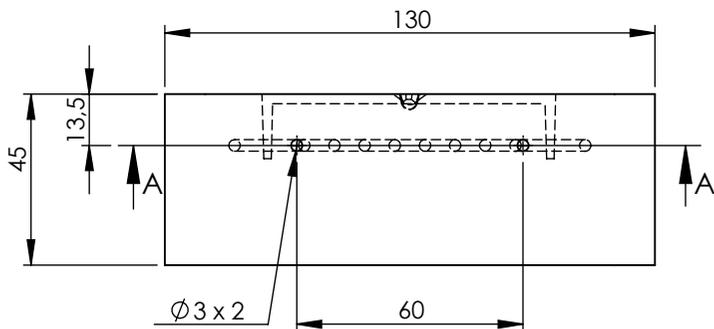


SEÇÃO A-A

3	A_MY-R_INSERTO_MACHO	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise A_MY-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 3 DE 24

A5



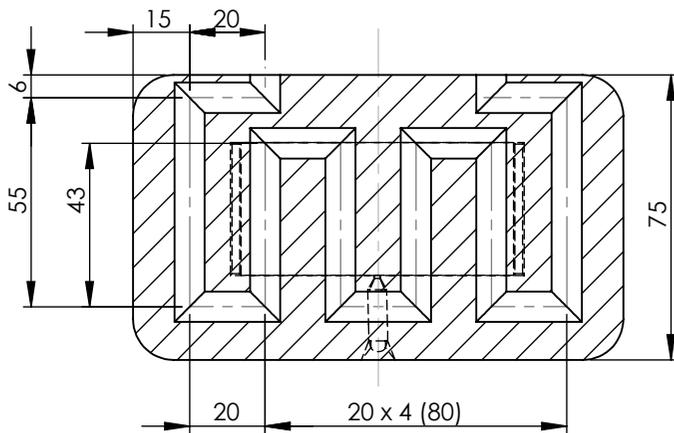
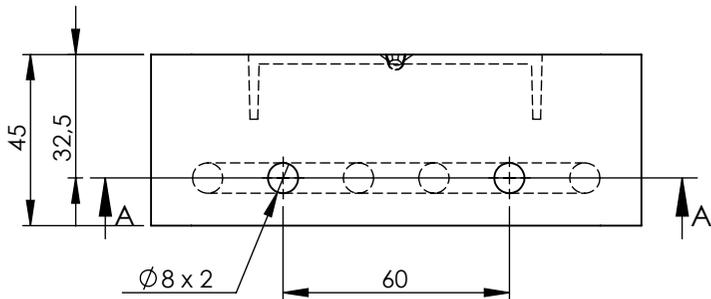


SEÇÃO A-A

4	A_MY-R_INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise A_MY-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 4 DE 24

A5



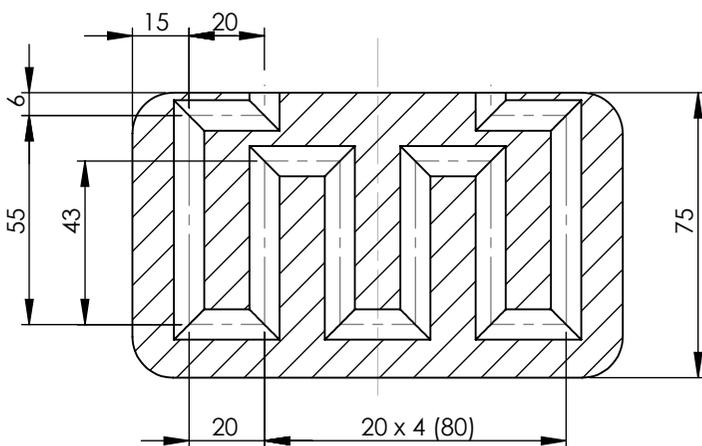
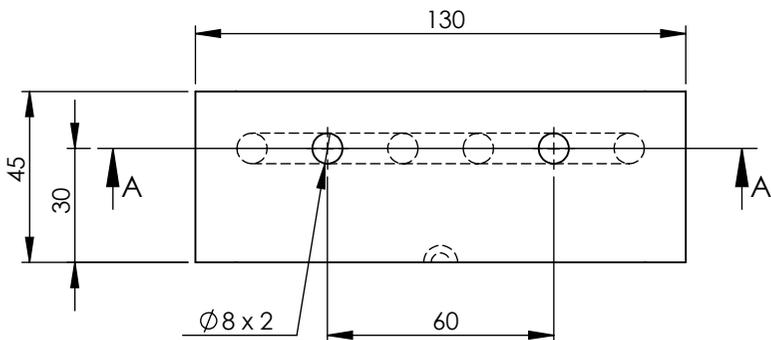


SEÇÃO A-A

5	A_BT-R / A_BT-a INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análises A_BT-a e A_BT-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 5 DE 24

A5



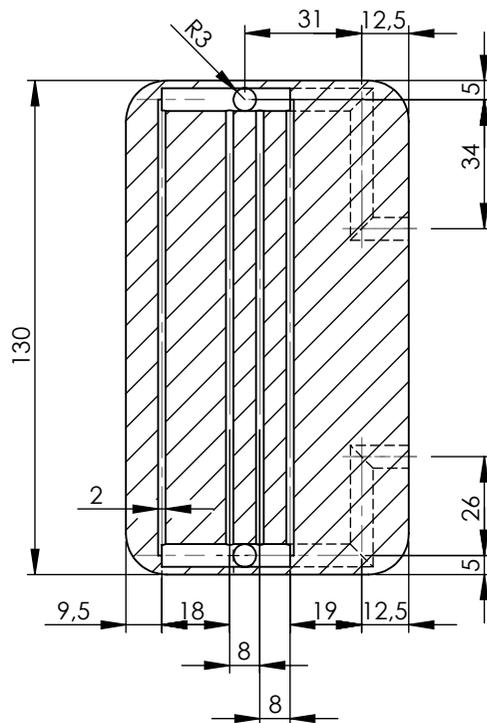
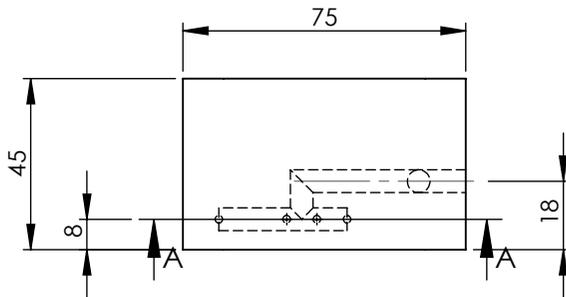


SEÇÃO A-A

6	A_BT-R / A_BT-a INSERTO MACHO	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análises A_BT-a e A_BT-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 6 DE 24

A5



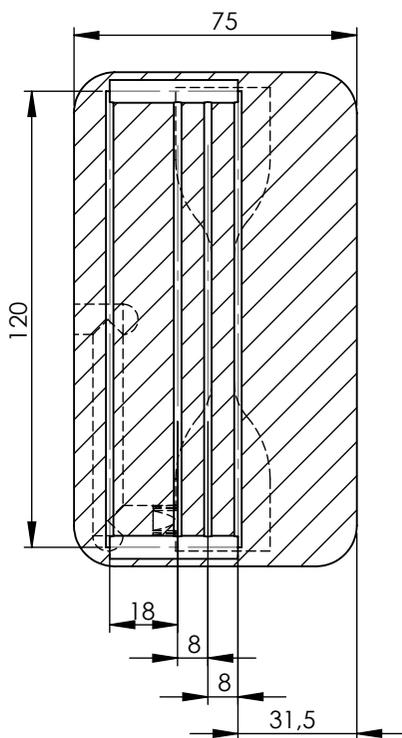
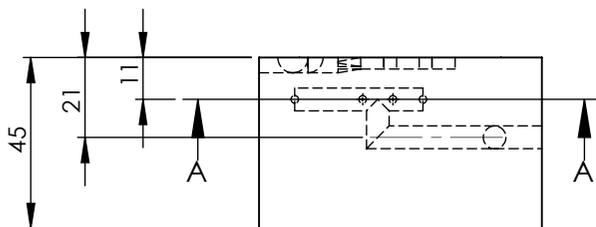


SEÇÃO A-A

7	B_MY-a / B_MY-R INSERTO MACHO	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análises B_MY-a e B_MY-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 7 DE 24

A5



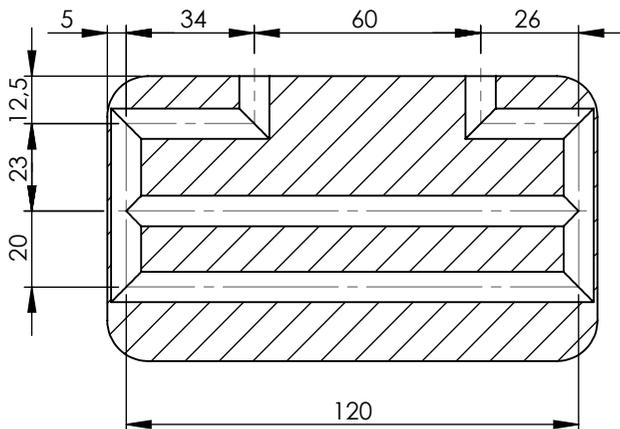
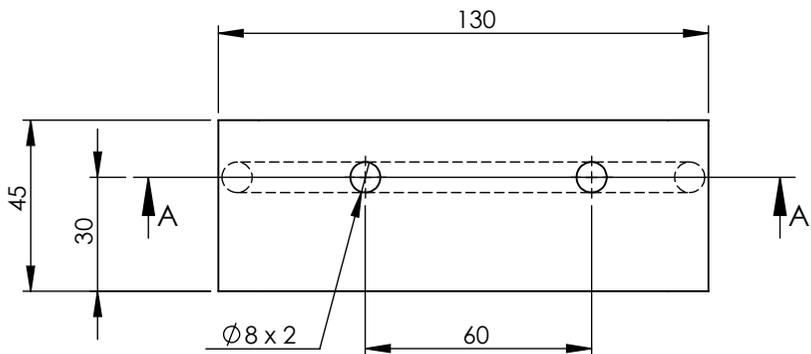


SEÇÃO A-A

8	B_MY-a / B_MY-R INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análises B_MY-a e B_MY-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 8 DE 24

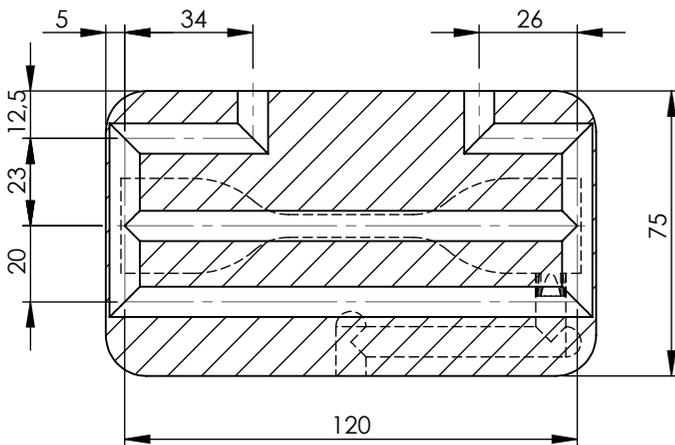
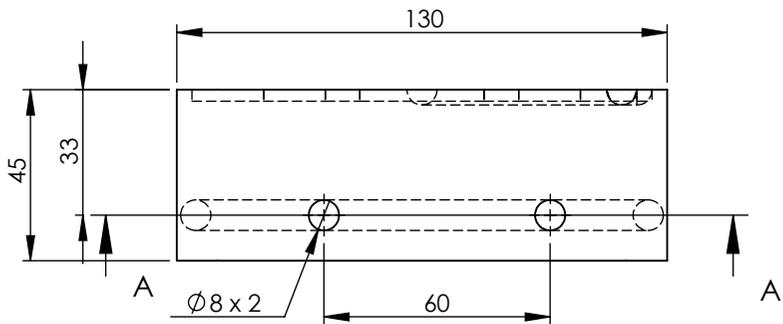
A5





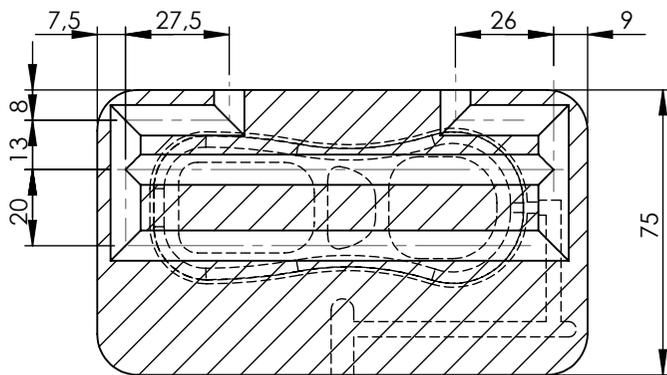
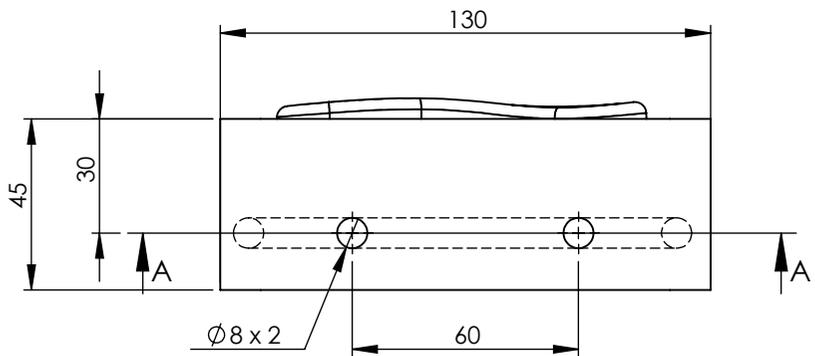
SEÇÃO A-A

9	B_BT-a / B_BT-R INSERTO MACHO	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análises B_BT-a e B_BT-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 9 DE 24
		A5
		



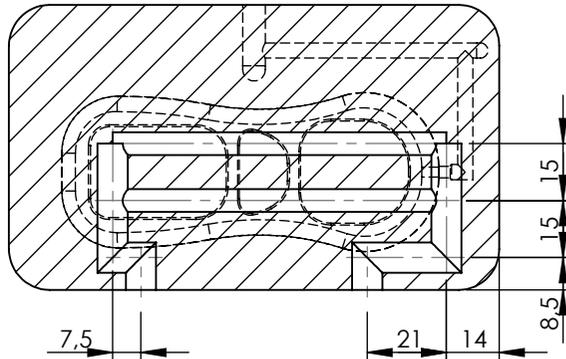
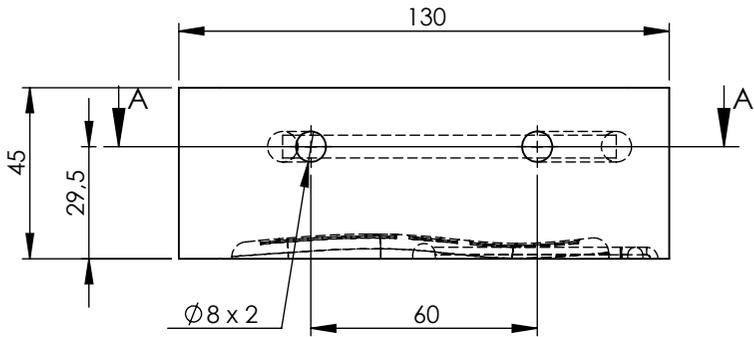
SEÇÃO A-A

10	B_BT-a / B_BT-R INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análises B_BT-a e B_BT-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 10 DE 24
		A5
		



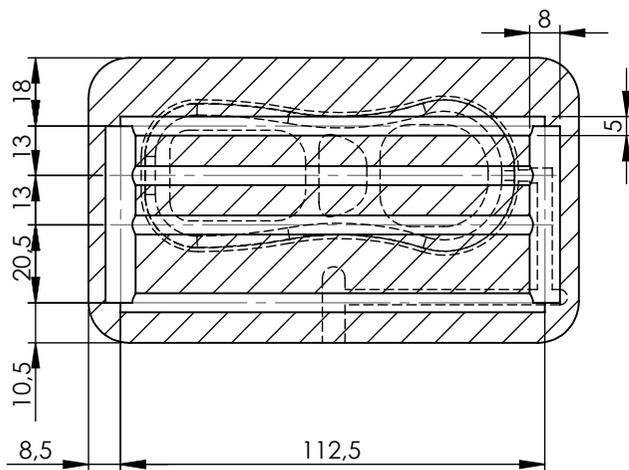
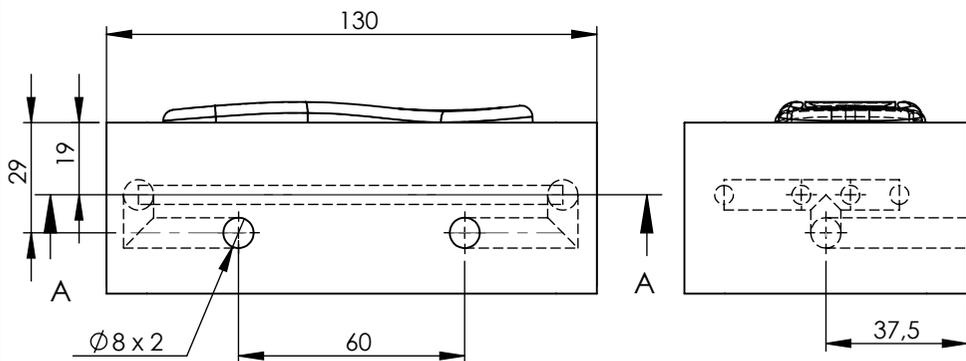
SEÇÃO A-A

11	C_MY-a INSERTO MACHO	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise C_MY-a		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 11 DE 24
		A5
		



SEÇÃO A-A

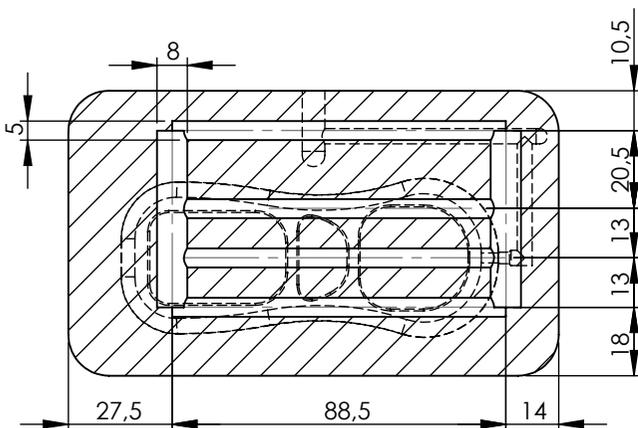
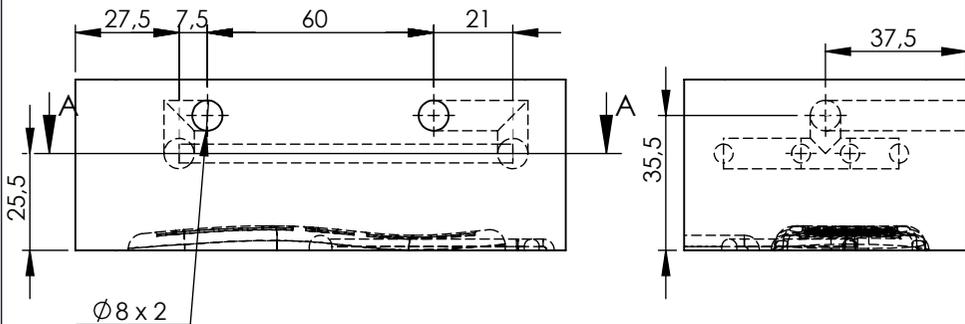
12	C_MY-a INSERTO FEMEA			1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO			QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise C_MY-a				
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello				
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012	ESCALA: 1:2	A5
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC			FOLHA 12 DE 24	



SEÇÃO A-A

13	C_MY-R / D_LP INSERTO MACHO	1		
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.		
TÍTULO DO PROJETO: Análise C_MY-R / Análise D_LP				
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		A5		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1		DATA: 12/03/2012	ESCALA: 1:2
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC			FOLHA 13 DE 24	



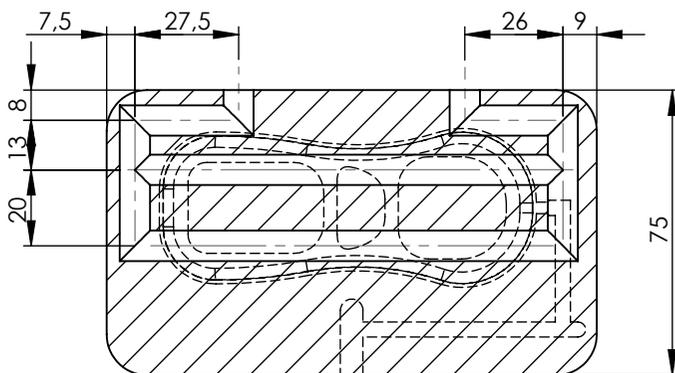
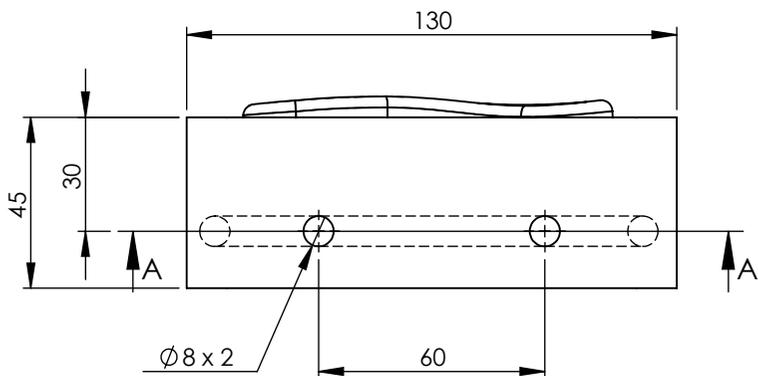


SEÇÃO A-A

14	C_MY-R / D_LP INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise C_MY-R / Análise D_LP		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 14 DE 24

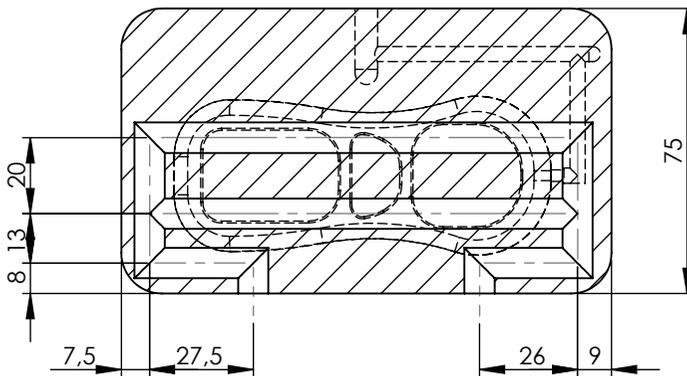
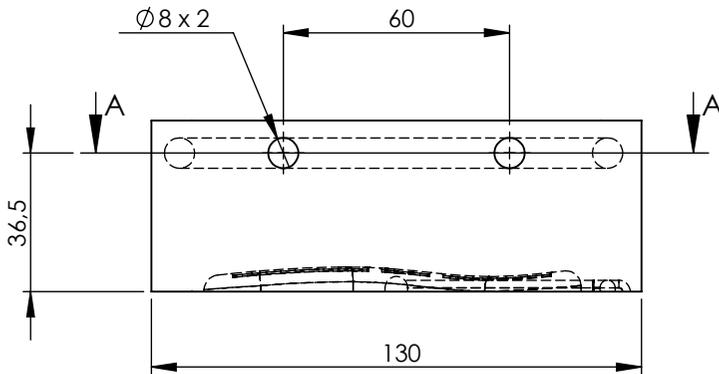
A5





SEÇÃO A-A

15	C_BT-a / C_BT-R INSERTO MACHO			1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO			QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análises C_BT-a / C_BT-R				
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello				
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012	ESCALA: 1:2	A5 
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC			FOLHA 15 DE 24	

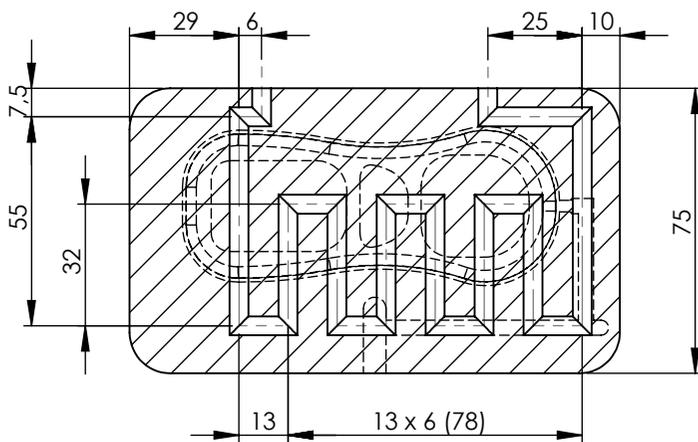
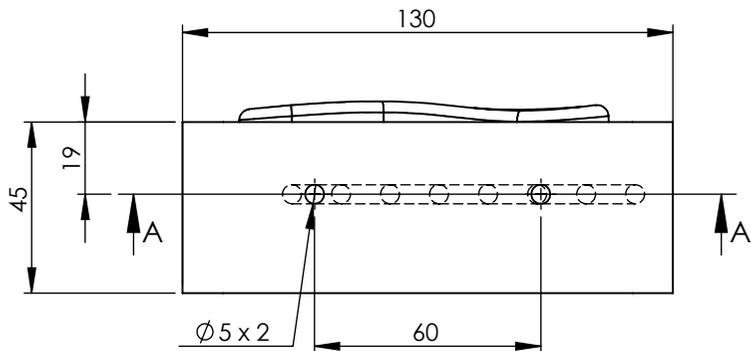


SEÇÃO A-A

16	C_BT-a / C_BT-R INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análises C_BT-a / C_BT-R		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 16 DE 24

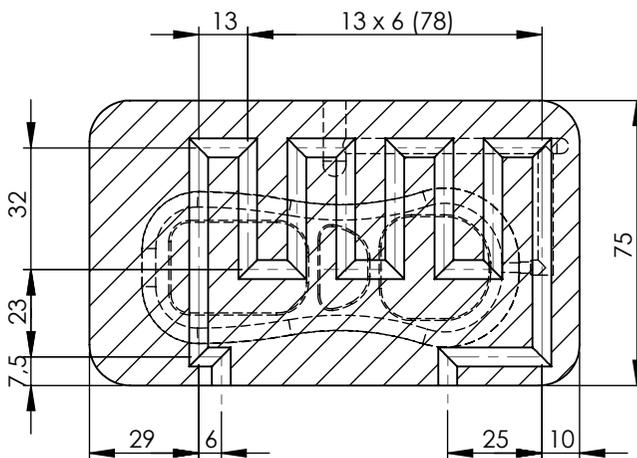
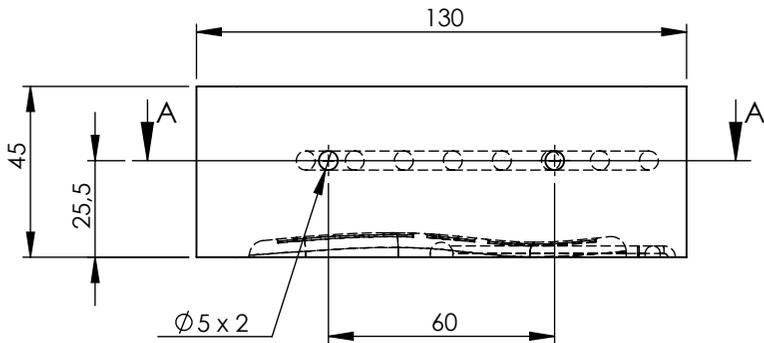
A5





SEÇÃO A-A

17	D_LS INSERTO MACHO			1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO			QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise D_LS				
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello				
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012	ESCALA: 1:2	A5 
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC			FOLHA 17 DE 24	

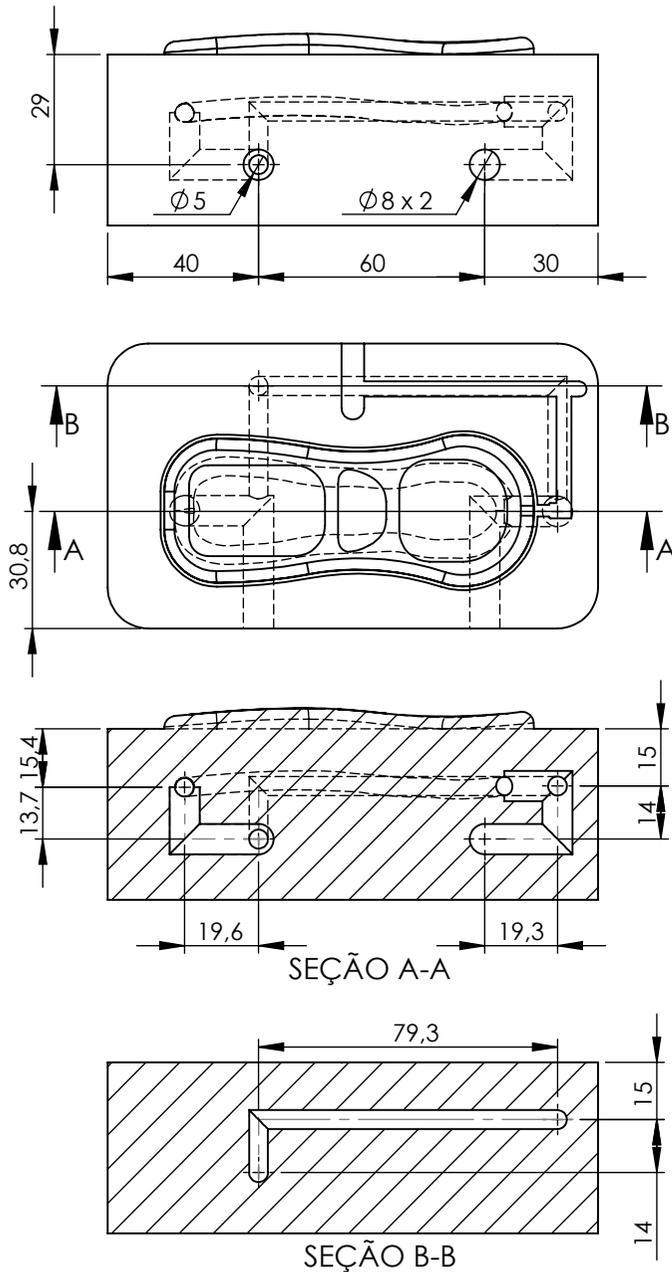


SEÇÃO A-A

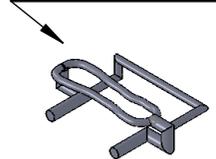
18	D_LS INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise D_LS		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 18 DE 24

A5





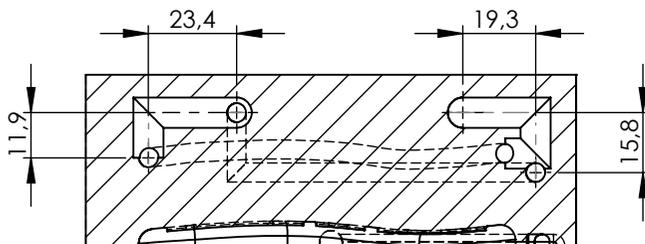
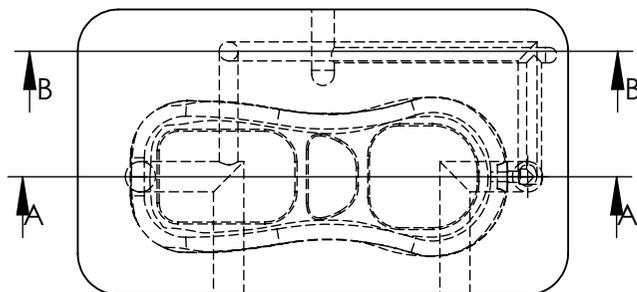
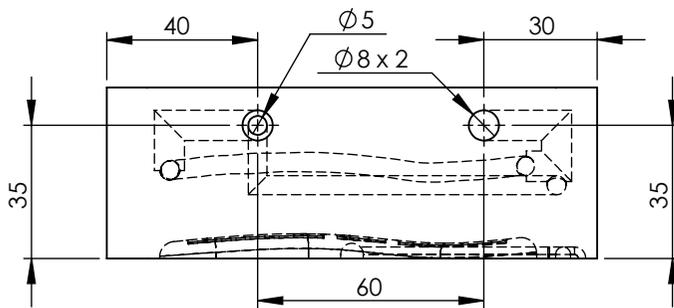
esquema do sistema de refrigeração canais conformados



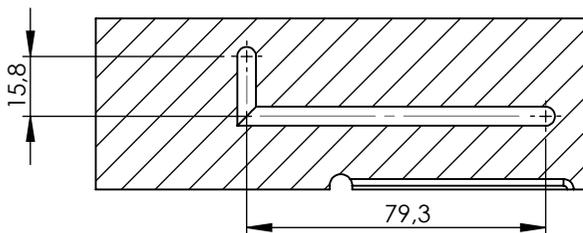
19	D_CC INSERTO MACHO	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise D_CC		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 19 DE 24

A5



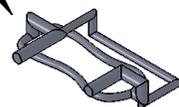


SEÇÃO A-A



SEÇÃO B-B

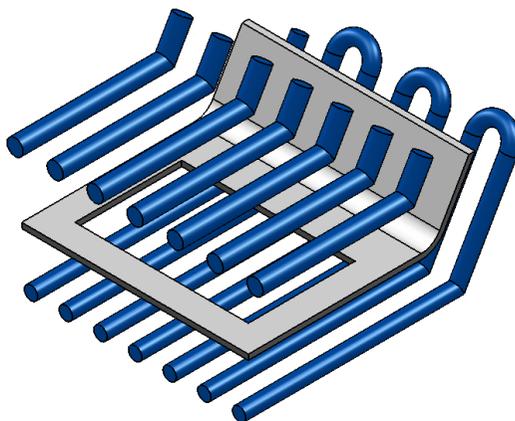
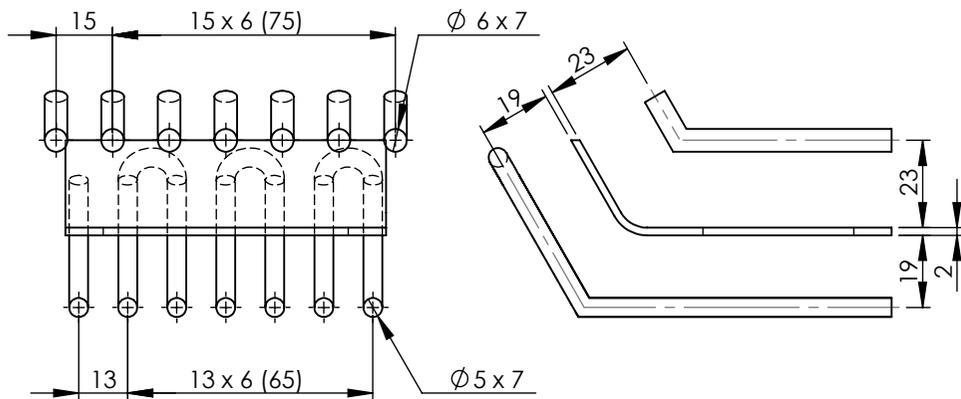
esquema do sistema de refrigeração canais conformados



20	D_CC INSERTO FEMEA	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise D_CC		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 20 DE 24

A5

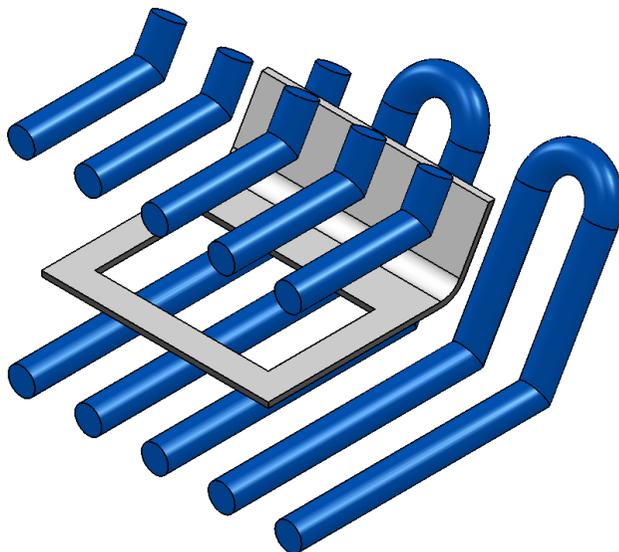
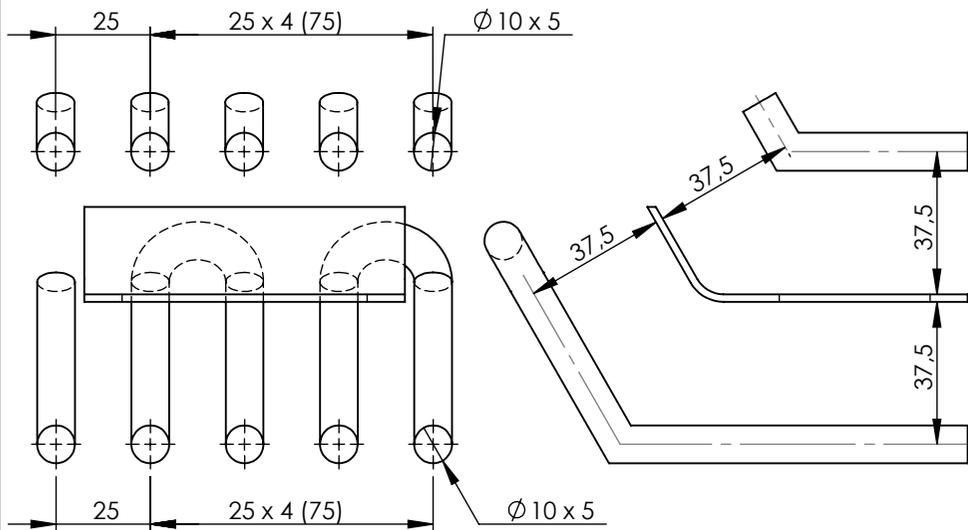




21	Desenho esquemático do sist. de refrig. da análise E_MY-BT	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise E_MY-BT		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 21 DE 24

A5

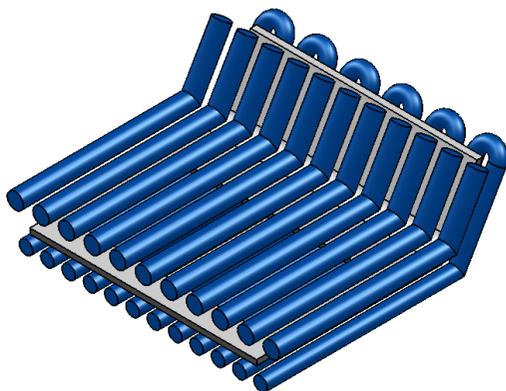
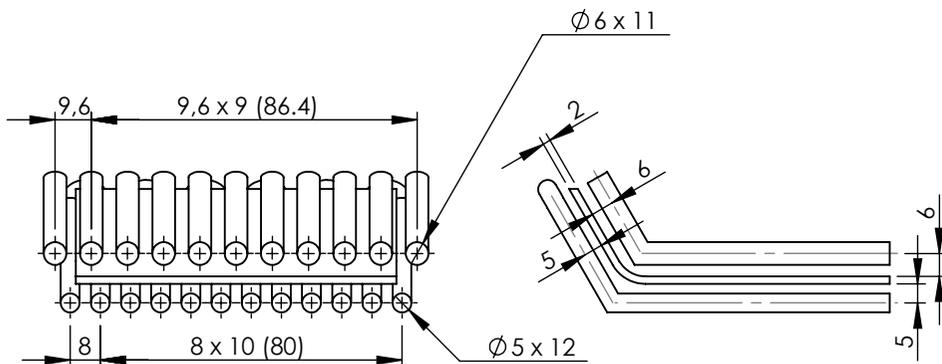




22	Desenho esquemático do sist. de refrig. da análise E_LI-BT	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise E_LI-BT		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 22 DE 24

A5

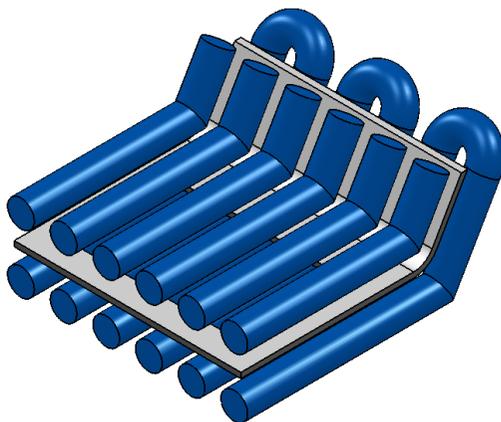
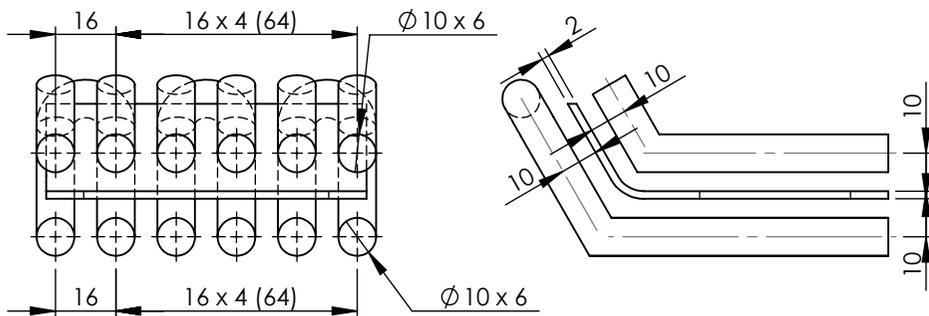




23	Desenho esquemático do sist. de ref. da análise E_MY-LI	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise E_MY-LI		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1	DATA: 12/03/2012
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		ESCALA: 1:2
		FOLHA 23 DE 24

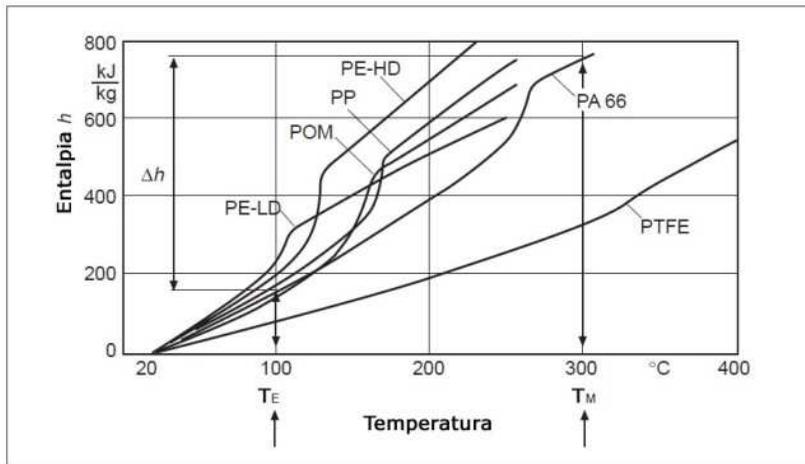
A5





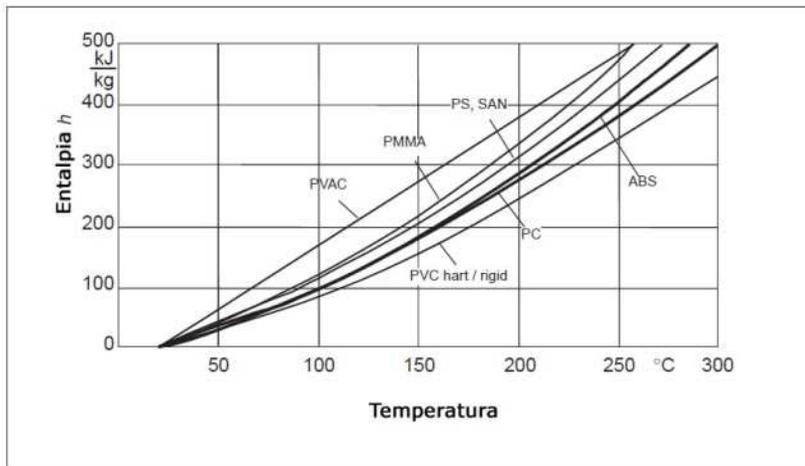
24	Desenho esquemático do sist. de refrig. da análise E_LI-LI	1
Nº DO ITEM	DESCRIÇÃO	QDT.
TÍTULO DO PROJETO: Análise E_LI-LI		
DESENHISTA: Roberto Angelo Pistorello		A5 
PROJETO: Dissert.	REVISÃO Nº: 1 DATA: 12/03/2012 ESCALA: 1:2	
INSTITUIÇÃO/EMPRESA: CIMJECT/UFSC		

## ANEXO A – Valores de entalpia para polímeros



**Figura A1** - Valores de entalpia para polímeros semicristalinos.

Fonte: Zöllner (1998).



**Figura A2** - Valores de entalpia para polímeros amorfos.

Fonte: Zöllner (1998).