A Deus,

Aos meus pais Tarciso e Marli,

A minha esposa Fátima,

Aos meus pequenos Guilherme e Mariana.

Agradecimentos

Ao professor Reginaldo Teixeira Coelho pela orientação e amizade.

Aos amigos e professores José Antônio da Silva e Alex Sander Chaves da Silva, pelo apoio inicial.

Ao suporte financeiro da CAPES pela concessão da bolsa.

Ao Srs. Francisco Marcondes e Aldeci Vieira Santos da empresa SANDVIK e ao Sr. José Fachin da empresa SANDI FERRAMENTAS pela concessão das Ferramentas de corte, ao Sr. Luis A. Colembergue Klujszo da GERDAU Aços Especiais Piratini pela concessão dos aços para confecção dos corpos-de-prova.

Aos técnicos Adolpho, Ariel e Daniel, do NUMA/OPF e ao acadêmico Ricardo Arai pelo apoio durante todo o trabalho experimental.

Aos técnicos do LAMAFE Adão, Botelho e José Carlos pela troca de conhecimento.

Aos colegas do OPF/NUMA, Adriano Fagali, Alessandro Roger, Américo Guelere, Andréia, Arthur, Carlos Elias, Carlos Magno, Elizabeth, Emanuel, Eraldo Janone, Fabio Ferraz, Hugo, Irene, Jen Po, Mamoro, Marcelo del Guerra, Marcelo Batista, Salete, Thiago, Tobias, Rafael, Renato Capla, pelo companheirismo e ajuda.

A todos os colegas da Pós-Graduação, professores e funcionários do Departamento de Mecânica da EESC/USP.

A Todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

BRANDÃO, L. C. (2006). *Estudo experimental da condução de calor no fresamento de materiais endurecidos utilizando altas velocidades de corte*. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

Modernas empresas buscam a melhoria dos seus sistemas de produção a fim de aumentar a produtividade e a qualidade de produtos. A tecnologia de usinagem com alta velocidade de corte (HSC – High Speed Cutting) permite aumentar as taxas de remoção de material, as tolerâncias dimensionais das partes, assim como a melhoria do acabamento superficial. Esta tecnologia tem sido muito utilizada na área de moldes e matrizes, pois minimiza o problema de tempos de usinagem longos na produção e facilita a obtenção de elevada qualidade, normalmente requerida em produtos injetados/estampados. Atualmente diversos estudos em HSC buscam a compreensão de todos os fatores envolvidos nesta nova tecnologia, a qual ainda apresenta diversas lacunas para o seu domínio completo. Este trabalho apresenta um estudo teórico-experimental da condução de calor nos materiais utilizados na fabricação de moldes e matrizes, submetidos à usinagem com altas velocidades de corte. Os materiais utilizados foram os aços AISI D2 e AISI H13, muito utilizados nas indústrias de moldes e matrizes. Os ensaios foram realizados com fresas de ponta esférica (Ball-Nose) com e sem angulação de hélice e com ângulo de saída neutro, com revestimento de (TiAl)N e com uma ferramenta com uma placa de PcBN soldada. A geometria dos corpos-de-prova foi projetada para aproximar-se dos casos reais encontrados na indústria, casos em que superfícies complexas e paredes finas são comumente usinadas em matrizes e moldes. Dois sistemas de resfriamento foram utilizados o ar comprimido e o ar gelado utilizando o princípio de vórtice. Os resultados demonstraram uma pequena variação da temperatura em função dos materiais empregados e das ferramentas utilizadas em todos os testes. Os dois sistemas de resfriamento alternativos à usinagem sem sistema de resfriamento, o ar comprimido e o ar frio, também se mostraram influentes na variação da temperatura, apresentando-se como sistemas capazes de remover o calor no processo durante a usinagem. Os desvios de forma encontrados nos corpos-de-prova devem ser considerados na usinagem de perfis muito precisos. Foram encontrados valores da ordem de 0,05 mm, oriundos da combinação de distorções térmicas e tensões residuais, os quais podem ser significativos, por exemplo, na área de matrizaria.

Palavras-chave: *Medição de Temperatura, Condução de Calor, Altas Velocidades de Corte, Moldes e Matrizes.*

ABSTRACT

BRANDÃO L. C. (2006). *Experimental study on heat conduction in milling of hardened materials using high speed cutting*. Ph.D. Thesis – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

Modern industries improve their production systems aiming at increasing productivity and product quality. The high speed cutting (HSC) technology allows increasing material removal rates, workpiece dimensional tolerance and surface finishing as well. Such technology has been extensively used in mold and dies areas, since it minimizes long lead time problems and facilitates high quality machining, normally required in injected/formed products. Nowadays, several studies in HSC search for understanding all aspects involved in that new technology, which still presents many blanks for its complete knowledge. The present work shows a theoretical and experimental study on heat conduction flux in materials applied to mold and die manufacturing, submitted to HSC. It was used AISI D2 and AISI H13, which are very common in mold and die industry. Two types of cylindrical ball nose end milling tool were used in the experiments: coated with (TiAl)N and tipped with PcBN. The workpiece geometry was conceived to simulate real cases found in industry, in which complex surfaces and slim walls are commonly machined in molds and dies. Two cooling systems were used in the tests, compressed air and frozen air using vortex principle. Results indicated a small temperature variation as a function of machined materials and tools throughout the tests. Both alternative cooling systems, besides dry machining, compressed air and cool air, also demonstrated to affect temperature variation. They presented themselves as capable of remove heat from the process during the cutting operation. The form deviation found in the workpiece after machining must be considered when machining very precise profiles. Variation values of around 0.05 mm were found, coming from a combination of thermal distortion and residual stress, which could be significant, for example, in die manufacturing area.

Key-words: *Temperature Measure, Heat Conduction, High Speed Cutting, Molds and Dies.*

Lista de Figuras

Figura 2-1. Redução do tempo de produção de um molde devido a HSM (FINZER, 1998).	6
Figura 2-2. Definição de faixas de valores para HSC (VIGNEAU, 1997).	8
Figura 2-3. A influência das características da usinagem a alta velocidade	9
Figura 2-4. Seqüência de produção de moldes e matrizes (SANDVIK, 2002).	11
Figura 2-5. Fluxo de Informações e etapas do processo de fabricação para moldes e matrizes (adaptado de FALLBÖHMER et al., 1996).	12
Figura 2-6. Localização das três zonas de geração de calor (BRAGHINI Jr., 2002).	19
Figura 2-7. Modelo simplificado da formação de cavaco em duas dimensões (adaptado de SHAW, 1988 apud BRAGHINI Jr., 2002).	19
Figura 2-8. Diferentes mecanismos de desgaste (adaptado de KOPAC et al., 2001).	21
Figura 2-9. Esquema de funcionamento de pirômetros (AMPERES AUTOMATION, 2003).	24
Figura 2-10. Esquema do experimento realizado para medição da temperatura na usinagem a seco “in loco” (adaptado de DÖRR et al., 2003).	25
Figura 2-11. Esquema do experimento realizado para medição da temperatura na usinagem a seco “in loco” (adaptado de Müller-Hummel, 1995).	27
Figura 2-12. Experimento para medição da temperatura (Ming et al., 2003).	27
Figura 2-13. Determinação da curva de resfriamento para seis condições de resfriamento (Sales et al., 2001).	32
Figura 2-14. Possibilidades de mudança de processo para o torneamento a seco (adaptado de MOMPER, 2000).	35
Figura 2-15. Durezas a quente/características de alguns materiais metálicos (adaptado de SREEJITH & NGOI, 2000).	45
Figura 3-1. Detalhe da ferramenta R216.42 16030 – AK32G 1610 (Fr1)	53
Figura 3-2. Detalhe da Geometria das ferramentas F1827R.Z.16.Z2.08 WXX15 e F1827R.Z.16.Z2.08 WCB 80	54
Figura 3-3. Detalhe do corpo-de-prova.	56
Figura 3-4. Dimensões dos corpos-de-prova.	56
Figura 3-5. Dispositivo para fixação dos corpos-de-prova	56
Figura 3-6 - Vista geral da montagem dos termopares.	57
Figura 3-7. Esquema da furação dos corpos de prova.	58

Figura 3-8. Esquema da montagem da bancada de ensaios	59
Figura 3-9. Esquema da montagem do rotâmetro e do regulador de pressão	61
Figura 3-10 - Tubo vórtice montado no cabeçote da máquina.	61
Figura 3-11 - Princípio de funcionamento do tubo vortex (Fröhlingsdorf, 1999).	62
Figura 3-12 - Modelo do resfriador utilizado nos testes.	63
Figura 3-13. Esquema da trajetória de usinagem dos corpos-de-prova.	64
Figura 3-14. Detalhe do ponto de contato médio da ferramenta no corpo de prova.....	65
Figura 3-15. Equação e desenho esquemático utilizado para cálculo dos diâmetros máximos e mínimos.	65
Figura 3-16. Esquema sistema de medição dos pontos no corpo de prova.....	67
Figura 3-17. Sistema de referência realizando a medição dos perfis.....	67
Figura 3-18. Exemplo da malha utilizada no programa de elementos finitos.....	68
Figura 3-19. Detalhe dos carregamentos aplicados no elemento.....	69
Figura 4-1. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem sem sistema de refrigeração (ferramenta R216.42-16030- AK32G).....	73
Figura 4-2. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15).....	76
Figura 4-3. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar gelado (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)... ..	78
Figura 4-4. Gráficos das curvas simuladas com filtragem dos pontos, para o erro mínimo de 1,11% ferramenta R216.42-16030-AK32G aço AISI H13.....	84
Figura 4-5. Gráficos das curvas simuladas com filtragem dos pontos, para o erro mínimo de 0,74% ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 aço AISI D2.....	88
Figura 4-6. Gráfico das curvas simuladas com filtragem dos pontos. para o erro mínimo de 0,36% ferramenta R216.42-16030-AK32G aço AISI D2	91
Figura 4-7. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 sem sistema de resfriamento (ferramenta R216.42-16030-AK32G).	95
Figura 4-8. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar comprimido (ferramenta R216.42-16030-AK32G).	96
Figura 4-9. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar gelado (ferramenta R216.42-16030-AK32G)	96

Figura 4-10. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 sem sistema de resfriamento (ferramenta R216.42-16030-AK32G).	98
Figura 4-11. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 usinagem com o sistema de ar comprimido (ferramenta R216.42-16030-AK32G).....	99
Figura 4-12. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 usinagem com sistema de ar gelado (ferramenta R216.42-16030-AK32G)	99

Lista de Tabelas

Tabela 2-1 - Classificação AISI dos aços ferramenta (MACIEL, 2003).....	15
Tabela 2-2. Propriedades selecionadas das camadas de TiN, TiCN e(TiAl)N (YUHARA, 2000).....	44
Tabela 3-1. Dimensões da Ferramenta R216.42 16030 – AK32G 1610 .	53
Tabela 3-2. Dimensões das ferramentas F1827R.Z.16.Z2.08 WXX15 (Fr2) e F1827R.Z.16.Z2.08 WCB 80 (Fr3).....	54
Tabela 3-3 – Valores médios da composição química e dureza dos materiais utilizados.	55
Tabela 3-4. Propriedades térmicas dos dois aços utilizados nos teste de fresamento.....	55
Tabela 3-5 - Valores de temperatura, pressão e vazão para o sistema de resfriamento segundo o fabricante.	63
Tabela 3-6. Variáveis utilizadas nos ensaios de fresamento	65
Tabela 3-7 - Valores de temperatura, pressão e vazão utilizados nos ensaios de fresamento com o sistema de ar gelado.	66
Tabela 3-8. Valores iniciais propostos para a simulação dos testes experimentais ensaios sem sistema de resfriamento.	70
Tabela 4-1. Quadro resumo dos valores máximos de temperatura para os aços AISI H13 e AISI D2, testes a seco.	75
Tabela 4-2. Quadro resumo dos valores máximos de temperatura para os aços AISI H13 e AISI D2 com sistema de ar comprimido.	77
Tabela 4-3. Quadro resumo dos valores máximos de temperatura para os aços AISI H13 e AISI D2 com sistema de ar gelado.....	79
Tabela 4-4. Quadro dos dados para o experimento fatorial com 2 fatores, temperatura e ferramentas, aço AISI H13 testes a seco.....	81
Tabela 4-5. Quadro anova dos resultados do experimento com o aço AISI H13, teste a seco.....	81
Tabela 4-6. Quadro anova dos resultados do experimento com o aço AISI H13 com sistema de ar frio.....	82
Tabela 4-7. Quadro anova dos resultados do experimento com o aço AISI D2 com sistema de ar frio.....	83
Tabela 4-8. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação sem sistema de resfriamento para a três ferramentas empregadas, aço AISI H13.	85

Tabela 4-9. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação sem sistema de resfriamento para a três ferramentas empregadas, aço AISI D2.	87
Tabela 4-10. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação com sistema de ar comprimido para a três ferramentas empregadas, aço AISI H13.....	89
Tabela 4-11. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação com sistema de ar comprimido para a três ferramentas empregadas, aço AISI D2.....	90
Tabela 4-12. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação com sistema de ar gelado para a três ferramentas empregadas, aço AISI H13.....	93
Tabela 4-13. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação com sistema de ar gelado para a três ferramentas empregadas, aço AISI D2.....	94
Tabela 4-14. Quadro resumo dos desvios dimensionais para o aço AISI H13 com as três ferramentas.....	97
Tabela 4-15. Quadro resumo dos desvios dimensionais para o aço AISI D2 com as três ferramentas.....	101

Lista de Abreviaturas e Siglas

A/D = Analógico Digital

AISI = Instituto Americano de Aço e Ferro

ANSYS = Analysis of System

AWG = American Wire Gage

CAD = Computer Aided Desing (Desenho Auxiliado por Computador)

CAM = Computer Aided Manufacturing (Manufatura Auxiliada por Computador)

cBN = Nitreto de Boro Cúbico

CNC = Comando Numérico Computadorizado

Conv = convecção natural na rotina do ANSYS

Convelo = Convecção forçada na rotina do ANSYS

CVD = Chemical Vapour Depostion (Deposição química de vapor)

D2 = Codificação para aços de trabalho a frio

D_c = Diâmetro da ferramenta de corte

D_{ef} = Diâmetro efetico de Corte

GG25 = ferro fundido cinzento

H13 = Codificação para aços para trabalho a quente

Hflux = calor na rotina do ANSYS

HRC = Dureza Rockwell

HSC = High Speed Cutting (Altas Velocidades de Corte)

HSM = High Speed Machning (Altas velocidades de usinagem)

HV = Dureza Vickers

INCONELTM = Superliga a base de Níquel

M2 = Codificação para aços a base de Molibdênio

PcBN = Nitreto de Boro Cúbico Policristalino

PCM = Pés cúbicos por minuto

PVD = Physical Vapour Deposition (Deposição física de vapor)

(TiAl)N = Nitreto de Alumínio Titânio

T2 = Codificação para aços a base de Tungstênio

TICN = Carbonitreto de Titânio

TIN = Nitreto de Titânio

VB = Desgaste de flanco

Lista de Simbolos

α = difusividade

α_0 = ângulo de folga

γ_0 = ângulo de saída

ρ = densidade

C_p = calor específico

K = condutibilidade térmica

Z_n = número de dentes da fresa

SUMÁRIO

Resumo.....	iii
Abstract.....	iv
Lista de Figuras.....	v
Lista de Tabelas.....	viii
Lista de Abreviaturas e Siglas.....	x
Lista de Símbolos.....	xi
1. INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivos	3
1.2 Estrutura do Trabalho.....	3
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1 Utilização de HSM na usinagem de Moldes e Matrizes	5
2.2 Seqüência de produção de moldes e matrizes	10
2.3 Características dos materiais empregados em moldes e matrizes	14
2.4 Usinagem de moldes e matrizes: fatores geradores de calor no processo de usinagem	17
2.4.1 Técnicas de medição da temperatura na região de corte	21
2.5 Sistemas para a refrigeração do processo de corte	31
2.5.1 Usinagem com fluidos	31
2.5.2 Usinagem a seco	34
2.5.3 Sistemas alternativos de refrigeração.....	38
2.6 Ferramentas de Cerâmicas.....	39
2.7 Cermets	40
2.8 Ferramentas de PcBN	41
2.9 Revestimentos de Ferramentas de corte.....	43
2.9.1 Função.....	43
2.9.2 Classificação:	46
2.10 Resumo da revisão bibliográfica.....	49
3. MATERIAIS E MÉTODOS	53
3.1 Máquina-Ferramenta.	53
3.2 Ferramentas.....	53

3.3	Materiais dos corpos-de-prova	54
3.4	Dispositivo para fixação dos termopares	57
3.5	Bancada de Ensaio	58
3.5.1	Detalhes da aquisição de temperatura	58
3.5.2	Descrição do equipamento de ar comprimido e de ar frio	60
3.6	PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL	63
3.6.1	Estratégia de usinagem	63
3.6.2	Medição de temperatura	66
3.6.3	Levantamento da topografia do perfil usinado	66
3.6.4	Utilização do método de elementos finitos para encontrar os valores “q” e “h” dos testes experimentais	68
4.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	73
4.1	Gráficos de Temperatura	73
4.1.1	Testes a seco	73
4.1.2	Testes com sistema de ar comprimido	76
4.1.3	Testes com sistema de ar frio	77
4.1.4	Análise estatística dos resultados experimentais	80
4.2	Análise do modelo teórico utilizando elementos finitos	83
4.2.1	Simulações dos testes sem sistema de resfriamento	83
4.2.2	Simulações dos testes com sistema de ar comprimido	87
4.2.3	Simulações dos testes com sistema de ar frio	90
4.3	Análise dos desvios do corpo de prova	95
4.3.1	Avaliação dos desvios do aço AISI H13	95
4.3.2	Avaliação dos desvios do aço AISI D2	97
5.	CONCLUSÕES	103
6.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	107
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	109
	Apêndice A	119
	Apêndice B	125
	Apêndice C	133
	Apêndice D	167
	Apêndice E	177

1. INTRODUÇÃO

Os sistemas de manufatura que utilizam a tecnologia da usinagem têm uma importância significativa dentro dos principais sistemas produtivos. Tal tecnologia sofre grandes pressões para a redução de custos e para o aumento da produtividade. Novas técnicas, conceitos de automação e estratégias têm sido adotadas e desenvolvidas para aumentar o desempenho dos modernos sistemas de produção voltados à manufatura.

Fabricantes de moldes e matrizes estão constantemente procurando reduzir tempos passivos e custos de produção para buscar as exigências de um mercado altamente competitivo. Uma proporção substancial dos custos de produção está envolvida na usinagem, sendo que usinagens de acabamento devem estar dentro das necessidades de rugosidade e acabamento exigidos. Isto deve ser buscado dentro de restrições que incluem tempos mínimos e baixo custo. Dessa forma, o uso da tecnologia de usinagem com altas velocidades para a produção de moldes e matrizes está se tornando mais comum nos dias atuais. A tecnologia HSM apresenta vantagens de altas taxas de produção, excelente acabamento superficial, evitando, por exemplo, o surgimento de arestas postizas de corte e gerando baixas forças de corte e redução dos erros de forma dos produtos (TOH, 2006).

A tecnologia HSM representa a integração de várias concepções para a manufatura, englobando desde o modelamento do produto utilizando um sistema CAD, passando por sistemas de auxílio à manufatura (CAM), geração de programas CNC, até o processo de usinagem envolvendo máquinas-ferramenta, comandos numéricos e ferramentas de corte (SHÜTZER *et al.*, 1999).

Nos últimos anos a usinagem de materiais utilizando a técnica HSM tem ganhado o interesse por parte de diversos pesquisadores, fabricantes de ferramentas de corte e de máquinas-ferramentas. Porém, a técnica HSM ainda não é totalmente compreendida/empregada, uma vez que todas as variáveis envolvidas no processo, incluindo as máquinas-ferramentas, devem ter seus estudos aprofundados com o objetivo de uma melhor compreensão dos fenômenos envolvidos.

A utilização de HSM em empresas ocorreu primeiramente na Indústria Aeroespacial para a usinagem de ligas leves, principalmente de Alumínio. Nos últimos anos, entretanto, a indústria de moldes e matrizes iniciou o uso desta tecnologia para a produção de componentes, incluindo aqueles fabricados com aços endurecidos. Isto só foi possível devido ao avanço das máquinas-ferramentas, a melhoria das coberturas para as ferramentas de corte e dos sistemas CAD/CAM (*URBANSKI et al., 2000*).

As indústrias globais de moldes e matrizes produzem ferramentas para obtenção de uma grande variedade de componentes com formato próximo à forma final. Muitos destes componentes exigem que os moldes e matrizes apresentem complicados formatos a serem esculpidos com precisão dimensional inimaginável há poucos anos atrás. A complicada geometria dessas superfícies e o elevado grau de dureza dos materiais utilizados necessitam que seja usada uma avançada tecnologia nestes processos de usinagem (*ELBESTAWI et al., 1997*).

Muitas são as fontes de erro que podem resultar em variações entre a forma inicialmente desenhada no software de CAD e a peça final fabricada. Algumas destas fontes, referentes aos programas de computador utilizados para a conversão dos programas de CAD para os de CAM, assim como na geração do programa CNC e nas estratégias de interpolação da máquina-ferramenta foram estudadas por *Souza (2004)*. O aquecimento da superfície usinada durante a operação de fresamento também provoca distorções dimensionais e geométricas, as quais podem ser significativas em determinadas aplicações, comprometendo a forma final de moldes para injeção de plásticos, ou de ligas leves.

Dessa forma, se torna importante o desenvolvimento de pesquisas abordando as variações dimensionais que podem ocorrer na fabricação de moldes e matrizes, utilizando a tecnologia HSM, buscando a melhoria da precisão dimensional e do seu acabamento superficial. A utilização dessas técnicas permite a produção de moldes e matrizes no estado final, com aços endurecido de até 65 HRc, com elevada precisão dimensional, diminuindo seus custos e tempos de fabricação, ampliando assim, o emprego dessas ferramentas em processos de fabricação por injeção ou por conformação.

1.1 Objetivos

- Medir a variação da temperatura do corpo-de-prova fresado, utilizando-se de termopares inseridos no mesmo, utilizando fresas de topo com diferentes coberturas e formatos geométricos.
- Medir as superfícies usinadas usando a própria máquina para verificar eventuais variações (distorções) dimensionais durante os ensaios.
- Testar um sistema de resfriamento com ar à baixa temperatura obtido por meio da aplicação de jatos direcionado à região de formação de cavacos.
- Propor e testar um modelo teórico, utilizando Simulação Numérica, para comprovar os resultados experimentais e estimar o coeficiente de transferência de calor convectivo e do calor absorvido pelo corpo-de-prova fresado em HSM.

1.2 Estrutura do Trabalho

Este trabalho é composto de cinco partes principais apresentadas conforme a seguinte descrição abaixo:

Capítulo 1: mostra uma contextualização do atual perfil da técnica de usinagem com altas velocidades de corte nas empresas do ramo de produção de moldes e matrizes mundial e nacional, os objetivos e a estrutura do trabalho.

Capítulo 2: apresenta uma revisão bibliográfica com enfoque nos trabalhos de pesquisa na área de Altas Velocidades de Corte considerando o processo HSM (High Speed Machining), em relação à sequência de produção de moldes e matrizes e considerando fatores como geração de calor no processo de usinagem, refrigeração e lubrificação, fluídos de corte e revestimentos de ferramentas de corte.

Capítulo 3: mostra o procedimento experimental e destaca os materiais empregados, as ferramentas, os equipamentos, o sistema de refrigeração com ar gelado, os equipamentos de aquisição de sinais, o planejamento experimental e a metodologia para execução dos ensaios.

Capítulo 4: apresenta as análises e discussões dos resultados práticos obtidos e as simulações realizadas utilizando o Software ANSYS.

Capítulo 5: refere-se às conclusões dos valores experimentais de temperatura, dos valores do coeficiente de transferência convectiva e do calor e das deformações encontradas pelo sistema de medição, durante as operações de fresamento, comparando-se as ferramentas e os sistemas de refrigeração.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Utilização de HSM na usinagem de Moldes e Matrizes

A utilização da técnica HSM pelas indústrias de moldes e matrizes busca adaptar seu atual processo produtivo de forma substancial, com um aperfeiçoamento e a comprovação da viabilidade técnica e funcional deste novo processo. Para uma efetiva aplicação da técnica HSM devem estar envolvidos desde o “*design*” do produto, passando pela utilização de modernas técnicas de computação gráfica (CAD), pelos novos recursos dos programas de CAM, até a fabricação de protótipos/moldes por técnicas de HSM.

Existem várias razões para os fabricantes de moldes e matrizes serem pioneiros, nos tempos atuais em que as mudanças são rápidas, podendo-se citar inicialmente a estrutura enxuta destas empresas, tornando-as ágeis e possibilitando atualizar a produção e acompanhar os desenvolvimentos mais facilmente. Uma segunda razão é a forma complexa das cavidades usinadas, as quais exigem que os fabricantes tenham em mãos *softwares* e máquinas-ferramentas de última geração para atender as exigências de mercado. Finalmente, os produtos de consumo tornam-se obsoletos em tempos menores refletindo uma exigência dos consumidores por novos produtos, como ocorre na indústria automobilística e eletrônica (*SANTOS et al., 2003*).

Nos últimos anos as indústrias de moldes e matrizes foram submetidas a um grande desenvolvimento tecnológico. Máquinas e ferramentas de corte se tornaram cada vez mais sofisticadas e passaram a receber inovações tecnológicas constantemente podendo executar aplicações em usinagem com velocidades e precisão nunca imaginados em relação aos últimos dez anos (*SANDVIK, 2002*).

A utilização da técnica HSM pelas empresas é sinônimo do aumento da produtividade e da eficiência, reduzindo custos de processos, oferecendo alternativas às necessidades requeridas pelo setor produtivo e preservando a competitividade e a qualidade do trabalho, sem agredir o meio ambiente (*SILVA, 2002*).

Segundo *Santos et al. (2003)*, do ponto de vista da importância da tecnologia HSM, é sempre bom salientar que esta inovação não foca apenas redução dos tempos de usinagem, mas sim a fabricação do molde como um todo, podendo-se observar reduções até 51% do tempo em horas, como mostra a Figura 2-1

Figura 2-1. Redução do tempo de produção de um molde devido a HSM (FINZER, 1998).

Observa-se na Figura 2-1 que o acabamento manual quase é eliminado na aplicação de tecnologia HSM, devido à capacidade do processo de obter melhores acabamentos superficiais. Entretanto, observa-se que aparece no processo HSM uma nova etapa de pré-acabamento que aproxima um valor de sobremetal ao perfil desejado, sem com isto aumentar o tempo final de usinagem.

O conceito de usinagem com alta velocidade de corte foi pesquisado primeiramente por C. Salomon durante uma série de experimentos de 1924 a 1931, onde foi observado inicialmente que existe uma tendência para a força de corte e a temperatura diminuírem em aplicações com altíssimas velocidades de corte (*DEWES & ASPINWALL, 1997*).

Segundo *Longbottom & Lanham (2005)*, a patente alemã número 523594 de 1931 de propriedade de Carl Salomon afirma:

“Experimentos têm mostrado que a plotagem da curva de velocidade no eixo “x” e a temperatura correspondente no eixo “y” inicialmente demonstram uma rampa, que presume que à medida que a velocidade de corte aumenta existe uma inversão do sentido da rampa para baixo, para um material em particular.”

Entretanto, diversos pesquisadores têm realizado testes em usinagem e, sem repetir exatamente os testes realizados por Salomon, não tem conseguido provar esta teoria. Autores como *Komanduri (1985)* afirmam que a interpretação de teoria de C. Salomon tem causado confusão e falsas expectativas sobre altas velocidades de corte, pois todos os experimentos científicos têm, infelizmente, mostrado que a tendência da temperatura é aumentar com o aumento da velocidade de corte.

Shultz & Moriwaki (1992) comentam que é uma compreensão comum agora entender que a temperatura de corte aumenta com o aumento da velocidade de corte, e não existe decréscimo da temperatura com previu Carls Salomon em 1929. Os picos de temperatura e velocidade de corte relacionada têm se mostrado diferentes para diferentes materiais, alta velocidade de corte é definida como qualquer velocidade de corte alta que corresponde ao pico de temperatura (*Wilding, 2002, apud Longbottom, 2005*).

Não existe assim, um consenso sobre a teoria de C. Salomon por parte de diversos pesquisadores, devido ao fato de não ter sido possível reproduzir as curvas de temperatura. Dessa forma, diversos autores têm desconsiderado sua teoria.

Autores como *O'Sullivan & Cotterell (2002) apud Longbottom (2005)*, realizaram experimentos e concluíram que a temperatura da superfície fresada pode decrescer com altas velocidades de corte e altas velocidades de avanço, mas não fizeram referência a teoria de Salomon. *Dagiloke et al. (1995)* mostraram que na usinagem do alumínio, a temperatura do cavaco e da superfície de saída aumenta com o aumento da velocidade de corte, mas a temperatura do corpo de prova e a região de cisalhamento tem uma tendência a diminuir.

Os trabalhos conduzidos por *Richardson et al. (2005)* realizados sem fluido de corte, onde o foco do estudo eram as temperaturas do corpo-de-prova, mostraram que à medida que a velocidade de corte aumenta da ordem de 10 vezes a diminuição da energia no corpo-de-prova cai na ordem de 6 vezes. No mesmo experimento quando se aumenta o avanço por dente na ordem de 3 vezes a partição de energia cai de 3,6 % para 1,3 % com a maior velocidade de corte.

Testes de usinagem com aços endurecidos, mostraram-se satisfatórios com velocidades de corte na faixa de 500 a 1000 m/min, onde ficou comprovado que cai a parcela de calor transferida para a peça. A variável avanço foi mais influente sobre a parcela de calor do que a variável velocidade de corte, pois segundo *Skopeczek et al.*

(2004), a parcela de calor que passa para a peça diminui e a temperatura superficial da peça fica menor, apesar da quantidade de calor ser mais elevada.

Independente da consideração feita por C. Salomon, relativa à temperatura durante o processo de corte, atualmente existe uma tendência em os processos de usinagem serem divididos em processos com altas velocidades e processos com velocidades convencionais. Existem, porém, divergências também relativas à linha de separação dos dois processos. Para uma definição exata do que é “*Alta Velocidade de Corte*”, deve-se considerar que a usinagem com altas velocidades pode variar substancialmente conforme o processo, por exemplo; no caso de fresamento ou torneamento de ligas de Alumínio, velocidades de corte acima de 1.500 m/min são consideradas altas velocidades. Entretanto, quando se observa o processo de retificação estas velocidades têm de estar entre 12.000 e 30.000 m/min (200 a 500 m/s) para que se considere que o processo seja classificado como alta velocidade (SILVA, 2002).

O mesmo fato ocorre quando se varia à velocidade de corte dentro de um mesmo processo. Mudando-se apenas o material como no caso de fresamento de superligas, onde uma velocidade de 100 m/min é considerada alta velocidade, observa-se que, quando a mesma é comparada às velocidades típicas empregadas na usinagem do Ferro Fundido esta velocidade é basicamente de um processo convencional, Figura 2-2.

Figura 2-2. Definição de faixas de valores para HSC (VIGNEAU, 1997).

A usinagem utilizando altas velocidades de corte não está orientada a cortes pesados, com grandes remoções de material gerando grandes volumes de cavacos por unidade de área, ou seja grandes seções de corte, mas sim a usinagem de formatos bem próximos da forma final do produto. A Figura 2-3 mostra uma indicação da tendência dos parâmetros: volume de cavaco, qualidade superficial, força de corte e vida da ferramenta quando a velocidade de corte é aumentada (BERT, 1997).

Figura 2-3. A influência das características da usinagem a alta velocidade (BERT, 1997).

Considerando-se a usinagem dos aços endurecidos, a tecnologia HSM possibilita a possível substituição de alguns processos. Torneamento de aço endurecido (>52 HRC) poderá substituir a retificação com qualidade de trabalho IT 5. Por outro lado, matrizes e moldes manufaturados pelo processo de eletro-erosão poderão ser substituídos pelo fresamento de alta velocidade (SCHULZ, 1999).

Elbestawi et al. (1997), revelam que o uso da tecnologia HSM na fabricação de matrizes e moldes pode obter redução do tempo de usinagem, produzir uma melhoria na qualidade superficial e proporcionar uma vida melhor da ferramenta, além de eliminar futuras operações de acabamento. Porém, esta tecnologia é algo novo e a carência de conhecimento e geometria de corte apropriada tem impedindo a ampla aplicação do processo HSM.

Kramer (1987), comenta que existem também notáveis desvantagens que precisam ser consideradas, sendo estes os pontos principais:

- ↳ Alta taxa de desgaste da ferramenta;
- ↳ Necessidade de ferramentas de maior custo;
- ↳ Árvores especiais;
- ↳ Tempo reduzido de vida das árvores;
- ↳ Parâmetros tecnológicos para uma usinagem otimizada não são totalmente conhecidos e dominados;
- ↳ Máquinas-ferramentas especiais.

É importante salientar que as desvantagens descritas acima se aplicam ao nível de conhecimento atual da tecnologia HSM, por ser recente. Entretanto, pesquisas continuam a ser realizadas com alta velocidade de corte e com o decorrer do tempo os estudos atuais em andamento trarão informações adicionais, que permitirão uma utilização cada vez mais abrangente desta tecnologia.

2.2 Seqüência de produção de moldes e matrizes

A tecnologia HSM tem sido aplicada em uma ampla faixa de materiais metálicos e não metálicos que incluem a produção de componentes com formas complexas e a usinagem de materiais com dureza de 50 HRC ou superior. Para moldes e matrizes as cavidades são em sua maioria de aços endurecidos com variação de 30 a 62 HRC. Nas seqüências convencionais, as operações de usinagem se iniciam com desbaste e semi-acabamento dos materiais em seu estado recozido, seguindo-se o tratamento térmico para atingir a dureza final necessária, usinagem de eletrodos para partes específicas, finalizadas pelo acabamento de superfícies planas, cilíndricas e cavidades com ferramentas de Carbetos, Cermets, cerâmicas mistas ou PcBN (*SANDVIK, 2002*).

Uma proporção substancial do custo envolvido na fabricação de um molde ou matriz está concentrada no tempo de usinagem, visto que grandes volumes de material geralmente são removidos. Além disso, um molde ou matriz acabada possui características geométricas e de precisão que elevam os custos de fabricação. A Figura 2-4 mostra uma seqüência básica das etapas de usinagem de moldes e matrizes, onde comparativamente ilustra as técnicas usadas até o momento e a nova tecnologia de produção proposta utilizando-se altas velocidades de corte (*SANDVIK, 2002*).

O processo descrito na Figura 2-4 (A) mostra a produção de moldes e matrizes com a utilização do processo de eletroerosão após o tratamento térmico do molde usinado em desbaste. A Figura 2-4 (B) mostra a eliminação do processo de eletroerosão e a usinagem de acabamento em material endurecido utilizando ferramentas de metal duro após o tratamento térmico. A Figura 2-4 (C) mostra a usinagem do molde a partir do “*Blanck*” endurecido. Nota-se que em todas as três etapas o processo de polimento manual ainda é necessário sendo, porém mínimo, devido à qualidade da usinagem que se obtém com a tecnologia HSM.

Observa-se que a eliminação de um processo de fabricação, mantendo o produto em apenas uma estação de trabalho, e de etapas de fabricação, utilizando novas tecnologias como HSM, tem como objetivo a minimização de custos, de tempos e a maximização da qualidade do produto.

Figura 2-4. Seqüência de produção de moldes e matrizes (SANDVIK, 2002).

A – 1 Blank (recozido), 2 desbaste, 3 semi-acabamento, 4 tratamento térmico, 5 eletroerosão, 6 acabamento e 7 polimento manual;

B – 1 Blank (recozido), 2 desbaste, 3 semi-acabamento, 4 tratamento térmico, 5 acabamento e 6 polimento manual;

C – 1 Blank (endurecido), 2 desbaste, 3 semi-acabamento, 4 acabamento e 5 polimento manual.

O fluxo de informação e os passos de processamento usados na fabricação tradicional de moldes e matrizes podem ser divididos em:

- ↳ Projeto (incluindo modificação e transferência de geometrias);
- ↳ Geração dos caminhos da ferramenta (através de programas de CAM);
- ↳ Usinagem de desbaste (das matrizes ou dos eletrodos para eletro-erosão);
- ↳ Usinagem de acabamento (incluindo semi-acabamento quando necessário);
- ↳ acabamento manual (incluindo polimento manual ou automatizado) e o “*try-out*”.

Na Figura 2-5 apresenta-se um diagrama com uma visão geral dos passos envolvidos na produção de moldes e matrizes.

Figura 2-5. Fluxo de Informações e etapas do processo de fabricação para moldes e matrizes (adaptado de FALLBÖHMER et al., 1996).

Grande parte das ferramentas de corte produzidas para a usinagem de moldes e matrizes envolve a combinação das opções citadas anteriormente, e na maioria das vezes deve-se incluir ainda o acabamento/polimento manual, o qual conseqüentemente elevará os custos e tornará excessivo o tempo total de fabricação.

Para a produção de partes discretas a serem utilizadas em moldes e matrizes, os projetos das partes devem ser compatíveis com o processo de produção para assegurar alta qualidade, baixo custo e pequenas perdas de tempos de produção. Sabe-se que a atividade de projeto representa apenas uma porção de 5 a 15% dos custos de produção. Porém, decisões tomadas na fase inicial de projeto têm um enorme efeito na fabricação e nos ciclos de vida de um produto (*FALLBÖHMER et al., 1996*).

De acordo com o presidente do Sindicato Patronal da Indústria Mecânica de Joinville e Região, o pólo concentra mais de 100 ferramentarias de diversos portes e capacidades, atuando no segmento de moldes plásticos de até 10 toneladas. As empresas apresentam um perfil com média de 20 funcionários que geram aproximadamente dois mil empregos diretos. Caracteriza-se ainda pela falta de especialização, pois atuam em outros mercados, como metal, fundição, etc (*FERRO, 2002*).

No total, o Sindicato, que congrega a indústria de transformação mecânica, incluindo as ferramentarias, estima uma geração de 10 mil empregos diretos na categoria da base sindical, com faturamentos oscilando entre R\$ 30 mil a R\$ 1 milhão por mês (*FERRO, 2002*). Por outro lado, deve-se considerar a economia global quando se avaliam os custos do processo de produção de moldes e matrizes, pois estes custos representam apenas uma porção muito pequena dos custos industriais globais.

A utilização de ferramentas de alto desempenho resultará em lucros de produtividade que, sem dúvida, excederão em valor o investimento. Isto mostra a necessidade atual que se tem de conhecer e dominar a tecnologia HSM, principalmente no campo dos materiais endurecidos utilizados na confecção de moldes e matrizes. Buscar a redução do número de etapas nos processos de produção tornará menor o custo do processo, e simplificará uma logística de fábrica além de permitir menor tolerância dimensional.

Além disso, o processo de eletro-erosão se incorretamente conduzido, poderá gerar uma fina camada branca e re-endurecida diretamente na superfície usinada. Esta camada pode chegar a 20 µm de espessura e ter uma dureza superior a 1000 HV podendo ocasionar falhas prematuras por fadiga (*SANDVIK, 2002*).

2.3 Características dos materiais empregados em moldes e matrizes

Segundo *Dewes & Aspinwall (1997)*, a grande maioria dos aços utilizados para matrizes de forjamento são de aço H13 com dureza entre 48 e 52 HRC, para moldes de injeção de plástico é utilizado principalmente o aço AISI P20 com dureza entre 30 e 55 HRC e para o setor de estamparia tem-se como principal produto o aço AISI D2 com dureza entre 55 e 62 HRC.

Na Inglaterra a grande maioria de moldes e matrizes é fabricada de aço AISI H13 para trabalho a quente (48 a 52 HRC), enquanto os moldes de injeção de plástico incluem aços P20 (30 a 55 HRC) e AISI D2/D3 (55 a 62 HRC). Para operações de fundição sobre pressão aços AISI T2 e M2 (52 a 62 HRC) são utilizados conjuntamente com aços H13. A atual escolha de aços e suas respectivas durezas dependem da liga a ser fundida ou do número de peças a ser produzida (*URBANSKI et al., 2000*).

Os materiais empregados na confecção de ferramentas para utilização em matrizaria são denominados aços-ferramenta. Os aços-ferramentas são aqueles utilizados nas operações denominadas corte, conformação, dobramento, etc, ou qualquer outra relacionada com a modificação de um material para um formato utilizável.

Estes aços se caracterizam pelas suas elevadas durezas a quente ou a frio, dependendo dos elementos de liga, e resistências à abrasão geralmente associada à boa tenacidade e manutenção das propriedades de resistência mecânica em elevadas temperaturas. Estas características normalmente são obtidas com a adição de Carbono e elementos de liga, como Tungstênio, Molibdênio, Vanádio, Manganês e Cromo (*MACIEL, 2003*).

A maioria dos aços-ferramenta é produzida pelo processo de forjamento, porém existem alguns também fabricados por fundição de precisão ou por metalurgia do pó. A seleção da matéria-prima para a fabricação dos aços-ferramentas é um fator importante do processo, e a sua seleção costuma ser cuidadosamente realizada inclusive na utilização de sucata.

Isto ocorre devido ao fato dos produtos de aço Carbono como chapas, perfis, lingotes etc, apresetarem um mercado diferenciado como, por exemplo, a produção de chapas para a indústria automotiva, alimentícia, eletrodomésticos etc. Assim, o aço Carbono que em geral é um elemento de base na composição dos aços ferramentas, é obtido de sucata proveniente dos refugos destes produtos. Dessa forma, os demais

elementos de liga adicionados a composição do aço, conforme a sua aplicação de trabalho, são colocados após a refusão da liga do aço ferramenta.

A fusão dos aços-ferramenta é realizada, normalmente, em quantidades relativamente pequenas nos fornos elétricos, tomando-se um especial cuidado com as tolerâncias de composição química e homogeneidade do produto final. Estas, e outras particularidades tornam o aço-ferramenta um material de custo mais elevado do que os aços comuns (MACIEL, 2003). A Tabela 2-1 mostra a classificação dos aços-ferramenta de acordo com o código AISI.

Tabela 2-1 - Classificação AISI dos aços ferramenta (MACIEL, 2003).

Grupo	Símbolo
<i>Aço de têmpera em água</i>	W
Aço resistente ao choque	S
<i>Aço para trabalho a frio</i>	
Aço de têmpera em óleo	O
Aço de têmpera ao ar	A
Aço de alto C e alto Cr	D
<i>Aço para trabalho a quente</i>	
Aço ao Cr	H1 – H19
Aço ao W	H20 – H39
Aço ao Mo	H40 – H59
<i>Aço de corte rápido</i>	
Aço ao W	T
Aço ao Mo	M
<i>Aços para fins especiais</i>	
Aço de baixa liga	L
Aço para moldes	P
Aço extra duro	F

Ainda segundo Maciel (2003), os aços ferramentas são divididos em diferentes tipos de acordo com a sua aplicação e características, conforme descrito a seguir:

↳ **Aços-rápidos:** são desenvolvidos para aplicações de usinagem em baixas velocidades. Existem duas classificações para os aços-rápidos, que são ao Molibdênio (grupo M) e ao Tungstênio (grupo T). Os dois possuem um desempenho mais ou menos semelhante. Os do grupo M, entretanto, têm um custo inicial menor.

- ⇒ **Aços para trabalho a quente:** desenvolvidos para utilização em operações de punção, cisalhamento e forjamento de metais em altas temperaturas submetidos simultaneamente nas condições de calor, pressão e abrasão. São identificados como aço H no sistema de classificação. São divididos em três sub-grupos; ligas a base de Cromo (que vai do H1 ao H19), ligas a base de Tungstênio (H20 ao H39) e ligas a base de Molibdênio (H40 e H59).
- ⇒ **Aços para deformação a frio:** por não conterem os elementos de liga necessários para apresentarem resistência a quente, estes aços se restringem as aplicações que não envolvam aquecimentos repetidos ou prolongados em faixas de temperatura de 205 a 260°C. São divididos em três grupos: aços temperáveis ao ar (grupo A), alto-carbono e alto-Cromo (grupo D) e temperáveis em óleo (grupo O)
- ⇒ **Aços resistentes ao choque:** seus principais elementos de liga são Manganês, silício, Cromo, Tungstênio e Molibdênio. Quase todos os aços deste tipo (conhecidos como Grupo S) possuem quantidade de carbono de aproximadamente 0,50%, o que lhes confere uma combinação de elevada resistência e tenacidade e baixa ou média resistência ao desgaste por abrasão.
- ⇒ **Aços baixa-liga para aplicações especiais:** contém pequenas quantidades de Cromo, Vanádio, Níquel e Molibdênio. A demanda por estes aços vem caindo continuamente, o que reduziu os seus subgrupos de sete para apenas dois, ambos temperáveis em óleo. São os aços do grupo L.
- ⇒ **Aços para moldagem:** estes aços possuem Cromo e Níquel como principais elementos de liga. Possuem características de baixa resistência apresentando amolecimento em altas temperaturas. São utilizados quase que exclusivamente em peças fundidas sob pressão ou em moldes para injeção ou compressão de plásticos e são classificados como grupo P.
- ⇒ **Aços temperáveis em água:** nestes aços o Carbono é o principal elemento de liga. São adicionadas pequenas quantidades de Cromo para aumentar a temperabilidade e a resistência à abrasão, e de Vanádio, para manter um tamanho de grão refinado da matriz, e conseqüentemente uma maior tenacidade, pertencem ao grupo W.

Já dentro da área de aplicação mais específica nas indústrias de moldes e matrizes pode-se, considerar uma variação menor do número de aços para a aplicação como ferramentas. Observa-se uma divisão em cinco tipos em função da sua aplicação como moldes, ou como matrizes, sendo estas; matrizes para corte, dobra e repuxo, matrizes

para fundição, matrizes para forjamento, moldes de injeção e moldes para compressão (SANDVIK, 2002).

Segundo Milan (1999), as propriedades que um aço para a confecção de moldes e matrizes deve possuir são várias, para que este possa ser submetido às mais variadas operações de fabricação, podendo-se citar como principais as seguintes características:

- ↳ Dureza a temperatura ambiente;
- ↳ Resistência ao desgaste;
- ↳ Temperabilidade;
- ↳ Tenacidade;
- ↳ Resistência mecânica;
- ↳ Dureza a quente;
- ↳ Tamanho de grão;
- ↳ Usinabilidade;

Matrizes para corte, dobra e repuxo são utilizadas para trabalhos a frio, por exemplo em painéis de automóveis com formas complexas. Quando se reproduz o “*design*” de um capô de carro muitas ferramentas estão envolvidas, executando diferentes passos desde a conformação, corte e dobra do componente. Matrizes para trabalho a quente são utilizadas em forjamento de peças em aços, bronze, latão, injeção e extrusão de Alumínio, latão, bronze e outras ligas. Já moldes para plásticos, que incluem os moldes para injeção, compressão, sopro e extrusão, têm como características mais importantes uma boa usinabilidade em função de gravuras profundas, resistência, fechamento e polibilidade principalmente na fabricação de painéis e lanternas para a indústria automotiva e para a de eletrodomésticos. Além disto, existe uma exigência em relação à soldabilidade que permite a modificação das gravuras dos moldes sem prejudicar o produto final (MACIEL, 2003).

2.4 Usinagem de moldes e matrizes: fatores geradores de calor no processo de usinagem

A temperatura é um dos principais fatores que influenciam o desgaste de ferramenta sendo originária, além da energia de deformação do material dentre outros fatores, do atrito que ocorre nas interfaces ferramenta/peça e ferramenta/cavaco. As temperaturas geradas na interface cavaco/peça/ferramenta e os diversos mecanismos de desgaste, tais como; difusão, abrasão, adesão levam à diminuição do tempo de vida das ferramentas.

Quando a temperatura atinge valores elevados, pode afetar as propriedades mecânicas do material da peça e da ferramenta, tendo uma considerável influência no desgaste das ferramentas, que ocorre principalmente nas superfícies de saída e de folga. Devido às altas temperaturas na região de corte, em geral as ferramentas perdem sua dureza original, aumentando rapidamente o desgaste por abrasão e em muitos casos elementos químicos constituintes da ferramenta podem difundir-se para dentro do cavaco, ou reagir quimicamente com a peça, ou fluido de corte (*JASPERS et al., 1998*).

Basicamente, o processo de usinagem está submetido a três mecanismos de transferência de calor bem conhecidos, condução, convecção e radiação:

- ↳ **Condução** - A condução é um processo pelo qual o calor flui de uma região de temperatura mais alta para outra de temperatura mais baixa, dentro de um meio sólido, líquido ou gasoso, ou entre meios diferentes em contato físico direto.
- ↳ **Convecção** - A convecção é um processo de transporte de energia pela ação combinada da condução de calor, armazenamento de energia e movimento de um meio. A convecção é mais importante como mecanismo de transferência de energia (calor) entre uma superfície sólida e um líquido, ou gás.
- ↳ **Radiação** – A radiação é o processo de transmissão de energia através de ondas eletromagnéticas (ondas de calor). A energia emitida por um corpo (energia radiante) se propaga até o outro, através do espaço que os separa. Dessa forma, a radiação não exige a presença do meio material para acontecer.

Porém, o fluxo de energia trocado por esses mecanismos durante um processo de usinagem é de difícil medição, devido à alta complexidade e do número de variáveis envolvidas durante o movimento da ferramenta no processo da remoção de material. Determinar tecnicamente com precisão as temperaturas na região de corte é muito difícil também. Segundo *DeGarmo et al. (1997)* existem três fontes principais de calor na formação de cavacos, sendo estas:

- ↳ **Zona primária de produção de calor:** é a região de cisalhamento, onde a deformação plástica resulta na geração da maior fonte de calor do processo;
- ↳ **Zona secundária de produção de calor:** ocorre uma deformação plástica adicional do cavaco, ocorrendo considerável produção de calor devido ao atrito do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta;
- ↳ **Zona terciária de produção de calor:** segundo *Jasper (1998)* pode ser desprezada quando se considera uma ferramenta afiada, pois normalmente

ocorre na superfície de folga da ferramenta sendo minimizada quando esta ainda não apresenta desgaste nesta superfície.

Estas zonas geradoras de calor podem ser observadas na Figura 2-6, que representa a formação do cavaco na região de corte para uma ferramenta de ponta única e as três zonas de geração de calor (BRAGHINI Jr., 2002).

Figura 2-6. Localização das três zonas de geração de calor (BRAGHINI Jr., 2002).

Segundo Sales (1999), o calor gerado pelo cisalhamento no interior do cavaco pode ser considerado benéfico e um aliado da ferramenta devido ao amolecimento do cavaco produzido diminuindo a resistência mecânica do material recalcado. Por outro lado, também aumenta a temperatura da ferramenta, podendo prejudicar suas propriedades. De acordo com a Figura 2-7 pode-se observar que o cavaco permanece elástico até alcançar o plano AB. A partir deste ponto ele sofre uma abrupta deformação por cisalhamento entrando em contato com a superfície de saída da ferramenta (BC) e sofre uma segunda deformação plástica localizada (SHAW, 1988 apud BRAGHINI Jr., 2002).

Figura 2-7. Modelo simplificado da formação de cavaco em duas dimensões (adaptado de SHAW, 1988 apud BRAGHINI Jr., 2002).

Devido a esta deformação plástica, 1% da energia é armazenada na forma elástica e os restantes 99% vão para o cavaco, ferramenta e para o material da peça na forma de calor (*TRENT, 1996*). Em torno de 75% da energia específica de corte é dissipada ao longo da zona de cisalhamento (AB) e em torno de 25% ao longo da superfície de saída de ferramenta (BC), sendo toda esta energia transformada em energia térmica.

Praticamente, 95% da energia térmica gerada na zona de cisalhamento é retirada com o movimento rápido do cavaco. A energia dissipada ao longo da superfície de saída da ferramenta vai principalmente para o cavaco (*SHAW, 1988 apud BRAGHINI Jr., 2002*). Com o deslizamento do cavaco contra a superfície de saída da ferramenta (zona secundária de geração de calor) o cavaco sofre uma segunda deformação plástica e sua temperatura aumenta facilitando o aparecimento do desgaste químico da ferramenta causando o desgaste por cratera na superfície de saída.

Em relação à superfície de folga (zona terciária de geração de calor), existem evidências que, até mesmo com uma ferramenta afiada, o material da peça pode estar em contato com a superfície de folga para uma distância da ordem de 0,2 mm abaixo da aresta de corte de uma ferramenta com um ângulo de folga em torno de 6° (*TRENT, 1996*). Dessa forma, mesmo com a utilização de ferramentas novas o atrito e a difusão química, devido ao contato nessa região, tornam-se predominantes.

A maioria dos trabalhos que tem focado a geração de calor nestas interfaces tem como objetivo compreender as interações entre todas as superfícies citadas anteriormente que pode ser considerada como a tribologia do sistema em questão. Este estudo consiste em pesquisas no movimento relativo entre as superfícies, às interações de contato transmissão e dissipação de energia, lubrificação, desgaste, etc. O entendimento destes detalhes poderá fornecer informações das interações superficiais envolvidas no contato e prescrever soluções para melhorias nas aplicações de ferramentas e coberturas.

Com o aumento da temperatura na interface cavaco/ferramenta/peça, podem ocorrer desgastes nas ferramentas de corte devido a processos químicos e físicos. Isso pode acontecer em camadas superficiais da ferramenta, na superfície de saída da ferramenta como também na superfície de folga. Os principais mecanismos de desgaste que ocorrem são; o desgaste por adesão, desgaste por abrasão, desgaste por difusão, desgaste por delaminação entre outros e podem ocorrer esquematicamente conforme apresentada na Figura 2-8 (*KOPAC et al., 2001*).

Figura 2-8. Diferentes mecanismos de desgaste (adaptado de KOPAC et al., 2001).

Como os conceitos da tecnologia HSM ainda não são dominados totalmente, pode-se dizer que devido às altas velocidades de avanço utilizadas no processo de corte, estas apresentam um tempo de contato mínimo na região de formação de cavaco. Porém, o fenômeno da formação do cavaco para altas velocidades de corte, taxas de deformação, recalque do material usinado ainda precisa ser estudado e compreendido.

Dessa forma, mais ensaios devem ser realizados para uma comprovação efetiva da ocorrência de uma diminuição da temperatura na interface de corte nos processos que utilizam altas velocidades. Métodos atuais de monitoramento como termopares ou câmeras de infravermelho, além dos métodos computacionais têm sido usados com o objetivo de monitorar não apenas a temperatura nos processos de altas velocidades, mas também testar novas coberturas para ferramentas de corte, analisando a resistência destas ao desgaste, ao calor gerado e trabalhando para a minimização do atrito ferramenta/peça.

2.4.1 Técnicas de medição da temperatura na região de corte

Pode-se citar até cinco técnicas de medição de temperatura para o processo de usinagem na região de corte segundo *AY et al. (1998)*, termopares inseridos na peça e na ferramenta, termopar inserido somente na peça, termovisão também conhecido como infravermelho, metalografia e tintas termosensíveis. Devido ao fato de que algumas destas técnicas serem simulações da temperatura real e outras podem fornecer a temperatura próxima da temperatura real, serão abordadas apenas as duas técnicas consideradas as mais práticas devido à simplicidade que apresentam e a boa precisão para a medição da temperatura.

2.4.1.1. Termopar

O método de medição por termopares é de fácil utilização. Os termopares são de baixo custo e podem operar em uma larga faixa de temperaturas. A aplicação de termopares para medição de temperatura exige uma calibração destes de uma forma precisa. Uma técnica comumente usada é soldar o termopar tipo K na ferramenta e a força eletromotriz é medida pelo fio de Alumel, assim a temperatura pode ser medida pelo termopar, no ponto onde a ferramenta e o cavaco entrarão em contato durante o corte. Uma tocha oxiacetileno normalmente é usada para aplicar um calor semelhante ao calor gerado durante a usinagem. Entretanto, existem outras técnicas mais consistentes e práticas para a calibração de termopares como os banhos termostáticos.

Segundo *Leshock & Shin (1997)* uma forma de realizar o “*setup*” para a calibração de um termopar consiste no isolamento de um inserto no porta-ferramenta, através de várias camadas de mica onde é montado um fio condutor de “*ALUMEL™*”. Com a calibração realizada como descrito anteriormente as temperaturas encontradas por *Leshock & Shin (1997)* mostraram que a interface cavaco/ferramenta apresenta temperaturas mais altas na usinagem do Inconel™ 718 do que na usinagem do aço AISI 4140 com velocidades de corte muito baixas. Quando foram considerados valores médios de velocidades de corte a temperatura do Inconel™ apresentou-se um pouco superior a do aço AISI 4140, devido a um encruamento maior do Inconel™ no recalçamento do material. Já para as faixas de velocidades iguais a 180 m/min não existe uma diferença significativa entre a temperatura dos dois materiais.

Dewes et al. (1999) utilizando fresas maciças de ponta esférica com cobertura de TiCN com 6 mm de diâmetro ângulo de hélice de 30° e balanço de ferramenta de 30 mm usinou o aço AISI H13 (52 HRC) mostrando as temperaturas na interface cavaco/ferramenta. A temperatura foi medida através de termopares e com uma câmera de infravermelho. O aumento da temperatura foi significativo em relação à inclinação da ferramenta na operação de fresamento ascendente de 0° para 60°. Os valores máximos e mínimos encontrados foram 272/301°C e 281/385°C para ferramentas novas e desgastadas respectivamente, com relação às operações de desbaste, semi-acabamento e acabamento os valores foram 281/385°C, 257/314°C e 247/300°C, respectivamente. Em relação à temperatura do cavaco foram encontrados valores 107/390°C, 78/139°C e 68/95°C para desbaste, semi-acabamento e acabamento, respectivamente.

Segundo *Ueda et al. (2001)*, que estudaram a influência da velocidade de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta no fresamento com fresas de topo. A

temperatura encontrada foi de aproximadamente 340°C com velocidades de corte de 52 m/min e aumentaram rapidamente para 770 °C com velocidades de corte de 628 m/min em condições de fresamento a seco do aço ABNT 1045 com ferramentas de Carboneto de Tungstênio. Apesar da temperatura aumentar com o aumento da profundidade de corte, a influência é muito menor do que a da velocidade de corte, sendo a influência do avanço por dente menor ainda. Durante um ciclo de corte intermitente a aresta de corte é aquecida a uma temperatura de 730°C e resfriada quase linearmente para 580°C quando entra em contato com o ar a temperatura ambiente, recebendo assim um choque térmico de 150°C.

O'Sullivan et al. (2001) realizaram ensaios de torneamento em um corpo-de-prova no formato de um tubo de uma liga de alumínio Al 6082-T6 com 150 mm de diâmetro e uma parede de 5,0 mm de espessura. Foram usadas ferramentas triangulares com 0,4 mm de raio de ponta e 7° de ângulo de saída. As faixas de avanço foram 0,1 mm/rotação com profundidade de corte igual a 1,0 mm e velocidade de corte de 165 e 222 m/min. Dois termopares foram montados dentro do tubo a 20 e 80 mm de distância do ponto de fixação do corpo-de-prova na máquina.

Para ferramentas novas os valores de temperatura foram de 50° a 60 °C e 50° a 70 °C para as velocidades de corte de 165 e 222 m/min, respectivamente. Enquanto que para ferramentas com desgaste de flanco de 0,35 mm os valores foram de 60° a 70°C e 75° a 95°C, respectivamente para as mesmas velocidades. Observa-se que a aplicação de termopares possibilitou neste experimento mostrar que existe uma relação entre a evolução do desgaste e o aumento da temperatura, mostrando-se eficiente em qualificar a aresta de corte da ferramenta em relação à evolução do seu desgaste.

2.4.1.2. Infravermelho

Os radiômetros ou pirômetros de radiação operam essencialmente segundo a lei de Stefan-Boltzmann. São sistemas muito simples, onde neles a radiação é coletada por um arranjo óptico fixo e dirigida a um detector do tipo “termopilha” com associação em série, conforme Figura 2-9 ou do tipo semiconductor nos mais modernos, onde gera um sinal elétrico no caso da termopilha ou altera o sinal elétrico no caso do semiconductor.

Figura 2-9. Esquema de funcionamento de pirômetros (AMPERES AUTOMATION, 2003).

Como não possuem mecanismo de varredura próprio, o deslocamento do campo de visão instantâneo é realizado pela movimentação do instrumento como um todo. Os radiômetros são em geral portáteis, mas podem ser empregados também no controle de processos a partir de montagens mecânicas fixas ou móveis.

De acordo com *Amperes Automation (2003)* os pirômetros são usados industrialmente onde:

- ↪ As temperaturas estão acima da faixa de operação prática dos termopares;
- ↪ A atmosfera do processo for prejudicial aos pares termoeletrônicos, causando medidas falsas e pequena durabilidade ao par;
- ↪ No interior de fornalhas a vácuo ou pressão, onde os sensores de temperatura danificam o produto;
- ↪ O objeto cuja temperatura se vai medir está em movimento;
- ↪ Em locais onde os termopares não podem ser instalados, por causa de vibrações, choques mecânicos ou impossibilidade de montagem;

Ao considerar-se uma aplicação para a medição de temperaturas, deve-se levar em conta os seguintes dados.

- ↪ A temperatura do alvo e a temperatura normal de operação;
- ↪ O sinal de saída é independente da distância do alvo, desde que o campo de visão do sistema óptico esteja preenchido totalmente pelo mesmo;
- ↪ O material da fonte e sua emitância;
- ↪ Ângulos de abertura com aplicações em corpo não negro (deve-se restringir o ângulo para uma abertura de 45°, ou menos, da perpendicular);
- ↪ As condições do ambiente, temperatura e poeira;
- ↪ Velocidade do alvo.

Ainda conforme *Amperes Automation (2003)* os pirômetros operam em uma faixa de temperatura entre -30 a $4000\text{ }^{\circ}\text{C}$, respondendo no tempo de $0,1$ ou $0,2$ segundos a 98% da mudança de temperatura com precisão de $\pm 1\%$ da faixa medida.

Na maioria das vezes os equipamentos que utilizam a técnica de pirometria ou radiometria trabalham com câmeras infravermelhas que operam com faixas de valores para os espectros de onda onde para uma temperatura entre 0 e 600°C tem-se um comprimento de onda de 8 a $12\text{ }\mu\text{m}$ (*DEWES et al., 1999*).

Jaspers et al. (1998) realizaram dois ensaios de torneamento com corpos-de-prova no formato tubular sendo um de aço AISI 1045 e outro de uma liga de Alumínio AA 6082-T6, utilizando ferramentas K10 com ângulo de saída de 6° e valores de velocidade de corte entre 120 e 240 m/min para o aço e $120, 240, 360$ e 480 m/min para a liga de alumínio. Os valores para o avanço foram $0,1; 0,2$ e $0,4\text{ mm/rotação}$ e $0,2; 0,4$ e $0,63\text{ mm/rotação}$ para o aço e a liga de Alumínio, respectivamente, ambos os ensaios utilizaram uma profundidade de corte de 4 mm . Os valores encontrados utilizando a técnica de pirometria mostraram que as medições da temperatura em função das diversas velocidades de corte utilizadas não tiveram uma variação significativa, sendo que estes valores mostram uma temperatura que pode ser considerada constante no plano de cisalhamento, de aproximadamente $290\text{ }^{\circ}\text{C}$ para a liga de Alumínio e $190\text{ }^{\circ}\text{C}$ para o aço AISI 1045.

Dorr et al. (2003) utilizaram um equipamento de alta resolução capaz de medir “*in loco*” a temperatura na região de corte. Para gravar as temperaturas envolvidas no contato da ferramenta e da peça usinada, o calor que era gerado emitia uma radiação que era capturada por uma câmera Thermovision 900, conforme Figura 2-10. A intenção era de examinar a distribuição da temperatura e o desgaste correspondente de diversas coberturas durante um processo de furação a seco.

Figura 2-10. Esquema do experimento realizado para medição da temperatura na usinagem a seco “*in loco*” (adaptado de DÖRR et al., 2003).

O experimento representado na Figura 2-10 (a) consistia de um espelho de desvio com 45° que permitia o ajuste da peça para uma melhor focalização dos feixes de raios infravermelhos conforme Figura 2-10 (c). Na Figura 2-10 (a) e (b) são apresentados o “*setup*” do dispositivo em uma forma esquemática e a foto do experimento já montado. A medição era realizada através da radiação emitida no fundo do furo no final do processo de furação, devido este ser o maior valor de temperatura conseguido. Para isto o comprimento da peça foi calculado em função do melhor valor através de ensaios preliminares. Porém, como foram testadas várias coberturas existia a necessidade de calcular a densidade, condutibilidade e difusividade térmica entre outras variáveis separadamente para cada cobertura.

Os ensaios foram realizados com brocas de 6 mm de diâmetro, velocidade de corte de 85 m/min, avanço de 0,2 mm/rotação em furos de 18 mm de profundidade utilizando três ferramentas com coberturas e sem coberturas. Os valores de temperatura encontrados para cada cobertura foram os seguintes; 441 °C para a cobertura de (TiAl)N, 378°C para a cobertura de (TiAl)BN e 350°C para a cobertura de (TiAl)N-ZrO₂ contra um valor médio de 908°C para as ferramentas sem cobertura, mostrando desta forma que os gradientes térmicos podem ser reduzidos com a aplicação de ferramentas com cobertura.

Muller-Hummel et al. (1995) utilizaram o mesmo processo de medição com infravermelho de uma câmera termográfica de alta resolução, conforme Figura 2-11. Foi possível medir nos experimentos temperaturas variando entre 400 e 800°C e 1300 e 2000°C na usinagem das ligas AlZnMgCu_{1,5} e TiAl6V4, respectivamente. Para cada material obteve-se uma resposta diferente para a variação da temperatura, onde insertos para a usinagem da liga AlZnMgCu_{1,5} tiveram um desgaste mais significativo na superfície de folga da ferramenta onde predomina o desgaste abrasivo, em contraste com a liga TiAl6V4 onde o desgaste predominante foi o de cratera, pois as altas temperaturas facilitam o aparecimento de mecanismos de desgaste por difusão, oxidação e a reação de grafitação do diamante em condições atmosféricas e especialmente na presença do oxigênio.

Figura 2-11. Esquema do experimento realizado para medição da temperatura na usinagem a seco “in loco” (adaptado de Müller-Hummel, 1995).

Ming et al. (2003) realizaram ensaios de fresamento com altas velocidades de corte, em um corpo-de-prova da liga de AlCuMg com condutividade térmica, calor específico e densidade conhecida, no qual utilizaram um pirômetro infravermelho e método denominado condução-inversa para medir a temperatura da peça no fresamento utilizando uma fresa de topo helicoidal de 30 mm de diâmetro conforme esquema da Figura 2-12.

Os parâmetros de corte empregados foram: rotações entre 2500 a 7500 rpm, profundidade de corte de 1,5 mm, avanço de 0,05 mm/dente e penetração de trabalho “ae” de 15 mm. A Figura 2-12 mostra uma largura de 60 mm na região de trabalho da ferramenta, o experimento foi realizado assim para proporcionar um efeito de geração de calor na ferramenta apenas quando esta estivesse em contato com a superfície de 3 a 4,5 mm, monitorada pelo sistema infravermelho.

Figura 2-12. Experimento para medição da temperatura (Ming et al., 2003).

Os resultados obtidos mostram que o calor aumenta rapidamente à medida que aumenta a rotação da árvore e quando a máquina atinge uma rotação máxima de 7500 rpm o calor tem uma tendência de subir mais lentamente. A temperatura também aumenta até atingir a velocidade máxima variando de 90°C para 2500 até 135°C para 7500 rpm, onde o valor de 7500 rpm foi considerado crítico para o ensaio. A espessura da parede fresada também influencia na condução de calor sendo maior na medida em que diminui a espessura da peça através da remoção de material pelo fresamento.

Os métodos descritos anteriormente são utilizados para medir o comportamento da temperatura na ferramenta ou na peça usinada durante a usinagem. Esta medição torna-se importante, pois permite monitorar e garantir a qualidade, manter as propriedades mecânicas, avaliar as deformações dos materiais usinados, testar a resistência ao calor de novas coberturas, entre outros. Assim, muitas vezes torna-se interessante conhecer o calor no processo de usinagem e paralelo a isto conhecer a capacidade de retirar calor por um determinado fluido utilizando os valores de temperatura encontrados.

Existem atualmente duas técnicas para se inferir os valores do calor por condução e por convecção através da medição da temperatura: a primeira utiliza-se de modelos matemáticos baseados em equações de transferência de calor governantes, envolvendo a solução de equações diferenciais especificamente adaptadas ao caso real em que se quer estudar. A segunda utiliza-se do método de elementos finitos, onde o modelamento está baseado nas equações de transferência de calor que governam as relações de condução entre os materiais empregados. Dessa forma, uma malha de nós e elementos é construída simulando a região de corte com a melhor resolução possível, aproximando-se assim ao máximo a técnica de simulação do teste experimental.

As técnicas utilizadas para calcular as condições de contorno do calor e do coeficiente de transferência convectiva de calor são baseadas, na maioria das vezes, nos Métodos Inversos de Condução de Calor e existem diversas metodologias para a solução destes problemas como, por exemplo, as várias soluções propostas por *Carslaw e Jaeger (1957)*.

Os Métodos Inversos de Condução de Calor têm sido utilizados por diversos pesquisadores. *Gonçalves et al. (2002)* utilizaram termopares para monitorar o calor e encontrar o calor em processos de soldagem em peças de aço inox AISI 304. *Ohadi & Cheng (1993)* modelaram também através de termopares a distribuição de temperaturas no processo de usinagem por jato de água em corpos-de-prova de aço SAE 4041. *Ming et al. (2003)* utilizaram o método de infravermelho para encontrar o calor em um liga de

alumínio, entre vários outros trabalhos que se pode citar. Em todas estas pesquisas os valores do calor encontrados foram muito próximos e podem ser considerados compatíveis com os indicados nas bibliografias da área de condução de calor, podendo também apresentar valores mais precisos.

Pode-se observar que a utilização de técnicas de medição de temperatura através de infravermelho e principalmente termopares é muito difundida, para o monitoramento do calor, sendo variadas apenas as técnicas para solução destes problemas. As várias soluções propostas por *Carslaw e Jaeger (1957)* podem ser aplicadas para a determinação do calor em diversos casos práticos de condução de calor em processos de usinagem como; retificação, torneamento, fresamento, etc. Em todos estes casos o calor é fornecido não apenas em um único ponto, mas em uma área restrita, que na maioria das vezes é desconhecida e muito pequena, e que pode ser desconsiderada por ter pouca influência na solução final do problema.

Problemas analíticos de geração de calor em superfícies planas são freqüentemente encontrados em diversas situações de usinagem. *Komanduri & Hou (2000)* dividem em soluções de fontes estacionárias e móveis, onde o primeiro caso é uma condição específica do segundo, pois considera a velocidade de deslocamento da fonte igual à zero. A magnitude do aumento da temperatura assim como a distribuição ao redor da fonte de calor vai depender de diversos fatores, incluindo a intensidade da fonte e sua distribuição, como; forma e tamanho da fonte de calor, propriedades térmicas, velocidade de deslocamento e o número de Peclet que é usado para expressar a velocidade relativa de deslocamento da fonte.

A solução baseada em métodos numéricos que devido à facilidade que se tem em conseguir uma solução rápida são os mais empregados. Entretanto, apesar da aplicação de soluções analíticas, que em geral requer um conhecimento mais aprofundado de métodos matemáticos, ainda assim, quando possível, estas devem ser buscadas, pois o resultado pode se apresentar de forma simples.

Abukhshim et al. (2006) sugerem que devido à complexidade e severidade da deformação nos processos de altas velocidades de corte, os processos puramente analíticos de obtenção do calor são seriamente restritos. Devido a estas restrições e pela condição que a zona de deformação é não-analítica e é não-linear, torna-se essencial a aplicação de métodos numéricos que permitam uma representação menos limitada da região de deformação. A aplicação de métodos de elementos finitos apresenta excelente

precisão em simulações 2D, porém a transição para sistemas 3D ainda permanece complexa.

Propondo uma inovadora técnica que utiliza testes experimentais com termopares inseridos, simulações numéricas e procedimentos inversos, *Yvonnet et al. (2005)* conseguiram simular o modelo térmico de uma liga de alumínio 6060-T5 com ferramentas de aço rápido. Com velocidade de corte de 125 m/min. profundidade de corte de 2 mm e avanço de 0,4 mm/rot, foram encontrados valores máximos de temperatura de 530 °C com uma tendência exponencial e valores de $0,5 \text{ W.m}^{-2}.\text{C}^{-1}$ para o coeficiente de convecção.

Movahhedy et al. (2002), simularam o processo de torneamento com ferramentas apresentando pontas chanfradas. Os testes experimentais utilizaram ferramentas de cBN com três ângulos de chanfro na aresta de corte; -10, -25 e -35° e três velocidades de corte 240, 600 e 1000 m/min, o material usinado foi o P20. A simulação dos testes experimentais mostrou que a temperatura atingiu 1000 °C para a o chanfro de -35°. Dados como este, mostram que a técnica de elementos finitos na modelagem de processos de corte reais pode ser aplicada para otimização da aresta de corte. carregamento do cavaco e velocidade de corte que leva a limitar a textura superficial devido a tensões residuais.

Além disso, a estimativa da temperatura utilizando elementos finitos, durante os processos de corte não ortogonais como o fresamento, mostram que há uma temperatura máxima de 370 °C à 0,4 mm da aresta de corte e o percentual da calor que penetra na ferramenta fica na faixa de 20% do valor total (*LAZOGLU et al., 2002*).

Assim, utilizar a técnica de elementos finitos proporciona um melhor conhecimento das variáveis do processo de corte na interface cavaco/ferramenta. A partir de um nível de detalhamento mais refinado da malha proposta para cada simulação, os dados obtidos poderão se aproximar dos valores reais do processo de corte, gerando uma excelente qualidade de análise do processo, tornando esta tecnologia cada vez mais efetiva para averiguação dos testes experimentais.

2.5 Sistemas para a refrigeração do processo de corte

2.5.1 Usinagem com fluidos

O principal objetivo do fluido de corte utilizado na maioria das indústrias que empregam usinagem é retirar o calor gerado durante o processo de corte, melhorando assim o tempo de vida das ferramentas e aprimorando o acabamento e as tolerâncias dimensionais das peças. Além disso, o fluido de corte evita o surgimento de arestas postizas de corte, principalmente na usinagem do aço inox e do Alumínio e suas ligas, pois ambos apresentam uma tendência a aderir na ferramenta durante o recalcamento do material (*SREEJITH & NGOI, 2000*).

Uma função importante da lubrificação não muito considerada, mas que representa um papel decisivo na prática, é a sua utilidade no transporte dos cavacos (limpeza). Essa vantagem mostra, de forma óbvia, que os fluidos refrigerantes têm um importante papel e se apresentam como um excelente parâmetro tecnológico na indústria do ramo metal-mecânico (*BROCKHOFF & WALTER 1998 apud SILVA 2002*).

Décadas atrás os fluidos de corte eram usados como elementos refrigerantes e lubrificantes no processo, pois apresentavam função dupla de esfriar a região aquecida e ao mesmo tempo proporcionar um melhor escorregamento do material removido por sobre a superfície de saída aumentando a vida das ferramentas. Com o desenvolvimento de novas coberturas com uma maior resistência ao calor e com funções também *lubri-refrigerantes*, aliada às cobranças por parte dos órgãos responsáveis em relação ao armazenamento e despejo de óleos na natureza, a utilização de líquidos nos processos de usinagem passou a ser minimizada.

Segundo *Silva (2002)*, para minimizar o efeito do aquecimento na ferramenta e manter a peça sob condições de temperatura ambiente sem que ocorra uma dilatação térmica muito grande durante a usinagem, são utilizados fluidos de corte com diversas composições. Os fluidos refrigerantes baseados em emulsão ainda estão sendo usados em grandes quantidades na indústria metal-mecânica, gerando elevados custos de consumo e de descartes, além do prejuízo ambiental.

Pode-se dizer que o calor gerado na região de formação de cavaco é benéfico para a usinagem, pois este calor aumenta a temperatura nos planos de cisalhamento primário e secundário, diminuindo a resistência para a continuidade da deformação plástica (aumento da ductibilidade). Porém, a aplicação de fluidos de corte que possuem o maior poder de resfriamento do processo de corte, que são os que apresentam capacidade de

reduzir a temperatura na interface cavaco/ferramenta, é uma prática comum atualmente nas empresas de fabricação para remover calor do processo de usinagem, excetuando-se as empresas que realizam a usinagem a seco (SALES, *et al.*, 2001).

Um gráfico da capacidade de retirar calor do processo é mostrado na Figura 2-13 onde estão comparados a usinagem a seco com a utilização da água, óleos sintéticos 1 e 2, emulsionável e integral.

Figura 2-13. Determinação da curva de resfriamento para seis condições de resfriamento (Sales et al., 2001).

Conforme a Figura 2-13 observa-se que os sistemas de resfriamento que utilizam fluidos de corte sintéticos (sintético 1 e 2) têm uma capacidade maior de retirar o calor do processo de corte no tempo que os óleos emulsionáveis. Esta capacidade diminui quando se compara com os óleos integrais. Observa-se que a água empregada como sistema de resfriamento, para estes experimentos, ficou entre os dois óleos sintéticos utilizados. A não utilização de sistemas de resfriamento leva a um resfriamento muito lento com pouca capacidade de remoção do calor do processo, como pode ser observado no gráfico dos experimentos a seco.

A necessidade cada vez maior de uma técnica de produção não agressiva ao meio ambiente e o crescimento rápido dos custos de disposição dos fluidos refrigerantes tem justificado a demanda por uma alternativa ao processo de usinagem com fluido. A usinagem a seco tem despertado a atenção de pesquisadores e técnicos que trabalham no âmbito da produção de cavacos, e, para os que a usam, ela apresenta vantagens econômicas e ecológicas (SAHM & SCHNEIDER 1996 e KLOCKE *et al.* 1998 apud SILVA, 2002).

Apesar das insistentes tentativas de eliminar completamente os fluidos de corte na usinagem, em muitos casos a sua aplicação ainda é essencial para que se obtenham vidas econômicas de ferramentas e as qualidades superficiais requeridas. Isto é particularmente válido quando há exigência de alta precisão dimensional e de forma ou quando se trata de usinagem de materiais de corte crítico e difícil, tornando a técnica de mínima quantidade de lubrificante uma alternativa interessante, porque combina a funcionalidade da lubrificação com um consumo extremamente baixo de fluidos (SILVA, 2002).

As limitações das operações a seco podem ser superadas, em muitos casos, por meio da introdução de sistemas de lubrificação em quantidades mínimas (***Near-Dry Machining*** – MQL, ***Minimum Quantity of Lubricant***) que age com base no princípio de utilização total, sem resíduos, aplicando fluxos de lubrificantes de 10 até, no máximo, 100ml/h a uma pressão de 4,0 – 6,0 kgf/cm² (KLOCKE & EISENBLÄTTER 1997; YOUNG et al. 1997; SCHULZ 1999; DÖRR 1999 e DINIZ 1999 apud SILVA, 2002).

O que importa é que, ainda assim, os cavacos sejam liberados praticamente secos, evitando custos resultantes da reciclagem do fluido de corte. O objetivo é tornar os processos mais usados em centros de usinagem isentos de fluido de corte. A utilização de MQL como solução alternativa, tem sido difundida e bastante empregada nas indústrias metal-mecânicas, pois se apresenta com uma técnica bastante eficaz na remoção do calor gerado no processo e na lubrificação da interface de corte.

A técnica de MQL na furação de uma liga de Alumínio-Silício SAE 323 com aproximadamente 7% de Silício, foi utilizada com um fluido em abundância em uma concentração de 4% e outro fluido foi pulverizado na razão de 10ml/h de óleo mineral com uma pressão de 4,5 bar. Quando foi feita uma comparação da capacidade do fluido de retirar o calor do processo, Braga et al. (2003) observaram que o fluido em abundância tem uma capacidade de resfriamento mais rápida, baixando a temperatura do processo de 350 °C para 40 °C em menos de 0,65 minutos, já a técnica de MQL mostrou-se eficiente em reduzir a temperatura para no mínimo 150 °C, e foram necessários 2 minutos para se atingir esta redução.

Os autores observaram que para esta liga a técnica MQL não se mostrou eficiente para o efeito de refrigeração do processo, porém apresentou-se com uma eficiência maior com características de lubrificante na região de corte. Braghini Jr. (2002) também utilizou a mesma técnica MQL para testar a capacidade de remoção de calor da região

de corte. Três tipos de óleos (Oleina, Biog 800 e Microcorte 220) com vazão de óleo de 20 ml/h e de ar 11,25 e 22,5 m³/h foram utilizados. O autor concluiu que a energia de usinagem apresentou pequenas variações sob as diversas condições de refrigeração/lubrificação empregadas com a técnica MQL. Porém, a energia acumulada no corpo-de-prova mostrou-se com variações significativas sob as mesmas condições de refrigeração/lubrificação, sendo que o óleo Biog 800 apresentou o melhor resultado na refrigeração do material utilizado para o processo de fresamento de topo.

Para contribuir mais com a discussão sobre a aplicação da técnica de MQL, *Sales (2001)* sugere que três fatores sejam levados em consideração;

- ✍ **Poluição** – *como a técnica de MQL também causa a liberação de óleo na atmosfera por causa da grande quantidade de óleo em abundância no ar, algumas exigências são necessárias para o sistema como máquinas totalmente encapsuladas com bons sistemas de exaustão e controle de partículas;*
- ✍ **Consumo** – *devem ser normalmente usadas taxas de consumo da ordem de menos de 50 ml/h, pois com uma média de 10ml/h poderá ser aspergido na atmosfera mais ou menos 1760 ml em um mês de trabalho. Com isto no final de 3 meses serão quase 5 litros, considerando que alguns fluidos emulsionáveis apresentam uma concentração de 5%, gerando com isto um consumo de menos de 3,15 litros, tendo um período de utilização da ordem de seis meses;*
- ✍ **Ruído** – *para a técnica de MQL deve existir uma linha de ar comprimido, o que pode gerar ruídos da ordem de 80 dB, sendo necessário equipamento de proteção para o operador, além de um monitoramento mais freqüente com os riscos causados à saúde do operador, tornando isto uma impossibilidade do investimento desta técnica para algumas empresas.*

2.5.2 Usinagem a seco

É bem conhecido que os fluidos de refrigeração prolongam a vida e o desempenho da ferramenta para grandes comprimentos de corte usinados. Na usinagem a seco irá existir mais atrito e adesão entre a ferramenta e a peça, daí ambos estarão submetidos a altos gradientes de temperatura. Isto resultará em um aumento do desgaste da ferramenta e assim a redução do tempo de vida. Altas temperaturas irão afetar a forma e a precisão dimensional da superfície usinada (*SREEJITH & NGOI, 2000*).

Devido ao fato de nestes últimos anos as empresas se depararem com problemas ambientais relativos ao estoque e descarte de óleos na natureza, órgãos governamentais vêm impondo regras cada vez mais rígidas para a utilização de óleos sintéticos, não sintéticos e biodegradáveis com padrões normativos de qualidade ambiental. Paralelo a este fato, uma crescente conscientização em torno da defesa da natureza vêm promovendo uma forte cobrança das indústrias. Estas se vêem obrigadas a realizar uma industrialização adequada com os recursos naturais consumidos em seus processos de manufatura.

A indústria metal-mecânica, dentro do processo de corte de metais, tem uma vasta utilização de fluidos de corte que resulta em problemas de várias ordens, que vão desde a geração de efeitos nocivos no ambiente de trabalho até a agressão ao meio ambiente. Assim busca-se um processo menos nocivo ao meio ambiente, que gere menos problemas em relação à saúde do operador e que possa ser absorvido e reciclado pela natureza sem causar problemas ambientais. A usinagem a seco e sua compreensão volta a ser assunto de pauta para empresas que querem se enquadrar nas novas legislações ambientais dos atuais cenários aos quais estão inseridas. A Figura 2-14 mostra as possibilidades de mudança de um processo para o torneamento a seco, com a utilização de metal duro revestido com Al_2O_3 utilizando-se altas velocidades de corte ou altas taxas de avanço.

Figura 2-14. Possibilidades de mudança de processo para o torneamento a seco (adaptado de MOMPER, 2000).

A usinagem do ferro fundido cinzento foi a primeira a ser realizada a seco entre os diversos materiais conhecidos, mas hoje também já se pode usinar a seco materiais endurecidos como os aços utilizados em moldes e matrizes. Porém a usinagem a seco exige um estudo mais detalhado antes do desenvolvimento de uma aresta e corte (MOMPER, 2000).

A tendência para o desenvolvimento da usinagem com alta velocidade geralmente é realizada em condições a seco, principalmente no fresamento de materiais endurecidos como os utilizados para moldes e matrizes. Um dos motivos para a usinagem a seco deve-se ao fato de que para alguns formatos côncavos de moldes e matrizes fica difícil retirar o fluido da região de corte, diminuindo a visualização do operador da máquina durante o processo e aumentando os custos relativos ao processo de retirada do fluido. Outro motivo é que, segundo *Vieira et al. (2001)*, diversos estudos de fresamento já demonstraram a ineficiência da aplicação de fluidos refrigerantes, do ponto de vista da vida da ferramenta.

Dessa forma, pesquisadores têm empregado as mais diversas técnicas para resfriamento apenas da ferramenta procurando a eliminação dos fluidos refrigerantes preferindo a usinagem a seco. Apesar dos operadores preferirem a utilização do fluido como elemento de transporte do cavaco para fora da região de corte, para o processo de fresamento que é o mais comum na usinagem de moldes e matrizes. O uso de fluido tende a intensificar as variações térmicas que ocorrem no processo durante o corte interrompido, levando ao aparecimento de trincas devido ao choque térmico na aresta da corte (DUNLAP, 1997).

Para se eliminar totalmente os fluidos refrigerantes, as ferramentas para este processo de usinagem devem apresentar coberturas que melhorem seu desempenho, possuindo características que viabilizem ausência do fluido refrigerante, ou possuírem micro estruturas mais resistentes como no caso das ferramentas de diamante, cerâmicas ou cBN. Muitas combinações de coberturas têm sido utilizadas, além de testar diversas ferramentas especiais com o intuito de desenvolver e melhorar o desempenho do processo e das novas ferramentas que vem surgindo na atualidade.

Segundo *Momper (2000)*, no torneamento do aço 20MnCr5 endurecido utilizado para a fabricação de um pinhão com dureza entre 60 e 62 HRc, os custos por aresta da ferramenta de cerâmica mista totalizaram aproximadamente 12% para uma ferramenta de PcBN, a velocidade de corte utilizada para este processo foi de 200 m/min e foi utilizado o acabamento superficial como critério de fim de vida.

Porém, para o caso de ferramentas cerâmicas, segundo *Ávila & Abrão (2001)*, a baixa condutividade térmica e baixa resistência à fratura destas ferramentas provocará uma quebra prematura, devido a choques térmicos quando se utiliza fluido refrigerante na remoção de cavaco. Devido a isto, a escolha da usinagem a seco com ferramentas cerâmicas torna-se a melhor opção. Particularmente, os insertos de alumina pura ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{ZrO}_2$) são os mais sensíveis à variação abrupta da temperatura, para minimizar isto uma adição de 25 a 40% de carbeto de titânio melhora muito a resistência ao choque térmico e a resistência mecânica destas ferramentas.

A utilização de ferramentas de PcBN com compostos de alumina se mostraram superior na usinagem a seco em relação à utilização de fluidos refrigerantes ou com a utilização de mínima quantidade de fluido (*DEWES et al., 1997 apud, ABRÃO, 2001*). Devido à sua dureza a quente, os *Cermets* são os mais utilizados para usinagens a seco. Os novos *Cermets*, isentos de Nitrogênio na sua composição química, apresentam resistência à fadiga maior quando submetidos a esforços cíclicos alternados (temperatura ambiente e temperatura elevada), como acontece no processo de fresamento, o que se reflete também em maior vida útil (*MOMPER, 2000*).

A razão de se trabalhar a seco ou com mínima quantidade de fluido está ligada à necessidade de proteger o meio ambiente e reduzir custos com a produção. Usinagem a seco reduz consideravelmente os custos de produção, entretanto pode gerar uma série de problemas técnicos, sendo um dos mais importantes, a redução da produtividade.

Quando se fura a seco, por exemplo, deseja-se obter a mesma vida de uma ferramenta utilizada com sistemas de refrigeração, devendo-se, para tanto, trabalhar com parâmetros de corte menores do que com o processo de furação convencional (*YUHARA, 2000*). Porém, o processo de furação a seco ainda deve ser melhor estudado uma vez que fluidos ainda precisam ser utilizados porque promovem a lubrificação e a expulsão dos cavacos, evitando que os cavacos se soldem na aresta de corte e no furo. Sem a utilização de fluido a rugosidade de um furo pode ser duas vezes maior do que quando se utiliza fluido como elemento lubrificante/refrigerante (*GRAHAN, 2000*).

Dessa forma, métodos alternativos de refrigeração para processos mais exigentes devem ser propostos e pesquisados, coberturas de ferramentas também devem apresentar características superiores para suportarem altas taxas de calor e ao mesmo tempo proporcionarem um efeito lubrificante como tem acontecido atualmente. Desta forma, novas ferramentas e coberturas devem permitir um equilíbrio entre a melhoria

das condições de corte e o meio ambiente sem afetar a produtividade e não gerando altos custos de implantações e modificações do atual chão de fábrica conhecido.

2.5.3 *Sistemas alternativos de refrigeração*

Atualmente, poucos trabalhos têm sido desenvolvidos utilizando sistemas alternativos de resfriamento. *Weinert et al. (2004)* utilizaram como sistema alternativo o gelo seco (CO_2) em estado de agregado sólido, com temperaturas de $-78,64\text{ }^\circ\text{C}$ na usinagem do aço Inoxidável austeníticos-ferríticos. Os testes conseguiram minimizar o efeito do desgaste de flanco e alterar o comportamento do cavaco, que se apresentou na forma de pequenas espirais e lascas, devido a grande diferença de temperatura entre a parte superior e inferior do cavaco. Com uma deformação mais reduzida a formação de lascas e rebarbas é minimizada e a temperatura da peça após a usinagem fica em torno de $18\text{ }^\circ\text{C}$, muito inferior aos $55\text{ }^\circ\text{C}$, conseguidos nos ensaios de MQL.

Paul (2001) ensaiou duas ferramentas no torneamento do aço SAE 1060 com velocidade de corte igual a 110 m/min nas seguintes condições: sem fluido refrigerante, com fluido emulsionável em abundância (mistura 1:20) e com resfriamento criogênico (a base de Nitrogênio), procurando o melhor desempenho segundo as condições de desgaste de flanco, comprimento usinado para os ensaios onde se utilizou o resfriamento criogênico.

Um problema encontrado na utilização destes sistemas de resfriamento está ligado à capacidade do fluido de remover o calor da região de corte. Pode ser muito complicado estabelecer modelos físicos e matemáticos para a compreensão do transporte condutivo/convectivo de calor e revelar as várias correlações na transferência de calor dos processos de usinagem. O valor do coeficiente de transferência de calor “ h_m ” para o ar é de aproximadamente $0,06525\text{ W.m}^{-2}.\text{C}^{-1}$ para regimes laminares sendo quase 10 vezes menor que o coeficiente da água, normalmente utilizada nas misturas com óleo, o qual é de aproximadamente $0,597\text{ W.m}^{-2}.\text{C}^{-1}$. Pode-se dizer, portanto, que sua capacidade de retirar calor é muito inferior (*INCROPERA, 1990*).

Nos ensaios realizados por *Kim et al. (2001)*, com ferramentas de aço rápido e carbeto de Tungstênio com coberturas de TiN e TiAlN respectivamente, foram usinados aços HP-4M (28 HRc), STF4 (42 HRc) e STD 11 (60 HRc) com velocidade de corte de 210 m/min em três condições de refrigeração específicas: com fluido em abundância, com ar gelado e a seco. Observou-se que a vida da ferramenta foi 1,7 e 1,4 vezes maior

com a aplicação do ar comprimido gelado a - 9 e -35 °C, respectivamente, quando comparada com o ensaio com fluido em abundância, considerando-se uma mesma medida de desgaste de flanco em todos os ensaios.

Nos ensaios realizados por *Ko et al. (1999)*, foram usinados materiais endurecidos com 58 HRc utilizando-se ferramentas de PcBN e de metal duro com revestimento de TiN. O sistema de resfriamento com ar gelado usado nos experimentos proporcionou um aumento de 30% no tempo de vida das ferramentas de metal duro com revestimento, quando comparada com ferramentas de PcBN, mostrando que é possível usinar materiais endurecidos com um ferramental de baixo custo, utilizando ferramentas com revestimento de TiN.

Considerando o baixo custo do ferramental utilizado na usinagem de moldes e matrizes em relação ao custo final do produto, atualmente a usinagem com os sistemas de resfriamento mais comuns não visa uma maior vida de ferramentas, mas sim evitar as distorções térmicas da superfície usinada. O direcionamento de um sistema para a refrigeração da peça, evitando-se variações dimensionais, que utilize as baixas temperaturas (-10 °C) poderá surgir como fator que irá melhorar a qualidade do produto, sem que se agride o meio ambiente com os fluidos sintéticos ou emulsionáveis tradicionais.

Dessa forma, desenvolver trabalhos que tenham como objetivo minimizar a aplicação de óleos emulsionáveis torna-se primordial para manter as empresas do ramo metal/mecânico atuantes no cenário atual. Propostas alternativas como a usinagem a seco, a utilização de sistemas alternativos como o ar frio e resfriamento criogênico, devem ser objetos de variados testes e pesquisas futuras para o aprimoramento destas técnicas e uma correta, precisa e definitiva aplicação destas técnicas na produção industrial.

2.6 Ferramentas de Cerâmicas

As ferramentas produzidas a base de material cerâmico possuem propriedades, tais como alta dureza a quente e a frio, alta resistência ao desgaste e excelente estabilidade química, evitando o mecanismo de desgaste por difusão que é muito freqüente quando se aumenta a velocidade de corte. Sua baixa condutividade térmica dificulta a transferência do calor da região de atrito para a ferramenta o que resulta em um

aumento da temperatura nesta interface e diminui a tenacidade da peça, podendo gerar trincas na ferramenta (*DINIZ, 2000*).

Segundo *Diniz (2000)*, pode-se classificar as cerâmicas da seguinte forma:

- ↳ **Cerâmicas** a base de óxido de alumínio – Al_2O_3 – dividem-se em cerâmicas puras constituídas a base de óxidos, apresentando coloração branca e normalmente composta de finos grãos de Al_2O_3 . Já as cerâmicas mistas contêm um teor de Carboneto de Titânio (TiC) ou Carbonitreto de Titânio (TiCN) com proporções entre 25 a 40% de TiC na sua composição. Existem também as cerâmicas reforçadas com “*Whiskers*” que são inclusões de monocristais de SiC em uma matriz de Al_2O_3 . A Alumina reforçada é obtida com a adição de 10-20% de Zircônia (*GLAESER, 1992*);
- ↳ **Cerâmicas** a base de Nitreto de Silício Si_3N_4 – apresenta-se com cristais de Si_3N_4 na fase intergranular de SiO_2 prensados na presença de Alumina ou óxido de Ítrio Y_2O_3 e manganês MgO (*DINIZ, 2000*). Nitreto de Silício e Óxido de Alumina reforçada com fibras de Carbetto de Silício são algumas vezes limitadas pela interação química com o material da peça, assim coberturas podem substancialmente melhorar a vida de ferramentas e reforçá-las. Particularmente na usinagem de aços dúcteis que geram cavacos longos e altas taxas de calor (*GRAHAN, 1997*). A condutividade térmica destas ferramentas é quase duas vezes mais que o composto Alumina/TiC e a expansão térmica é cerca da metade. Dessa forma, a resistência ao choque térmico é cerca de 22 vezes maior enquanto que o da Alumina pura é aproximadamente de 3,4 vezes. Além disso, um outro benefício da utilização de ferramentas derivadas do Nitreto de Silício é a sua condição de elemento inerte não acontecendo interações químicas com o material usinado, inibindo assim, o desgaste por cratera devido à baixa reação química entre a ferramenta e a peça (*GLAESER, 1992*).

2.7 Cermets

Apresentam este nome, pois tem uma fase cerâmica e uma fase metálica. São feitos de partículas duras normalmente de TiC, TiN ou o TiCN e um elemento aglomerante que geralmente é o Níquel (*DINIZ, 2000*). Os Cermets são mais utilizados no Japão que nos Estados Unidos e Europa, apresentando melhor acabamento, melhor resistência ao

desgaste e basicamente um preço cerca de 30% menor que os dos Carbetos revestidos (GRAHAN, 1997).

Cermets podem ser; TiC-Ni, Alumina-Cr e Carbeto de Tungstênio. Adições de TiC e TaC aos Cermets a base de Carbeto de Tungstênio tem a função de reduzir o efeito de craterização. Cermets de TiC ligados ao Cobalto. Níquel e misturas de Cobalto. Níquel e Cromo são usados para desgaste em altas temperaturas, proporcionando uma resistência superior à oxidação, choque térmico e resistência mecânica em altas temperaturas quando comparado com os Cermets à base de WC. Já os Cermets a base de Cromo-Alumina apresentam uma excelente condição inerte aumentando a resistência do elemento ligante. É um composto extremamente resistente a oxidação em altas temperaturas, porém apresentando resistência ao impacto menor que os Cermets a base de WC e TiC (GLAESER, 1992).

2.8 Ferramentas de PcBN

O cristal de cBN, ou Nitreto cúbico de Boro, não é encontrado na natureza. Trata-se de um composto fabricado artificialmente através da utilização de altas pressões e altas temperaturas. Assim como o Diamante o cBN é uma estrutura muito rígida, a sua dureza varia entre 4000 a 5500 HV, possui elevada resistência ao calor 1000°C e uma condutividade térmica da ordem de 100W/(m°C).

Após a sua sinterização na forma de cristais, o cBN é novamente sinterizado, desta vez com múltiplos cristais, constituindo-se um policristal, o PcBN, na forma de finas camadas aglutinadas sobre a superfície de substratos de Carbetos Cementados, com uma espessura média de 0,5 mm. O tamanho, a proporção dos cristais de cBN e o tipo de material que compõem varia de acordo com a aplicação específica. O desempenho e as propriedades das ferramentas dependem principalmente da alta dureza do cBN, mas a proporção da segunda fase também é importante (TRENT, 1996).

Segundo Harris (2003), o cristal simples de cBN é muito mais duro que os cristais agregados de PcBN em uma faixa de temperatura que vai da temperatura ambiente até 900°C. Isto acontece de acordo com a orientação aleatória dos grãos de cBN com o elemento agregado, podendo não existir planos de deslizamento predominantes ou direções mais influenciadas pela aplicação de tensões externas, e que o material policristalino poderá geralmente ser mais duro que o cristal simples utilizado na composição do PcBN.

As ferramentas de PcBN são utilizadas para a usinagem de aços endurecidos (acima de 45 HRc). Na utilização de aços de baixa dureza o PcBN não se comporta bem, devido à excessiva craterização causada pela predominância de cavacos longos. O mesmo ocorre em condições de difícil usinagem como corte interrompido, usinagem de aços ferramentas, aços rápidos e ligas ferrosas resistentes a altas temperaturas a base de Níquel e Cobalto. Devido a elevada dureza e resistência à abrasão, ferramentas de cBN tem mais resistência ao desgaste que as ferramentas de Carbetos, Cermets e Cerâmicas. cBN podem ser divididos em dois grupos; cBN com elevados teores (cBN-H) contendo até 90% em volume com elemento ligante de base metálica e cBN de baixos teores (cBN-L) contendo entre 50 e 70% de composição em volume e elemento ligante de base cerâmica (*CHOU et al., 2002*).

Harris et al. (2001) realizaram experimentos com ferramentas de PcBN com misturas compostas com 90% de peso de cBN e três outras ferramentas com composição de 80, 50 e 45% de cBN. Os compostos de PcBN foram submetidos a carregamentos de 100N em temperaturas na faixa de 800 a 1200°C. Os resultados mostraram que os compostos começavam a se delaminar com temperaturas de 1100°C. Em cada intervalo de temperatura um cone de Nitreto de Silício era mantido em contato com o PcBN por um tempo de 5 minutos. Dessa forma, ficou sugerido que inclusões de Ti dentro do PcBN não afetaram os valores de tensão, pois os valores de tensão para PcBN é maior em altas temperaturas que os compostos de cBN/TiC.

O trabalho desenvolvido por *Fallböhmer et al. (2000)*, mostrou que a aplicação de ferramentas de corte de PcBN para acabamento de Ferro Fundido é altamente recomendada por causa de seu desempenho superior quanto a vida de ferramenta e acabamento superficial. Na usinagem do aço P20 o PcBN não se apresenta como uma boa opção para acabamento pois com velocidades em torno dos 300 m/min ocorreu a fratura do inserto. Na usinagem do aço D2 (59 HRc) e H13 o PcBN superou todas as outras ferramentas utilizadas como TiC, TiCN e (TiAl)N, aumentando em até 65% a vida das ferramentas com velocidades de 550 m/min. Porém, para a aplicação de ferramentas de PcBN em moldes e matrizes ainda existe o fator limitante em relação ao tamanho e diâmetro das ferramentas que são produzidas atualmente, devido aos formatos estreitos que são projetados nos moldes e matrizes.

Ng & Aspinwall (2002) testaram ferramentas com alta concentração de cBN, acima de 90% de cBN e os demais 10% com composição de AlN_2/AlN com tamanho de grão em torno de 10 μm . Foi observado que cavacos homogêneos ocorrem somente com

velocidades na faixa de 75 m/min com dureza dos corpos-de-prova na faixa de 28 HRc, já para velocidades de 150 m/min. ocorreu a predominância de cavacos não homogêneos e segmentados. Em relação à temperatura, a faixa observada foi em torno de 350 °C para todas as velocidades utilizadas, não afetando o limite de tensão de escoamento mecânico dos materiais usinados.

Uma das grandes necessidades na área de moldes e matrizes é utilizar ferramentas com alta resistência ao desgaste, para evitar a troca destas no meio de uma operação de acabamento ou que o desgaste provoque diferenças dimensionais nas superfícies já usinadas, *Koshy et al. (2002)* utilizaram fresas de PcBN para o usinagem do aço AISI D2 com 58 HRC, conseguiu usinar um comprimento de corte máximo de 3,5 m com a velocidade de 300 m/min. Foi observado um tempo de vida menor na usinagem do aço AISI D2 em relação ao H13, devido à alta dureza e à adversidade química na composição/microestrutura da interface metal-ferramenta. Os valores de rugosidade se situaram na faixa de 1- 6 µm para as fresas de ponta esférica de Carbetos e 0,2 µm para as fresas de topo de PcBN.

2.9 Revestimentos de Ferramentas de corte

2.9.1 Função

Desde a década de 70 diversos desenvolvimentos têm sido feitos para a melhoria das coberturas das ferramentas e aumento do seu tempo de vida. Coberturas foram desenvolvidas inicialmente usando a técnica CVD (Chemical Vapour Deposition), logo em seguida para ferramentas de aço-rápido e insertos de carbetos de tungstênio foi desenvolvida a técnica PVD (Physical Vapour Deposition). A utilização da técnica PVD foi priorizada em função de apresentar-se como um processo mais limpo, devido à formação de uma camada mais frágil entre a ferramenta e a cobertura, que minimiza o mecanismo de adesão do material usinado sobre a cobertura (*SREEJITH & NGOI, 2000*).

Atualmente são utilizados diversos tipos de processo com a técnica PVD para o revestimento de ferramentas de corte, a diferença consiste apenas na forma de como o material metálico sólido é evaporado. Dentre as técnicas utilizadas para a evaporação, o processo a arco é o mais empregado, uma vez que propicia maior taxa de ionização na faixa de 90%. Três tipos de materiais aplicados em camadas pelo processo PVD têm se destacado como revestimento de ferramentas de corte, são elas: TiN, TiCN e (TiAl)N.

Estes materiais caracterizam-se pela alta dureza, excelente aderência, baixa porosidade, altas estabilidades química e térmica, etc, conforme apresentado na Tabela 2-2 (YUHARA, 2000).

Tabela 2-2. Propriedades selecionadas das camadas de TiN, TiCN e (TiAl)N (YUHARA, 2000).

Camada	TiN	TiCN	TiAlN
Dureza [HV 0.05]	2500	2700	2600
Espessura máxima [μm]	4	4	3
Estabilidade térmica [$^{\circ}\text{C}$]	550	450	800
Aderência *1 [N]	60	50	50
Coeficiente de atrito contra o aço	0,4	0,50	0,60
Coeficiente de transferência de calor [$\text{W.m}^{-1}.\text{C}^{-1}$]	29	29	-
Cor	dourada	lilás	cinza/preto

*1 Aderência medida indiretamente através da determinação da carga crítica no ensaio de riscamento, utilizando aço rápido temperado como substrato.

A principal finalidade das coberturas é aumentar a resistência ao desgaste do metal duro inicialmente utilizado para substituir o aço rápido. O núcleo de uma ferramenta permanece com uma composição simples de Carbeto de Tungstênio e Cobalto (WC + Co) sendo submetido à aplicação de camadas de revestimento através do método CVD de matérias como Carboneto de Titânio, Óxido de Alumínio, Nitreto de Titânio entre outros responsáveis pela capacidade de conjugar uma alta dureza a quente com resistência ao desgaste. Existem ferramentas com camadas simples e múltiplas camadas, onde no primeiro caso a ferramenta apresenta apenas um revestimento de Carboneto de Titânio ou Carbonitreto de Titânio, e no segundo caso é utilizada uma camada de óxido de Alumínio ou de Nitreto de Titânio intermediária às camadas citadas anteriormente (DINIZ *et al.*, 2005).

O desempenho das ferramentas de corte e das coberturas é dependente da condutividade térmica na interface ferramenta/peça. A dureza do material está relacionada com sua resistência ao desgaste a quente. Durezas típicas dos materiais utilizados como ferramentas e coberturas estão na Figura 2-15. Nota-se que todos os materiais apresentam uma redução da dureza com o aumento da temperatura (SREEJITH & NGOI, 2000).

Figura 2-15. Durezas a quente/características de alguns materiais metálicos (adaptado de SREEJITH & NGOI, 2000).

A melhoria do desempenho das ferramentas revestidas é muito superior e os revestimentos apresentam baixos valores de coeficiente de atrito, produzindo menos calor e baixas forças de corte, menor adesão de material na superfície de saída da ferramenta, aumento da dureza superficial com um menor desgaste abrasivo, e maior resistência ao desgaste por difusão, pois o revestimento forma uma barreira termoquímica. Todas essas propriedades resultam em; redução dos custos com ferramentas em razão de uma maior vida, redução de custos com tempos não produtivos, aumento da produtividade e melhoria da qualidade do produto em função de um melhor acabamento e menor rugosidade superficial (YUHARA, 2000).

2.9.2 Classificação:

2.9.2.1. Carbonitreto de Titânio (TiCN) – Possui excelente resistência ao desgaste por abrasão, além de funcionar como elemento adesivo das camadas de cobertura com o metal duro do núcleo. Sua dureza é cerca de 3000 HV, sendo maior que todos os outros materiais utilizados como cobertura para o metal duro (DINIZ, 2000).

2.9.2.2. Óxido de Alumínio (Al₂O₃) – É um material cerâmico e por isso garante estabilidade térmica em temperaturas elevadas. Possui excelente resistência ao desgaste por abrasão, além de alta resistência a ataques químicos e oxidação (DINIZ, 2000). As camadas de Óxido de Alumínio são na maioria das vezes utilizadas como camadas intermediárias entre as diversas composições com outras camadas de TiN, TiC e (TiAl)N, pois funcionam como um barreira térmica para o calor, apresentando também uma diferença no coeficiente de atrito quando são utilizadas em revestimentos de várias camadas;

2.9.2.3. Nitreto de Titânio (TiN) – Reduz o coeficiente de atrito entre o inserto metálico e o cavaco, sendo quimicamente mais estável que o TiC, pois apresenta menor tendência a difusão com o aço (DINIZ, et al. 2000). A condutividade térmica do TiN é de aproximadamente 0,07 [kW.m⁻¹.°C⁻¹], sua dureza é de 2500 HV (0,05), o coeficiente de atrito da ordem de 0,4 a temperatura ambiente, mantendo estas características até a faixa dos 600°C (GRZESIK, 2003). Em teste de fresamento de topo comparando várias coberturas D'Errico et al. (1999) conseguiu um excelente resultado para coberturas de TiN na usinagem com altas velocidades de corte a seco. Nos testes realizados o aço AIS-1045 com substrato de metal duro mostrou uma qualidade superior em relação as demais coberturas de (TiAl)N, TiCN e com múltiplas camadas, a mesma resposta não foi obtida com a cobertura de TiN quando o substrato era o Cermets;

2.9.2.4. Nitreto de Alumínio Titânio (TiAl)N – Maior resistência à oxidação, permitindo sua aplicação em temperaturas mais altas, devido à camada de Al₂O₃ ser inerte e evitar os processos de desgaste por oxidação e difusão. Possui baixa condutividade térmica, protegendo as arestas de corte das altas taxas de calor e alta

dureza a frio e a quente podendo atingir uma dureza 1,5 vezes maior que as camadas de TiC, TiCN TiN (*DINIZ, 2000*). Uma recente cobertura desenvolvida é o (TiAl)N-Satur, composta de grãos ultrafinos depositados por um processo de arco catódico a vácuo com temperaturas acima de 450°C dentro de uma atmosfera de Nitrogênio puro. A camada é de aproximadamente 2 a 5 µm e para efeito de comparação foi utilizado o mesmo método de aplicação para a cobertura tradicional de (TiAl)N denominado Metaplas Ionon MZR 303 e MZ 333. Na usinagem de aços para matrizes D2 e H13 o comprimento de desgaste da cobertura (TiAl)N-Saturn apresentou o menor desgaste de flanco VB após 20 m de corte em 8 passes de fresamento, mostrando-se mais eficiente que as coberturas tradicionais (*ARNDT & KACSICH, 2003*). Em relação às temperaturas de utilização o revestimento de (TiAl)N pode trabalhar na faixa dos 800°C, e apresentam um coeficiente de deslizamento de 0,3 a temperatura ambiente aumentando a medida que a temperatura se eleva devido ao efeito do amolecimento da cobertura (*GRZESIK, 2003*).

2.9.2.5. Revestimentos lubrificantes - Uma cobertura que começa a ser utilizada com uma frequência maior é a camada de cobertura dura lubrificante (*hard/lubrificant coating*). Normalmente é aplicada sobre as demais camadas mais duras devido ao seu alto poder de lubrificação. Os principais materiais utilizados para este fim são o Bissulfeto de Molibdênio (MoS₂) e o Carboneto de Tungstênio com o Carbono (WC/C) (*DINIZ, et al., 2000*). *Renevier et al. (2003)* aplicaram coberturas de MoS₂/Ti em operações de usinagem de torneamento e fresamento. Para as operações de fresamento foi utilizado o corte a seco com altas velocidades de corte. A Temperatura de corte atingiu aproximadamente a 700 °C. Foi observado que as propriedades mecânicas são dependentes da concentração de Titânio. A dureza e o módulo de elasticidade das coberturas aumentam com o aumento da concentração de Titânio na liga, assim como a adição de Titânio na cobertura de MoS₂ aumenta drasticamente a tensão residual. Para a operação de fresamento com velocidades de corte tradicionais a vida das coberturas é 1,5 a 2 vezes maior que a das coberturas sem adição de MoS₂/Ti, decrescendo à medida que se passa para as taxas de altas velocidades de corte, pois a alta temperatura começa a ser um fator limitante. O bissulfeto de Molibdênio MoS₂ apresentou um comportamento razoável para o desgaste de flanco, quando utilizado como cobertura sobre um substrato de Cermet

na usinagem do aço AISI 1045 com altas velocidades de corte (600m/min) sendo superado apenas pelo (TiAl)N. Os dados de *D'Errico et al.* (1999) mostram um desgaste 55% maior para o MoS₂ em relação ao (TiAl)N;

2.9.2.6. Revestimentos com múltiplas camadas - Desde a sua introdução nos anos 60, o processo CVD tem aprimorado para a aplicação em coberturas de camadas simples e múltiplas camadas combinando TiN, TiCN, TiC e Al₂O₃. Modernas coberturas com o método CVD combinam processos de altas e médias temperaturas com ciclos complexos de aplicação que produzem excelente resistência ao desgaste com espessuras variando de 4 a 20 µm. Nas últimas décadas o processo PVD tem se apresentado como uma melhor solução na aplicação de Cermets e os tradicionais Carbetos, oferecendo um melhor desempenho em processos de corte interrompidos e onde se necessita de arestas de ferramentas afiadas como nas operações de acabamento (*PRENGEL et al., 2001*).

Ainda em relação aos revestimentos de múltiplas camadas, realizando ensaios de torneamento *Grzesik (2003)* utilizou uma fonte de calor proveniente de uma máquina de solda TIG para efetuar a calibração de termopares tipo K, mostrando que a temperatura variava linearmente com a *FEM*. Com o objetivo de testar o isolamento térmico de várias camadas utilizadas em ferramentas de corte, foram usadas ferramentas sem cobertura, com uma monocamada de (TiAl)N e com três camadas de cobertura com TiC/Al₂O₃/TiN e TiC(C.N)/Al₂O₃/TiN com espessuras de 8 e 10 µm respectivamente.

Os materiais usinados foram os aços Inox 304L e SAE 1045. Os resultados encontrados mostraram que coberturas com múltiplas camadas isolam o calor, reduzindo a força de atrito em relação às ferramentas sem cobertura ou com camadas simples. Isto se deve ao fato que para o aço SAE 1045, a deformação plástica do cavaco é menor devido ao aumento da velocidade do cavaco sobre a cobertura, que se apresenta com um menor coeficiente de atrito. As camadas com múltiplas coberturas se mostraram muito mais eficiente para a usinagem do aço inox 304L que as coberturas simples ou ferramentas sem coberturas.

De acordo com *Diniz (2000)* a utilização de revestimentos com múltiplas camadas é favorável na usinagem de ligas Al-Ti-V, e superligas a base de Níquel e aços de alta dureza, porém com dureza inferior a 45 HRC. Já para o torneamento e fresamento de

aços temperados com dureza acima de 45 HRC, em usinagem com altas velocidades de corte e/ou corte a seco pode-se utilizar coberturas apenas com camadas de (TiAl)N.

Além de múltiplas camadas de (TiAl)N associadas com TiC, TiN e Al₂O₃, existem outras pesquisas no sentido de minimizar a utilização de fluidos de corte em processos onde a aplicação destes ainda apresenta restrições na produção com furação e roscamento.

Harris et al. (2003) testaram coberturas denominadas Ti_{1-x}Al_xN e Ti_{1-x-y}Al_xCr_yN aplicadas pelo processo PVD e utilizadas no processo de furação a seco com altas velocidades de corte em uma liga de Ferro Fundido cinzento perlítico. Foi usado o aço rápido como substrato na ferramenta e para efeito de comparação utilizada uma cobertura simples de TiN e coberturas múltiplas camadas de CrN/Ti_{1-x}Al_xN e CrN/Ti_{1-x-y}Al_xCr_yN. Os resultados mostram que a cobertura de TiN apresenta uma falha rápida devido ao mecanismo de interação que ocorre com o material da peça causando oxidação e a ocorrência do desgaste por adesão, fato não ocorrido com as coberturas TiAlN-based que se mostraram superiores às interações tribológicas do processo resistindo à transferência de metal e melhorando a performance das ferramentas de corte. A cobertura simples e as múltiplas com a composição Ti_{1-x-y}Al_xCr_yN se mostraram superiores às demais devido à presença do Cromo como elemento inibidor da oxidação, porém melhores estudos ainda precisam ser conduzidos.

Coberturas múltiplas também foram testadas no torneamento de ligas como o inconel⁷¹⁸ e liga de Alumínio-Silício hipereutética A390. *Prengel (2001)* encontrou uma enorme vantagem das coberturas múltiplas na usinagem do InconelTM 718 sobre as coberturas simples, porém verificou a ocorrência do fenômeno de entalhe da ferramenta devido às rebarbas e o desgaste abrasivo do raio de ponta. Em relação à Liga de Alumínio-Silício a cobertura simples denominada TiB₂, que corresponde à substituição dos elementos Carbono e Nitrogênio na liga TiCN pelo elemento Boro, se mostrou superior em relação às coberturas de (TiAl)N e TiN, ambos ensaios das ligas foram realizados com fluido em abundância.

2.10 Resumo da revisão bibliográfica

A temperatura é um dos principais fatores que influenciam o desgaste de ferramenta sendo originária, além da energia de deformação do material dentre outros fatores, do atrito que ocorre nas interfaces ferramenta/peça e a ferramenta/cavaco. Quando a

temperatura atinge valores elevados, pode afetar as propriedades mecânicas do material da peça e da ferramenta, tendo uma considerável influência no desgaste das ferramentas, que ocorre principalmente nas superfícies de saída e de folga. Devido às altas temperaturas geradas na região de corte dos processos com cunha definida, as ferramentas perdem sua dureza original, aumentando o desgaste por abrasão e em muitos casos elementos químicos constituintes da ferramenta podem difundir-se para dentro do cavaco, ou reagir quimicamente com a peça, ou fluido de corte.

Basicamente, o processo de usinagem está submetido a três mecanismos de transferência de calor bem conhecidos, condução, convecção e radiação. O fluxo de energia gerado por esses mecanismos durante um processo de usinagem é de difícil medição, devido à alta complexidade e do número de variáveis envolvidas durante o movimento da ferramenta no processo da remoção de material. Segundo *Sales (2001)*, o calor gerado pelo cisalhamento no interior do cavaco pode ser considerado benéfico e um aliado da ferramenta devido ao amolecimento do cavaco produzido diminuindo a resistência mecânica do material recalcado. Por outro lado, também aumenta a temperatura da ferramenta, podendo prejudicar suas propriedades.

Fluidos de corte foram utilizados no passado com uma maior frequência nos processos de corte. Sendo seu principal objetivo retirar o calor gerado durante o processo de corte, majorando assim o tempo de vida das ferramentas, além disso, o fluido de corte evita o surgimento de arestas postiças de corte na usinagem de produtos de alumínio (*SREEJITH & NGOI, 2000*). Uma função importante do refrigerante não muito considerada, mas que representa um papel decisivo na prática, é a sua utilidade no transporte dos cavacos (limpeza). Essa vantagem mostra que os fluidos de corte têm um importante papel e se apresentam como um excelente parâmetro tecnológico na indústria do ramo metal-mecânico. Com o desenvolvimento de novas coberturas com uma maior resistência ao calor e com funções também *lubri-refrigerantes*, aliada às cobranças por parte dos órgãos responsáveis em relação ao armazenamento e despejo de óleos na natureza, a utilização de óleos de corte nos processos de usinagem passou a ser minimizada.

O objetivo é tornar os processos mais usados em centros de usinagem isentos de fluido de corte. A utilização de MQL como solução alternativa, tem sido difundida e bastante empregada nas indústrias metal-mecânicas, pois se apresenta com uma técnica bastante eficaz na remoção do calor gerado no processo e na lubrificação da interface de corte.

Devido ao fato, de nos últimos anos as empresas se depararem com problemas ambientais relativos ao estoque e descarte de óleos na natureza, órgãos governamentais vêm impondo regras cada vez mais rígidas para a utilização de óleos sintéticos, não sintéticos e biodegradáveis com padrões normativos de qualidade ambiental. Paralelo a este fato, uma crescente conscientização em torno da defesa da natureza vêm promovendo uma forte cobrança das indústrias. Estas se vêem obrigadas a realizar uma industrialização adequada com os recursos naturais consumidos em seus processos de manufatura.

A necessidade cada vez maior de uma técnica de produção não agressiva ao meio ambiente e o crescimento rápido dos custos de disposição dos fluidos refrigerantes tem justificado a demanda por uma alternativa ao processo de usinagem com fluido de corte. A usinagem a seco e outros processos de resfriamento como sistemas criogênicos tem despertado a atenção de pesquisadores e técnicos que trabalham no âmbito da produção de cavacos, e, para os que usam a usinagem a seco vantagens econômicas e ecológicas tem sido encontradas.

A usinagem a seco e sua compreensão volta a ser assunto de pauta para empresas que querem se enquadrar nas novas legislações ambientais dos atuais cenários aos quais estão inseridas. A tendência para o desenvolvimento da usinagem com alta velocidade geralmente é realizada em condições a seco, principalmente no fresamento de materiais endurecidos como os utilizados para moldes e matrizes, já que diversos estudos de fresamento demonstraram a ineficiência da aplicação de fluidos refrigerantes, do ponto de vista da vida da ferramenta. Dessa forma, pesquisadores têm empregado as mais diversas técnicas para resfriamento apenas da ferramenta procurando a eliminação dos fluidos refrigerantes, preferindo a usinagem a seco (*DUNLAP, 1997*).

Para se eliminar totalmente os fluidos de corte, as ferramentas para este processo de usinagem devem apresentar coberturas que melhorem seu desempenho, possuindo características que viabilizem ausência do fluido refrigerante, ou possuírem micro estruturas mais resistentes como no caso das ferramentas de Diamante, cerâmicas ou cBN. A utilização de ferramentas de PcBN com misturas de compostos de Alumina tem sido empregada na usinagem a seco e quando comparada com a utilização de fluidos de corte ou com a utilização de mínima quantidade de fluido tem se mostrado promissora.

Além disto, métodos alternativos de refrigeração para processos mais exigentes devem ser propostos e pesquisados, coberturas de ferramentas também devem apresentar características superiores para suportarem altas taxas de calor e ao mesmo

tempo proporcionarem um efeito lubrificante como tem acontecido atualmente. Gelo seco (CO_2) em estado de agregado sólido na usinagem do aço Inoxidável austeníticos-ferríticos tem conseguido minimizar o efeito do desgaste de flanco e alterar o comportamento do cavaco. Sistemas criogênicos (a base de Nitrogênio) têm sido empregados na usinagem de aços SAE 1060 e conseguindo o melhor desempenho segundo as condições de desgaste de flanco quando comparado sistemas de resfriamento convencionais.

Sistemas que utilizam o ar gelado como elemento refrigerante na região de corte tem se mostrado com um horizonte promissor. Ensaios com ferramentas de metal duro na usinagem de aços endurecidos acima de 55 HRC proporcionam aumentos de até 30% na vida de ferramentas quando comparadas com ferramentas de PcBN. Mostrando que a aplicação de ferramentas tradicionais com novas tecnologias de resfriamento no processo de corte apresenta-se como uma boa alternativa a utilização de óleos de corte.

Um problema encontrado na utilização destes sistemas de resfriamento está ligado à capacidade do fluido de remover o calor da região de corte. Pode ser muito complicado estabelecer modelos físicos e matemáticos para a compreensão do transporte condutivo/convectivo de calor e revelar as várias correlações na transferência de calor dos processos de usinagem.

Assim, desenvolver trabalhos que tenham como objetivo minimizar a aplicação de óleos emulsionáveis torna-se primordial para manter as empresas do ramo metal/mecânico atuantes no cenário atual. Propostas alternativas como a usinagem a seco, a utilização de sistemas alternativos como o ar gelado e resfriamento criogênico, devem ser objetos de variados testes e pesquisas futuras para o aprimoramento destas técnicas e uma correta, precisa e definitiva aplicação destas técnicas na produção industrial.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Máquina-Ferramenta.

A máquina utilizada foi um Centro de Usinagem vertical HERMLE, modelo C 800 U, com três eixos e curso de 800, 600 e 500 mm para X, Y e Z, respectivamente. De acordo com o manual do equipamento o erro de posicionamento da máquina é de 0,5 micrometros com 95% de confiabilidade. O motor do eixo árvore apresenta uma potência de 18 kW, com faixa de rotação de 20 a 24.000 rpm, programado por um comando numérico CNC SINUMERIK 840 D SIEMENS.

3.2 Ferramentas

Foram usadas três tipos de ferramentas nos testes de fresamento, todas de metal duro micro-ligado, sendo duas com o revestimento de (TiAl)N e uma com aplicação de uma placa de PcBN. A Figura 3-1 mostra os detalhes construtivos da ferramenta Fr1 que tem o código R216.42 16030 – AK32G 1610. Os valores das dimensões da ferramenta Fr1 são apresentados na Tabela 3-1.

Tabela 3-1. Dimensões da Ferramenta R216.42 16030 – AK32G 1610 .

Código	l_2 [mm]	dm_m [mm]	a_p [mm]	r_e [mm]	D_{c2} [mm]	γ_o [°]	α_o [°]	Z_n [Adm]	Cobertura	Classe ISO
Fr1	125	16	32	16	16	1.5	12	2	(TiAl)N	H10F

Figura 3-1. Detalhe da ferramenta R216.42 16030 – AK32G 1610 (Fr1)

A Figura 3-2 mostra os detalhes das ferramentas F1827R.Z.16.Z2.08 WXX15 (Fr2), e F1827R.Z.16.Z2.08 WCB80 (Fr3). A Figura 3-2 (a) mostra as dimensões das duas ferramentas, a tabela 3-2 apresenta os valores destas dimensões, as duas ferramentas são idênticas na sua geometria. Na Figura 3-2 (b) é apresentada uma figura esquemática da ferramenta Fr2, e na Figura 3-2 (c) o detalhe mostra a placa de PcBN aplicada na superfície de saída da ferramenta Fr3. As duas ferramentas são ponteiras maciças de metal duro micro-ligado, ambas são fixadas por contração térmica em uma haste cilíndrica DIN 1835, forma A com 16 mm de diâmetro e 135 mm de comprimento.

Figura 3-2. Detalhe da Geometria das ferramentas F1827R.Z.16.Z2.08 WXX15 e F1827R.Z.16.Z2.08 WCB 80

Tabela 3-2. Dimensões das ferramentas F1827R.Z.16.Z2.08 WXX15 (Fr2) e F1827R.Z.16.Z2.08 WCB 80 (Fr3).

Código	D _c [mm]	R [mm]	L _c [mm]	X ₁ [mm]	X ₂ [mm]	d ₁ [mm]	γ _o [°]	α _o [°]	Z _n [Adm]	Cobertura	Classe ISO
Fr2	16	8	9	16	32	8	0	5	2	(TiAl)N	H15
Fr3	16	8	9	16	32	8	0	5	2	PcBN	80% cBN

3.3 Materiais dos corpos-de-prova

Os materiais empregados como corpos-de-prova foram o aço AISI H13 e o aço AISI D2 no estado endurecido e apresentavam durezas 50 e 57 HRC, respectivamente. A Tabela 3-3 apresenta os valores iniciais e finais de dureza e a composição química dos dois aços conforme descrição do fabricante e a Tabela 3-4 mostra as propriedades térmicas.

Tabela 3-3 – Valores médios da composição química e dureza dos materiais utilizados.

Característica dos materiais usinados											
Material utilizado	C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]	Ni [%]	Mo [%]	Cu [%]	Dureza inicial [HrB]	Dureza Final [HrC]
AISI H13	0,4	0,95	0,31	0,011	0,006	5,0	0,12	1,25	0,13	92,7	50
AISI D2	1,48	0,27	0,33	0,02	0,01	11,78	0,19	0,88	0,07	95,8	57

Tabela 3-4. Propriedades térmicas dos dois aços utilizados nos teste de fresamento.

Propriedades térmicas	Símbolo	Unidade	AISI H13	AISI D2
Condutividade térmica	K	W.m ⁻¹ .°C ⁻¹	29	26
Calor específico	Cp	J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹	460	460
Densidade	ρ	Kg.m ⁻³	7800	7700
Difusividade térmica	α	m ² .s ⁻¹	8,08 E-06	7,34 E-06

Os corpos-de-prova tinham a seguinte dimensão; 14 x 48 x 100 mm, conforme Figura 3-3 e Figura 3-4. A parte utilizada para os testes de usinagem foi à superfície semicircular do corpo-de-prova que apresentava um raio de 14 mm e uma espessura de 5 mm. O motivo deste formato foi produzir uma variação da velocidade de corte de um valor mínimo a máximo na superfície semicircular, considerando uma estratégia de corte de 2 ½ eixos. Uma base de fixação de 11 mm de espessura e com o mesmo comprimento do corpo de prova foi desenvolvido para realizar a transição da fixação dos corpos-de-prova no dinamômetro conforme Figura 3-5.

Figura 3-3. Detalhe do corpo-de-prova.

Figura 3-4. Dimensões dos corpos-de-prova.

Figura 3-5. Dispositivo para fixação dos corpos-de-prova

3.4 Dispositivo para fixação dos termopares

Os termopares foram inseridos na parte posterior do corpo-de-prova e ficaram 2 mm abaixo da superfície de fresamento. A Figura 3-6 (a) mostra os termopares colocados sobre a base de fixação, antes da montagem e inserção nos corpos de prova. Os cinco pinos que aparecem na foto fixados no tubo de montagem foram utilizados para posicionar os termopares nos furos dos corpos-de-prova. Observa-se que o quinto termopar foi extraído alguns milímetros do pino de montagem para um melhor detalhamento.

Figura 3-6 - Vista geral da montagem dos termopares.

As juntas frias ou “cabeças” dos termopares tinham em média 1 mm de diâmetro conforme mostrado no detalhe da Figura 3-6 (c). Para que os termopares permanecessem fixos no corpo-de-prova, a montagem dos cinco termopares foi realizada dentro de um tubo de fixação de nylon com diâmetro externo de 15 mm. A diferença entre o diâmetro externo do tubo de fixação, e do diâmetro interno formado pela metade do corpo-de-prova e pela metade do dispositivo de fixação foi preenchida com uma manta de fibra de vidro como pode ser observado na Figura 3-6 (b).

Os furos para inserção dos termopares tinham 2,3 mm de diâmetro e os pinos de fixação dos termopares tinham 2 mm. Os furos foram feitos no sentido do comprimento do corpo-de-prova; o primeiro e o último a 5 mm das bordas e os demais equidistantes 22,5 mm. No sentido da largura dos corpos-de-prova, os furos foram realizados na

seguinte disposição: o primeiro paralelo a superfície do dinamômetro, ou seja, 0° e a 2 mm da extremidade do corpo-de-prova, o quinto furo ficou a 90° considerando também a superfície do dinamômetro e também a 2 mm da extremidade do corpo-de-prova. Os demais furos foram realizados eqüidistantes $22,5^\circ$.

A Figura 3-7 mostra um esquema da parte posterior do corpo-de-prova com a defasagem dos furos realizados para a fixação dos termopares nos corpos-de-prova. A defasagem dos furos teve como objetivo avaliar a variação da temperatura com a variação da velocidade de corte, uma vez que foram empregados valores de rotação fixos nos ensaios de fresamento. Dessa forma, a velocidade de corte variava de acordo com o ponto de contato entre o corpo de prova e a ferramenta.

Figura 3-7. Esquema da furação dos corpos de prova.

3.5 Bancada de Ensaio

3.5.1 Detalhes da aquisição de temperatura

A Figura 3-8 mostra a montagem da bancada de ensaios utilizada durante os testes. Cada termopar estava conectado a um circuito eletrônico amplificador de sinal marca ESEL modelo XTR01. Este amplificador foi calibrado utilizando-se um calibrador multi-função da marca FLUKE modelo 725 na faixa de 0 a 500°C , e que correspondia em mA à faixa de valores de 4 mA e 20 mA. A saída do sistema amplificador era conectada em um bloco de conectores, onde o sinal é então transferido através de cabo para um acessório National Instruments modelo SCB 68, e em seguida transferido para uma placa de aquisição de sinais A/D (modelo PCI – MI0 – 16E – 4 National

Instruments). A placa foi então conectada em um micro computador (processador AMD K6 II 350 MHz, com 128 Mbytes de memória RAM e 4,3 Gbytes de disco rígido).

Figura 3-8. Esquema da montagem da bancada de ensaios

Os termopares geram sinais da ordem de micro volts, logo foi utilizado um comprimento mínimo necessário dos fios de 250 mm, evitando que eventuais ruídos pudessem interferir na leitura dos sinais. O termopar usado foi o tipo T fabricado de Cobre-Constantan com bitola AWG 30 ($0,051\text{mm}^2$) e faixa de temperatura entre -18 a 205 °C. A tensão já devidamente amplificada pôde então ser transferida via cabos elétricos com um comprimento maior, de aproximadamente 2,5 m sem qualquer comprometimento do sinal.

A segunda etapa foi o levantamento de uma curva de calibração para cada termopar que foi realizada em um banho termostático modelo HAAKE F6-C35 com faixa de temperatura entre -60 a 250 °C e resolução de $0,1$ °C. O fluido utilizado foi o Tyfoxit, que é um composto a base de acetato de Potássio. Nesta etapa foi inicialmente fixada a faixa de temperatura em que os termopares iriam atuar sendo escolhida uma faixa de valores entre 10 a 90 °C.

Iniciou-se o procedimento com a temperatura de 10 °C fixada no visor do próprio banho, esperando-se a temperatura estabilizar e então era anotado o valor de tensão associado a esta temperatura, isto foi repetido até a temperatura de 90 °C devido ao fato de não haver a necessidade de uma calibração para temperaturas maiores. Visando confiabilidade das medições, este ensaio apresentou 6 repetições, sendo três no sentido crescente da temperatura e três no sentido decrescente. O intuito foi avaliar a ocorrência

de histerese no comportamento dos termopares. O apêndice A mostra o resultado das curvas de calibração.

Pôde-se então, obter um gráfico de tensão média versus temperatura para cada termopar. A regressão linear deste gráfico mostrou-se satisfatória, pois os valores dos coeficientes de regressão linear ficaram na ordem de 0,979 em média. Assim, através das curvas de calibração, pôde-se programar uma rotina computacional no LabView onde a aquisição dos sinais em volts era convertida para temperatura.

O *software* utilizado na aquisição dos dados foi o LabView (versão 6.1), escolhido pelo melhor gerenciamento que proporciona na aquisição de sinais de temperatura e de força. Os resultados geravam um arquivo no formato de “bloco de notas”, viabilizando o tratamento dos dados em uma rotina computacional. A conversão dos sinais de volts em graus Celsius na leitura das temperaturas e de volts para Newton nas leituras de força foi realizada recorrendo-se às constantes de calibração dos respectivos transdutores.

A força medida pelo dinamômetro passava por uma unidade de controle própria do equipamento onde é amplificada, estando ligada ao mesmo bloco de conectores que conectam os sistemas de termopares, portanto, ambos conectados na mesma placa de aquisição de sinais do computador citada anteriormente.

3.5.2 Descrição do equipamento de ar comprimido e de ar frio.

Foram utilizados dois sistemas de resfriamento durante os ensaios. O primeiro sistema foi à aplicação direta do ar comprimido da própria linha de pressão do laboratório para o resfriamento do corpo de prova. O ar comprimido originava-se da linha principal do laboratório composto por um compressor modelo MSWV 80 MAX/425 com 12 kPa de pressão máxima, um filtro regulador DeVilbiss modelo HLB 550 e um rotâmetro DIGIFLOW modelo K-12-V com pressão de calibração máxima de 8 kPa. A utilização do rotâmetro se deve a necessidade de medir a vazão do ar comprimido antes da saída deste para o resfriamento do corpo-de-prova. A Figura 3-9 mostra o sistema utilizado para controle da pressão e da vazão de ar.

Figura 3-9. Esquema da montagem do rotâmetro e do regulador de pressão

Para o ensaio com ar frio foi utilizado um sistema de resfriamento que utiliza o princípio do vórtice montado imediatamente após o rotâmetro, com isto era possível fazer a regulagem da vazão do ar tendo-se o controle das temperaturas finais para resfriamento da peça. A Figura 3-10 (a) mostra como foi montado o sistema de resfriamento de ar gelado no cabeçote da máquina durante a realização dos ensaios. A distância que foi fixada, e mantida como padrão, para o sistema de ar frio da ponta da ferramenta foi de 20 mm, Figura 3-10 (b).

Figura 3-10 - Tubo vórtice montado no cabeçote da máquina.

Basicamente o sistema que utiliza o princípio do vórtice pode ser descrito da seguinte forma; o ar comprimido entra na câmara circular (com estado P) passando pelo bocal de entrada e desenvolvendo um fluxo aximétrico no formato de um vórtice. Do estado (P) para o estado (I) o ar comprimido se expande e acelera sob a influência da força centrífuga de inércia o ar injetado é pressionado contra as paredes do tubo. Próximo à parede do tubo o fluxo do ar tem o formato de uma hélice sendo direcionado para a saída tangencial na forma de ar quente.

Do estado (I) para o (H) o ar é aquecido por dissipação (fricção), especialmente próximo à parede do tubo, onde o gradiente de velocidade é altíssimo. O ar frio é formado pela expansão radial na linha central do tubo vórtice. O fluxo de ar frio que sai na saída (C) provoca uma linha de ar frio no formato de uma hélice com a temperatura normalmente muito inferior a temperatura de entrada do ar em (P) Figura 3-11 (FRÖHLINGSdorf, 1999).

Figura 3-11 - Princípio de funcionamento do tubo vortex (Fröhlingsdorf, 1999).

A Tabela 3-5 apresenta os valores gerais de temperatura que podem ser utilizados pelo sistema de resfriamento proporcionais aos valores de vazão segundo o fabricante e a Figura 3-12 mostra o desenho esquemático do resfriador utilizado durante os testes com ar gelado. Para uma efetiva aplicação do sistema resfriador o ar deve ser direcionado para a aplicação a ser executada, sendo necessário então à utilização de um bico direcionador, como pode ser observado na Figura 3-10 na cor laranja.

Tabela 3-5 - Valores de temperatura, pressão e vazão para o sistema de resfriamento segundo o fabricante.

Pressão [kg/cm ²]	Temperatura [° C]	Ruído [Db]	Consumo PCM*
2	-6,7	91,0	4,1
3	-10,0	93,5	5,0
4	-12,5	95,0	5,7
5	-14,5	96,0	6,3
6	-16,0	97,0	6,9
7	-17,0	98,0	7,5

*PCM – Pés cúbicos por minuto.

Figura 3-12 - Modelo do resfriador utilizado nos testes.

3.6 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

3.6.1 Estratégia de usinagem

Os testes de usinagem foram realizados com valores de profundidade de corte, avanço, velocidade de corte e penetração de trabalho dentro dos limites recomendados pelo fabricante das ferramentas. Como o trabalho foi direcionado para a área de moldes e matrizes com altas velocidades de corte, o valor de profundidade de corte empregado foi de 0,2 mm considerando uma usinagem de acabamento. O valor de avanço estava entre os limites de 0,09 mm/dente e 0,16 mm/dente de acordo com o catálogo do fabricante. Assim, foi escolhido um valor de 0,10 mm/dente para o avanço por dente e uma penetração de trabalho de 0,25 mm.

Para a velocidade de corte a faixa de valores sugerida pelo fabricante para aços endurecidos até 55 HRC variava de: 150 a 250 m/min para a ferramenta R216.42 16030AK32G 1610, de 60 a 180 m/min para a ferramenta F1827R.Z.16.Z2.08 W XK15 e entre 220 a 660 m/min para a ferramenta F1827R.Z.16.Z2.08 WCB80.

A trajetória de deslocamento da ferramenta foi o movimento descendente e ascendente denominada “*raster*” a partir do ponto de zeramento da ferramenta, na parte superior do corpo-de-prova, conforme Figura 3-13. Escolheu-se esta estratégia para manter a ferramenta o maior tempo possível em contato com o corpo-de-prova e minimizar os tempos passivos do movimento, evitando-se uma perda de calor na falta do contato da ferramenta com o corpo-de-prova. Foram escolhidas duas velocidades de corte para os testes; 200 m/min para as duas ferramentas de metal duro com revestimento de (TiAl)N e 400 m/min para a ferramenta de PcBN.

Figura 3-13. Esquema da trajetória de usinagem dos corpos-de-prova.

O valor da rotação do eixo árvore foi calculado segundo o ponto de contato médio da ferramenta na peça. Dessa forma, a velocidade de corte variou de um valor mínimo a um valor máximo. A Figura 3-14 mostra o diâmetro médio utilizado para cálculo da rotação do eixo árvore. A equação da Figura 3-15 mostra a metodologia para o cálculo do diâmetro efetivo.

Na parte superior do corpo-de-prova o diâmetro efetivo é menor que o diâmetro da ferramenta ($D_c > D_{ef}$) e, na parte inferior do corpo-de-prova os valores dois diâmetros são coincidentes ($D_c = D_{ef}$). A Tabela 3-6 mostra o resumo dos valores de usinagem utilizados nos testes de fresamento.

Figura 3-14. Detalhe do ponto de contato médio da ferramenta no corpo de prova.

Figura 3-15. Equação e desenho esquemático utilizado para cálculo dos diâmetros máximos e mínimos.

Tabela 3-6. Variáveis utilizadas nos ensaios de fresamento

Valores de	Ferramentas		
usinagem utilizados	R216.42 16030AK32G 1610 [Fr1]	F1827R.Z.16.Z2.08 WXX15 [Fr2]	F1827R.Z.16.Z2.08 WCB80 [Fr3]
Diâmetro mínimo [mm]	3,56	3,56	3,56
Diâmetro máximo [mm]	16	16	16
Velocidade de corte mínima [m/min]	51	51	102
Velocidade de corte média [m/min]	200	200	400
Velocidade de corte máxima [m/min]	286	286	572
Avanço [mm/dente]	0,10	0,10	0,10
Profundidade de corte [mm]	0,20	0,20	0,20
Rotação [rpm]	5694	5694	11389
Velocidade de avanço [mm/min]	1139	1139	2278

3.6.2 Medição de temperatura

Os testes foram realizados em três condições: sem sistema de resfriamento, com ar comprimido e com ar frio, este último como sistema alternativo de refrigeração do processo. Para os ensaios com ar frio e com ar comprimido fixou-se uma pressão de 6 kgf/cm² e um valor de vazão de 22 m³/h. Necessitou-se realizar uma correção dos valores de vazão em função das pressões de calibração e de operação para o rotâmetro segundo a Equação 3-1 sendo que a pressão de calibração do rotâmetro é fixada em 8 kgf/cm². A Tabela 3-7 mostra as variáveis fixadas para os testes. A temperatura do sistema de ar comprimido registrou valores de 12 °C e para o ar frio este valor ficou na faixa de -2°C. Estes valores de temperaturas foram medidos com o multímetro de precisão FLUKE modelo 89 IV com os sistemas de resfriamento posicionados a 20 mm de distância da linha central da ferramenta.

$$\text{Fator de correção} = \sqrt{\frac{P_{\text{OPERAÇÃO}}}{P_{\text{CALIBRAÇÃO}}}}$$

Equação 3-1. Equação empregada para o fator de correção da pressão.

Tabela 3-7 - Valores de temperatura, pressão e vazão utilizados nos ensaios de fresamento com o sistema de ar frio.

Teste	Temperatura média [°C]	Vazão pretendida [m ³ /h]	Vazão corrigida [m ³ /h]	Pressão na entrada [bar]
Seco	24	0	0	0
Ar comprimido	12	22,0	16,5	6
Ar gelado	- 2	22,0	16,5	6

3.6.3 Levantamento da topografia do perfil usinado

Para avaliar as possíveis deformações ocorridas nos corpos de prova, pelo efeito do calor introduzido na peça durante a usinagem, foi feito um mapeamento do perfil do corpo-de-prova, através de cinco linhas imaginárias ao longo do comprimento do corpo-de-prova com vinte pontos em cada linha. Através do sistema de referência da máquina

foi medida cada variação ocorrida no corpo de prova dentro deste perfil. A Figura 3-16 mostra um esquema de como foram realizadas as medições dos perfis e na Figura 3-17 é apresentado o sistema de referência realizando a medição.

Figura 3-16. Esquema sistema de medição dos pontos no corpo de prova.

Figura 3-17. Sistema de referência realizando a medição dos perfis.

Utilizando o sistema de referência da máquina foram registrados em cada linha 20 pontos de contatos espaçados eqüidistantes. Para as duas linhas iniciais foram medidas as variações no eixo de coordenada “Z”, ou seja, o sistema de referência tocava a peça e armazenava o valor das três coordenadas, na análise dos dados era avaliado nas duas primeiras linhas se ocorreu alguma variação dimensional apenas nesta coordenada. Para os três últimos perfis as variações de erros dimensionais foram registradas quando ocorreu algum a variação da coordenada “Y”, no total foram medidos 100 pontos de posicionamento.

Os pontos medidos pelo sistema de referência foram armazenados na memória da máquina, em seguida eram transferidos pelo LabView que gerava um arquivo tipo texto. Após a aquisição dos dados, devido à diferença dos valores dimensionais das coordenada dos eixos “Z” e “Y”, os pontos foram transferidos para uma referência única e as deformações dimensionais medidas foram consideradas a partir desta linha de referência, sendo que as variações dimensionais puderam assim ser medidas com valores negativos e positivos.

3.6.4 Utilização do método de elementos finitos para encontrar os valores “q” e “h” dos testes experimentais

Para inferir os valores do calor, “q”, no processo de fresamento e o coeficiente de transferência convectiva médio, “ h_m ”, dos sistemas de resfriamento foi utilizado o método de elementos finitos com uma rotina do programa ANSYS versão 8.5. O corpo-de-prova utilizado nos testes experimentais foi modelado com estrutura de malha que teve a seguinte estratégia: na espessura do corpo-de-prova, a malha proposta foi de 5 camadas de 1 mm, na superfície onde foi simulado o teste de fresamento a divisão da malha foi de 1000 elementos, sendo 100 elementos no sentido do comprimento do corpo-de-prova e 10 elementos na largura, Figura 3-18. Assim, o elemento ficou com as dimensões de 1 x 2,2 x 1 mm.

Figura 3-18. Exemplo da malha utilizada no programa de elementos finitos.

O objetivo inicial do trabalho foi simular o processo de fresamento com o tamanho do elemento próximo do formato real do cavaco, porém devido à licença do software permitir apenas 1000 passos de carregamento a malha foi então dividida em 1000 elementos na superfície de usinagem. Basicamente, o passo de carregamento em uma rotina do ANSYS é uma aplicação de um calor entrando no elemento, ou um calor de convecção saindo, na área superficial definida dentro da rotina do ANSYS, simulando o calor gerado pelo corte no corpo-de-prova, ou saindo por convecção, respectivamente.

Para obter os valores de temperatura com uma condição transiente e um comportamento do gráfico do modelo teórico similar aos testes experimentais, foi simulado o posicionamento dos termopares nos nós da malha. Esta escolha ocorreu, em função que o nó fornece um ponto preciso dentro da geometria do corpo-de-prova e uma média de valor de temperatura dos quatro elementos que o delimitam. A escolha do número do nó foi em função do posicionamento que aproximava a montagem do termopar nos testes experimentais.

A estratégia de aplicação dos valores de calor e de convecção foi realizada da seguinte forma; nas simulações considerando os testes de usinagem sem sistema de refrigeração e com os elementos das extremidades do corpo-de-prova, o valor de convecção, denominado com a variável “*conve*”, foi aplicado simultaneamente em todos os elementos nas superfícies 1, 2 e 5, conforme Figura 3-19. No primeiro passo era aplicado o calor, variável denominada “*Hflux*”, apenas na superfície 2 sobre o valor de convecção, com tempo de duração igual ao tempo total do teste experimental dividido pelo número de passos de carregamento. Nos demais passos o valor do calor era removido e permanecia o valor de convecção considerado natural e assim sucessivamente.

Figura 3-19. Detalhe dos carregamentos aplicados no elemento.

Para os elementos internos do corpo-de-prova que não tinham troca térmica com as extremidades foi aplicado somente o calor na superfície 2. Para as simulações realizadas com ar comprimido e com ar frio a rotina era semelhante, entretanto, era aplicado um valor de convecção nas extremidades e outro valor de convecção forçada, denominada como a variável “*convelo*”, na superfície 2 do elemento, simulando um resfriamento forçado. Os tempos de aplicação do calor e de convecção forçada eram os mesmos que as simulações realizadas sem sistema de resfriamento com o tempo de aplicação igual à duração do teste experimental dividido pelo número de passos de carregamento.

Os valores convecção foram previamente estabelecidos em função da bibliografia de referência da área de condução de calor (Incropera, 1990) e para o calor foi empregada à fórmula para medir a transferência de calor em um corpo, conforme a Equação 3-2. Foi montada uma matriz 3 x 3 com os valores iniciais conforme a Tabela 3-8. Obtido os gráficos de temperatura através do método de elementos finitos, um vetor de pontos era gerado em um arquivo tipo texto era aberto em um programa de LabVIEW e fazia o cálculo dos valores médios de temperatura para cada curva gerada. O erro percentual era calculado, usando mínimos quadrados, pela divisão do valor do teste experimental pelo valor encontrado na simulação, considerando os pontos de temperatura máxima, este erro corresponde aos valores Err_{ij} da matriz da Tabela 3-8.

Tabela 3-8. Valores iniciais propostos para a simulação dos testes experimentais ensaios sem sistema de resfriamento.

Valores para o calor				
	h_m/q	q_1	q_2	q_3
Valores de convecção	h_{m1}	Err_{11}	Err_{12}	Err_{13}
	h_{m2}	Err_{21}	Err_{22}	Err_{23}
	h_{m3}	Err_{31}	Err_{32}	Err_{33}

$$q = m.cp.\Delta T$$

Equação 3-2. Equação utilizada para definir o calor médio no corpo-de-prova

O objetivo da estrutura da Tabela 3-8 era tentar uma minimização do erro no ponto central da tabela, elemento da matriz Err_{22} , porém quando o menor erro ocorria nas extremidades, novos valores para o calor e para a convecção eram propostos e novas simulações eram realizadas, até que se encontrasse o menor erro percentual, cercado por valores maiores. Desta forma, buscou-se encontrar um mínimo local, para a combinação q e h_m . A escolha destes novos valores foi feita de forma a considerar um aumento ou diminuição proporcional aos valores iniciais.

Os valores encontrados nas simulações realizadas pelo ANSYS foram filtrados utilizando-se um programa do LabVIEW onde empregou-se uma função “*median filter*”. Foi definido um valor de 50 pontos para a filtragem em todos os gráficos. Dessa forma, a função “*median filter*” realizava uma média dos 50 pontos anteriores e 50 pontos posteriores a cada ponto do gráfico.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados são apresentados em três partes: na primeira parte são mostrados os gráficos de temperatura dos testes experimentais com diferentes sistemas de refrigeração. Na segunda parte estão comparados os dados práticos de temperatura com os dados obtidos pela simulação através do método de elementos finitos e na terceira parte são apresentados os perfis topográficos dos corpos-de-prova formados pelos 100 pontos medidos ao longo da superfície fresada, com o objetivo da verificação das eventuais distorções ocorridas.

4.1 Gráficos de Temperatura

4.1.1 – Testes a seco

A Figura 4-1 mostra a temperatura registrada pelos termopares no teste realizado com a ferramenta R216.40-16030-AK32G. À medida que a ferramenta se desloca ao longo do comprimento dos corpos-de-prova, cada termopar registra simultaneamente os valores de temperatura do ensaio, atingindo a temperatura máxima quando a ferramenta se localiza sobre cada um deles.

Figura 4-1. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem a seco (ferramenta R216.42-16030-AK32G).

Nota-se que cada um dos termopares apresenta um comportamento distinto, pois percebe-se que os termopares das extremidades apresentam os maiores picos de temperatura. O primeiro termopar registra um valor de temperatura maior que os imediatamente posteriores em função de uma secção inicial de corte maior, devido ao fato do sistema de zeramento da máquina posicionar o centro da ferramenta exatamente com a extremidade do corpo-de-prova.

Assim, inicialmente tem-se uma largura de corte de 1,78 mm, em um movimento descendente, que proporciona uma maior secção de corte no início do fresamento. A partir do primeiro movimento ascendente da ferramenta o valor do deslocamento da ferramenta passa a ser constante em função da penetração de trabalho “ a_e ” programada de 0,25 mm.

Considerando a temperatura nos termopares intermediários, observa-se que os picos de temperatura apresentam valores constantes, considerando uma diferença de aproximadamente 4% do segundo para o quarto termopar. Isto acontece devido ao fato do valor de deslocamento lateral “ a_e ” da ferramenta provoca um calor e uma dissipação deste pelas extremidades do corpo-de-prova constante. No quinto termopar nota-se que ocorre o maior aumento de temperatura com um incremento em torno de 8% em relação ao primeiro termopar e de 7% em relação à média dos três termopares intermediários.

Este fato pode ser explicado em função do calor introduzido no corpo-de-prova, que movimenta-se com velocidade de deslocamento diferente da fonte de calor que é a ferramenta. Dessa forma, o quinto termopar ainda registra um pico de temperatura anterior ao término da usinagem. Os picos de temperatura mínimo e máximo para os testes sem refrigeração utilizando a ferramenta R216.42-16030-AK32G no aço AISI H13 são 33,2 °C e 36,5 °C, para o primeiro e quinto termopar, respectivamente.

O comportamento dos gráficos para os testes sem sistema de refrigeração com as ferramentas F1827R.Z16.Z2.08 W XK15 e F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 nos aços AISI H13 e D2 foram idênticos. A variação dos picos de temperatura foi ligeiramente maior para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15. Isto pode ser explicado quando se compara a geometria das ferramentas R216.42-16030-AK32G e F1827R.Z16.Z2.08 W XK15 que apresentam a mesma cobertura de (TiAl)N, porém com geometrias diferentes.

A geometria da ferramenta R216.42-16030-AK32G é positiva, apresentando ângulo de hélice e de saída positivos que favorecem a formação do cavaco, gerando um cisalhamento com menor esforço de corte e consequentemente uma menor temperatura.

A comparação entre as ferramentas F1827R.Z16.Z2.08 WXX15 e F1827R.Z16.Z2.08 WCB80, que apresentam a mesma geometria, mostra uma variação de temperatura mínima, pois uma ferramenta com menor condutividade térmica como no caso da ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXX15, faz com que seja retirado menos calor da zona de corte do corpo-de-prova causando o amolecimento da região ao seu redor, provocando assim um aumento da temperatura do corpo-de-prova.

Em relação à ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80, devido a maior condutividade térmica, esta apresenta um menor valor de temperatura em comparação com a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXX15. Os gráficos de todos os testes a seco realizados com as três ferramentas estão apresentados no Apêndice B. Um resumo das temperaturas dos ensaios é apresentado na Tabela 4-1.

Para os testes a seco, comparando-se os materiais usinados, pode-se observar ainda que a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXX15, considerando uma diferença de 4°C entre os picos intermediários, apresentou picos de temperatura máximos praticamente idênticos para os dois aços. Para as demais ferramentas a maioria dos picos de temperatura registrada apresentou valores de temperatura maiores para o aço AISI D2, devido ao fato deste apresentar uma dureza superior ao AISI H13. Porém, pode-se considerar que para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXX15 este fato se repetiu apenas para os termopares montados nas extremidades.

Tabela 4-1. Quadro resumo dos valores máximos de temperatura para os aços AISI H13 e AISI D2, testes a seco.

Aço	Sistema de Refrigeração	Ferramenta	T0 [°C]	T1 [°C]	T2 [°C]	T3 [°C]	T4 [°C]	T _{MIN} [°C]	T _{MAX} [°C]
AISI H13	Seco	1610	33,22	32,12	33,22	34,65	36,52	32,12	36,52
		WXX 15	38,01	40,00	41,09	43,46	48,92	38,01	48,92
		WCB 80	29,75	31,61	31,51	32,37	33,03	29,75	33,03
AISI D2	Seco	1610	34,72	35,32	35,91	37,57	43,53	34,72	43,53
		WXX 15	39,48	36,21	37,67	39,81	48,54	36,21	48,54
		WCB 80	37,18	37,21	36,24	36,51	42,36	36,24	42,36

4.1.2 Testes com sistema de ar comprimido

Os testes realizados com o sistema de ar comprimido utilizando a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15 no corpo-de-prova de aço AISI H13 apresentaram o comportamento de acordo com a Figura 4-2. O registro das temperaturas pelos termopares é simultâneo assim como ocorre nos testes a seco, e os picos máximos de temperatura são registrados quando a ferramenta está posicionada sobre os termopares sendo estes menores que os testes a seco.

Figura 4-2. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15).

O sistema de resfriamento de ar comprimido foi posicionado atrás da ferramenta considerando-se o sentido de deslocamento lateral durante o teste, assim uma parcela do calor que vai para a peça durante o processo é imediatamente resfriado pelo sistema de ar comprimido através da convecção forçada que evita uma elevação da temperatura como ocorre no teste a seco.

Este efeito pode ser observado no primeiro termopar, pois os testes com sistema de refrigeração de ar comprimido não apresentam um pico de temperatura maior que o segundo termopar como ocorreu nos testes sem sistema de refrigeração. Isto ocorreu, devido ao fato que a ferramenta já se posicionou com o sistema de ar comprimido ligado, provocando assim um resfriamento antes do começo do fresamento e da introdução de um calor no corpo-de-prova.

O comportamento de todas as curvas de temperatura é idêntico registrando valores máximos apenas quando a ferramenta passa sobre o ponto onde está inserido o termopar. Observa-se que ocorrem picos de temperatura significativos em cada um dos

termopares, pois todos se apresentam na mesma faixa de temperatura, mas com valores de picos de temperatura diferentes, da mesma forma como foi observado nos testes a seco. Isto demonstra que o sistema de ar comprimido possui uma maior efetividade convectiva, minimizando o calor que é introduzido no corpo-de-prova quando se compara com os resultados a seco.

Os valores de temperatura mínimo e máximo para os testes com ar comprimido são da ordem de 30,45 °C e 33,77 °C para o primeiro e quinto termopar, mostrando uma diferença de apenas 8%. Observa-se que existe um aumento progressivo, porém pequeno, dos valores de temperatura dos termopares. Assim, observa-se que com o sistema de ar comprimido forçando uma dissipação do calor e paralelamente ocorrendo à dissipação do calor pelas extremidades do corpo-de-prova a temperatura média ficou na faixa de 32 °C. Os valores de todas as temperaturas com o sistema de ar comprimido estão apresentados na Tabela 4-2. No Apêndice B estão plotadas todas as curvas de temperatura com o sistema de ar comprimido.

Tabela 4-2. Quadro resumo dos valores máximos de temperatura para os aços AISI H13 e AISI D2 com sistema de ar comprimido.

Aço	Sistema de Refrigeração	Ferramenta	T0 [°C]	T1 [°C]	T2 [°C]	T3 [°C]	T4 [°C]	T _{MIN} [°C]	T _{MAX} [°C]
AISI H13	Ar comprimido	1610	27,34	27,88	27,49	27,89	29,44	27,34	29,44
		WXK 15	30,45	31,54	31,36	32,55	32,94	30,45	32,94
		WCB 80	27,29	28,62	28,04	28,29	28,42	27,29	28,62
AISI D2	Ar comprimido	1610	31,71	30,86	30,73	32,57	33,77	30,86	33,77
		WXK 15	31,61	31,86	30,63	32,47	33,67	30,13	33,67
		WCB 80	28,31	29,04	28,62	29,22	28,95	28,31	29,22

4.1.3 Testes com sistema de ar frio

O gráfico da Figura 4-3 mostra o comportamento da ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 utilizando o sistema de ar frio. Basicamente, ocorre uma elevação da temperatura apenas quando a ferramenta passa sobre o ponto de inserção do termopar no corpo-de-prova.

Figura 4-3. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar frio (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80).

O sistema de ar gelado foi fixado da mesma forma que o sistema de ar comprimido atrás da ferramenta considerando-se o sentido de usinagem. Existe uma tendência da diminuição da temperatura do corpo-de-prova com o tempo de uma forma geral, devido ao sistema de ar frio apresentar uma capacidade convectiva mais eficiente que o ar comprimido. Porém, o sistema ainda permitiu uma elevação da temperatura quando a ferramenta estava posicionada sobre o ponto de inserção do termopar. Considerando-se o primeiro termopar, existe ainda uma tendência ao aumento da temperatura em relação à profundidade lateral de corte “ a_e ”, porém este valor mantém-se próximo ao valor da temperatura ambiente de 24 °C.

A partir do segundo termopar, considerando-se a ferramenta R216.42-16030-AK32G, nota-se um decréscimo da temperatura registrada pelos termopares subsequentes em função da eficiência do sistema de ar frio e da dissipação constante do calor pelas bordas do corpo-de-prova. O quinto termopar registra um pico de temperatura maior que seus anteriores, porém esta resposta está basicamente na mesma faixa de temperatura do primeiro termopar. Para o experimento com o aço AISI D2, nota-se que não existe diferença entre os valores de picos de temperatura comparando-se as três ferramentas empregadas, porém pode-se afirmar que apesar dos picos máximos de temperatura registrados pelos termopares estarem na mesma faixa de temperatura existe uma diferença entre eles.

Os testes de fresamento realizados com as demais ferramentas no aço AISI H13 e os testes realizados com o aço AISI D2, empregando-se os sistemas de resfriamento,

mostraram o mesmo comportamento das figuras anteriores. Em todos os testes ocorreu um aumento maior da temperatura para os testes sem sistema de resfriamento, uma pequena elevação para o sistema com ar comprimido e uma redução muito maior da temperatura do corpo-de-prova para o sistema com ar frio. A Tabela 4-3 mostra um resumo dos valores máximos de temperatura para o sistema de ar frio utilizado nos aços AISI H13 e AISI D2. No apêndice B estão plotados todos os gráficos obtidos nos testes experimentais.

Tabela 4-3. Quadro resumo dos valores máximos de temperatura para os aços AISI H13 e AISI D2 com sistema de ar frio.

Aço	Sistema de Refrigeração	Ferramenta	T0 [°C]	T1 [°C]	T2 [°C]	T3 [°C]	T4 [°C]	T _{MIN} [°C]	T _{MAX} [°C]
AISI H13	Ar frio	R216	24,24	24,01	23,99	24,01	24,80	23,99	24,80
		W XK 15	27,78	27,43	27,47	28,23	30,89	27,43	30,89
		WCB 80	25,24	24,76	24,03	24,22	25,20	24,03	25,20
AISI D2	Ar frio	R216	26,79	24,85	24,57	24,02	24,50	24,02	26,79
		W XK 15	26,22	25,73	25,82	26,39	28,84	25,73	28,84
		WCB 80	25,96	28,97	29,12	29,74	29,80	25,96	29,80

Conforme pode-se observar na Tabela 4-1, a máxima temperatura dos ensaios a seco ocorreu quando foram empregadas as ferramentas F1827R.Z16.Z2.08 W XK15 e F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 comparando-se com a ferramenta R216.42-16030-AK32G. Este fato ocorre em função da geometria da ferramenta R216.42-16030-AK32G que apresenta ângulo de saída e de hélice que favorecem a remoção do cavaco com um menor esforço gerando assim uma temperatura menor na região de corte.

Para os ensaios com ar comprimido observa-se que a variação da temperatura foi ligeiramente maior para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15 na usinagem dos dois materiais. Os valores de temperatura para a ferramenta R216.42-16030-AK32G e F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 podem ser considerados na mesma faixa de valores, com pequenas exceções observadas na Tabela 4-2. Além do sistema de ar comprimido, que apresenta uma boa eficiência na retirada do calor do processo, a geometria da ferramenta R216.42-16030-AK32G e a placa de PcBN da ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 contribuíram para auxiliar mais ainda a remoção do calor da região de corte.

Os testes com ar frio, para o aço AISI H13, mostram novamente que a geometria da ferramenta R216.42-16030-AK32G foi decisiva para a diminuição da temperatura na

região de corte, pois em todos os testes as menores temperaturas registradas foram observadas para esta ferramenta. Os maiores valores de temperatura foram registrados para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15, conforme observado na Tabela 4-3, que apresenta uma geometria de cunha cortante com ângulo de saída neutro, que aumentam os esforços de corte e consequentemente a temperatura na região de cisalhamento do material. Porém, quando observa-se os resultados para o aço AISI D2 nota-se que não existe diferença entre valores comparando-se as três ferramentas.

O sistema de resfriamento com ar comprimido apresenta-se como uma excelente solução para a expulsão dos cavacos da região de corte e como sistema de resfriamento. Aumentos de temperatura ocorreram no testes com este sistema de resfriamento, porém o ar comprimido consegue manter o material usinado dentro de faixas de temperaturas aceitáveis para os processos de corte. O sistema de ar frio mostra-se promissor para efeitos de resfriamento em processos de corte que utilizem pequenas taxas de remoção de material como ocorre no acabamento de moldes e matrizes, pois nos testes realizados mostrou-se eficiente em manter a temperatura do corpo-de-prova próxima à temperatura ambiente.

4.1.4 Análise estatística dos resultados experimentais.

Com o objetivo de comprovar a diferença entre valores de picos máximos de temperatura entre os termopares e entre as três ferramentas foi utilizado o teste de hipóteses. O modelo estatístico empregado considerou um experimento fatorial com dois fatores sem réplicas, onde os fatores linha e coluna são de igual interesse correspondendo aos picos máximos de temperatura dos termopares e as ferramentas utilizadas nos experimentos, respectivamente. O experimento fatorial é apropriado quando dois ou mais fatores estão sendo investigados em dois ou mais níveis e a interação entre os fatores pode ser importante (*Calegare, 2001*).

A Tabela 4-4 mostra o quadro com dados para um experimento fatorial com 2 fatores do experimento a seco com o aço AISI H13. Este quadro tem como objetivo verificar se existe realmente influência dos fatores picos de temperatura dos termopares e ferramentas utilizadas nos experimentos. A Tabela 4-5 mostra o quadro anova dos resultados da soma entre colunas e entre linhas e quadrados médios. Foram considerados para análise os valores da distribuição de Snedecor com um erro de 1%.

Para todos os experimentos foi montado um quadro resumo dos experimentos fatoriais com 2 fatores e um quadro anova. O Anexo E mostra toda a metodologia utilizada e os resultados das análises estatísticas.

Tabela 4-4. Quadro dos dados para o experimento fatorial com 2 fatores, aço AISI H13 teste a seco.

Ferramentas (j)	Temperatura (i)					T(j)	Y(j)	T ² (j)	Q(j)
	T0	T1	T2	T3	T4				
1610	33,22	32,12	33,22	34,65	36,52	169,73	33,95	28808,27	5773,16
W XK15	38,01	40,00	41,09	43,46	48,92	211,48	42,30	44723,79	9015,09
W CB80	29,75	31,61	31,51	32,37	33,03	158,27	31,65	25049,39	5015,93
T(i)	100,98	103,73	105,82	110,48	118,47	539,48			
Y(i)	33,66	34,58	35,27	36,83	39,49		ST ² (j)	98581,46	
T ² (i)	10196,96	10759,91	11197,87	12205,83	14035,14		ST ² (i)	58395,72	
Q(i)	3433,39	3630,89	3784,84	4137,21	4817,86			Q =	19804,18

Tabela 4-5. Quadro anova dos resultados do experimento com o aço AISI H13, teste a seco.

Quadro anova						
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F _{calc}	F _{tab}	Regra de decisão
Entre colunas	62,66	4	15,67	46,56	7,01	Existe diferença
Entre linhas	313,71	2	156,86	466,26	8,65	Existe diferença
Residual	25,23	8	0,3364			
Total	401,60	14				

Para se chegar a regra de decisão, foram feitas as seguintes considerações: na comparação dos valores da distribuição de Snedecor, se F_{CAL} fosse menor ou igual a F_{TAB} , considerando as fontes de variação entre linhas e colunas, não existiria diferença entre os valores de temperatura e entre as ferramentas utilizadas, assim, aceitava-se a hipótese H_0 . Caso a avaliação fosse contrária, ou seja, F_{CAL} maior que F_{TAB} , rejeitaria-se a hipótese H_0 e consideraria-se que existe diferença entre os valores de picos máximos de temperatura e entre as ferramentas utilizadas nos experimentos. A probabilidade de erro escolhida foi de 1%.

Dessa forma, o tratamento estatístico dos dados dos experimentos a seco realizados com os aços AISI H13 e AISI D2, mostra que existe uma diferença entre os valores de picos máximos de temperatura e entre as ferramentas utilizadas. Comprovando que os elementos de comparação geometria e material das ferramentas tiveram influência

significativa para este experimento. Entre os picos máximos de temperatura dos termopares nota-se também que existe uma diferença significativa entre os valores pontuais para cada termopar.

Utilizando-se a mesma metodologia estatística dos experimentos realizados a seco, pode-se concluir que existe diferença significativa entre os valores dos picos de temperatura e entre as ferramentas utilizadas para os experimentos realizados com os aços AISI H13 e AISI D2 empregando o sistema de ar comprimido como sistema de resfriamento. A Tabela 4-6 mostra o quadro anova dos resultados para os experimentos com o sistema de resfriamento que utilizou ar comprimido.

Tabela 4-6. Quadro anova dos resultados do experimento com o aço AISI H13 com sistema de ar comprimido.

Quadro anova						
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F _{calc}	F _{tab}	Regra de decisão
Entre colunas	6,02	4	1,51	27,6309	7,01	Existe diferença
Entre linhas	51,54	2	25,77	472,737	8,65	Existe diferença
Residual	4,09	8	0,0545			
Total	61,65	14				

Para os experimentos realizados com o sistema de ar frio, pode-se observar que no experimento com o aço AISI H13, os valores mostram que F_{CALC} é maior que F_{TAB} para as análises entre linhas e colunas. Porém, para o experimento com o aço AISI D2 pode-se afirmar que existe diferença apenas entre linhas, pois somente neste caso F_{CALC} é maior que F_{TAB} . Quando se analisa os valores entre colunas observa-se que ocorre o contrário e F_{CALC} é menor que F_{TAB} . Dessa forma, não se pode rejeitar a hipótese H_0 e os valores dos picos máximos de temperatura que ocorrem comparando-se as ferramentas, para este caso específico não têm diferença. A Tabela 4-7 mostra o quadro anova para o experimento com o aço AISI D2.

Tabela 4-7. Quadro anova dos resultados do experimento com o aço AISI D2 com sistema de ar frio.

Quadro anova						
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	Fcalc	Ftab	Regra de decisão
Entre colunas	3,68	4	0,92	3,93137	7,01	Não existe diferença
Entre linhas	35,75	2	17,87	76,4025	8,65	Existe diferença
Residual	17,55	8	0,2340			
Total	56,97	14				

4.2 Análise do modelo teórico utilizando elementos finitos

4.2.1 Simulações dos testes sem sistema de resfriamento

Nesta segunda parte são analisados os resultados das simulações utilizando o método de elementos finitos. Para cada simulação realizada um arquivo de 1000 pontos foi gerado. A Figura 4-4 mostra o gráfico da simulação realizada para a condição de erro de 1,11% para a ferramenta R216.42-16030-AK32G. Para cada simulação, os resultados apresentam os gráficos de simulação e de filtragem das curvas geradas pela rotina do ANSYS.

As oscilações dos gráficos gerados pela simulação, observada nos pontos de pico máximo de temperatura, acontecem em função de uma grande quantidade de calor introduzida no elemento durante um tempo que corresponde à duração do teste experimental dividido pelo número de passos de carregamento e que leva ao seu aquecimento. Em seguida este calor é removido e imediatamente aplicado o valor do coeficiente de convecção, com o mesmo tempo de duração anterior, sobre a mesma área do elemento provocando seu resfriamento.

Assim, pode-se observar uma grande oscilação na análise do sistema de elementos finitos gerando grandes variações de temperatura quando a fonte de calor se aproxima do ponto de localização do termopar em todos os cinco pontos de inserção destes no corpo-de-prova.

Figura 4-4. Gráficos das curvas simuladas com filtragem dos pontos, para o erro mínimo de 1,11% ferramenta R216.42-16030-AK32G aço AISI H13.

A Tabela 4-8 mostra um resumo dos resultados dos erros entre os testes experimentais e as simulações realizadas para os testes sem sistema de resfriamento com as três ferramentas considerando as características do aço AISI H13. Os valores de calor e do coeficiente de convecção foram selecionados entre 2,0 e 3,0 Watts e 350 e 750 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$, respectivamente, como condições iniciais para todos os testes, esta escolha se baseou-se na utilização da equação 3-2 e da média de temperatura dos cinco termopares encontrada nos testes experimentais.

Novas simulações foram necessárias ampliando-se os valores de calor para 3,5; 4 e 5 Watts e o coeficiente de convecção para 1000 e 1250 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$, para que se confirmasse por exemplo que o valor de erro de 1,1% para as estimativas iniciais era o valor exato como ponto de mínimo local.

Os valores na Tabela 4-8 em fundo cinza mostram os erros mínimos das estimativas iniciais e o valor em negrito com fundo amarelo apresenta o resultado onde ocorreu o mínimo erro quadrático local, entre os valores de temperatura máxima das cinco curvas simuladas e práticas. No caso da simulação para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15 observa-se que o valor de minimização do erro mínimo local ficou completamente fora das estimativas iniciais.

Tabela 4-8. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação sem sistema de resfriamento para a três ferramentas empregadas, aço AISI H13.

R216.42-16030-AK32G						
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]					
	2	2,5	3	3,5	4	5
350	3,03%	12,77%	28,57%	44,38%	60,18%	31,42%
500	14,13%	3,22%	12,88%	24,94%	37,98%	10,37%
750	24,77%	1,11%	2,86%	11,50%	15,36%	50,39%
1000	31,11%	22,33%	13,55%	4,76%	NR*	NR*
1250	20,50%	12,16%	3,81%	4,53%	NR*	NR*
F1827R.Z16.Z2.08 WXK15						
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]					
	2,5	3	3,5	4	4,5	5
350	32,18%	19,47%	6,74%	5,98%	9,58%	31,42%
500	39,74%	12,88%	22,30%	11,80%	1,30%	10,37%
750	43,29%	44,77%	33,12%	30,05%	20,51%	50,39%
1000	31,11%	22,33%	13,55%	4,76%	NR*	NR*
1250	20,50%	12,16%	3,81%	4,53%	NR*	NR*
F1827R.Z16.Z2.08 WCB80						
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]					
	2,0	2,5	3	3,5	4	5
350	14,51%	31,60%	48,69%	65,79%	82,88%	31,42%
500	2,51%	21,33%	31,75%	44,78%	58,88%	10,37%
750	9,00%	16,60%	14,84%	30,18%	34,37%	50,39%
1000	15,87%	6,37%	3,13%	12,63%	NR*	NR*
1250	20,50%	12,16%	3,81%	4,53%	NR*	NR*

NR - Simulação não realizada

Para as simulações com o aço AISI H13 as estimativas iniciais não efetuaram uma minimização no ponto central da matriz de valores da tabela original. Os resultados obtidos na Tabela 4-8, mostram que é concomitante o comportamento dos gráficos obtidos por simulação com os gráficos experimentais de temperatura, uma vez que a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15 apresentou os maiores picos de temperatura nos testes sem sistema de resfriamento quando comparada com a ferramenta R216.42-16030-AK32G.

Para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 a variação dos valores de minimização do erro distanciou-se muito em relação as estimativas iniciais. Sendo que o calor e o coeficiente de convecção foram completamente diferentes das simulações com as outras duas ferramentas. Isto mostra que existe um equilíbrio térmico entre as variáveis calor e coeficiente de convecção para as ferramentas R216.42-16030-AK32G e F1827R.Z16.Z2.08 WCB80. Pois, à medida que aumenta o calor no corpo-de-prova em função de uma geometria neutra, quando comparada com a ferramenta R216.42-16030-AK32G de geometria positiva, também ocorre um maior coeficiente de convecção devido à superioridade da condutividade térmica da ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80.

Além disto, pode-se considerar que os valores de 2,5 e 3 Watts estão bem próximos considerando uma margem de erro, uma vez que o valor de um mínimo geral para o calor pode estar entre uma minimização destes dois pontos. Dessa forma, considerando-se um valor médio dos três valores encontrados, uma técnica de minimização que considerou um mínimo local e não um mínimo geral e que a ferramenta de PcBN apresenta uma capacidade maior de retirar e absorver calor do processo, pode-se considerar que o valor ideal do coeficiente de convecção seria de $750 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$.

Para o teste com a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WVK15 e com o aço AISI D2 foi necessário ampliar as condições iniciais para o calor com o objetivo de verificar se a minimização ocorreu realmente naquele ponto de mínimo local. Assim, uma nova condição para o calor de 4,5 Watts também foi simulada confirmando que o erro mínimo quadrático local para esta ferramenta realmente ocorreu nas condições de 4 Watts e $500 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$.

Para as simulações realizadas com a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 considerando ainda o aço AISI D2, a minimização do erro quadrático ocorreu dentro dos parâmetros iniciais, não existindo a necessidade de novas simulações. Considerando os erros mínimos quadráticos das três simulações relativas às três ferramentas o menor valor de erro mínimo local ocorreu com a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 que mostrou-se menor que 1%. A Tabela 4-9 mostra o resumo dos erros mínimos locais para as simulações com o aço AISI D2 sem sistema de resfriamento.

Tabela 4-9. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação sem sistema de resfriamento para a três ferramentas empregadas, aço AISI D2.

R216.42-16030-AK32G				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	3	3,5	4	4,5
350	6,95%	21,32%	35,68%	21,08%
500	7,31%	3,73%	15,58%	9,63%
750	21,64%	8,38%	4,99%	10,48%
F1827R.Z16.Z2.08 WXK15				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	3	3,5	4	4,5
350	9,33%	3,98%	17,30%	21,08%
500	7,31%	12,35%	1,36%	9,63%
750	36,05%	23,48%	20,36%	10,48%
F1827R.Z16.Z2.08 WCB80				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	3	3,5	4	4,5
350	3,60%	17,80%	31,99%	21,08%
500	10,52%	0,35%	12,05%	9,63%
750	24,58%	11,44%	8,23%	10,48%

4.2.2 Simulações dos testes com sistema de ar comprimido

O gráfico básico do resultado das simulações considerando o ar comprimido como sistema de resfriamento é mostrado na Figura 4-5. O comportamento das curvas de temperatura, considerando-se as curvas filtradas, foi muito similar aos ensaios experimentais, com um aumento da temperatura apenas para o primeiro e quinto termopar, mantendo-se na mesma faixa de temperatura para os três termopares intermediários.

Os valores do calor em Watts para as simulações com ar comprimido foram baseados considerando-se o mesmo valor para os ensaios sem refrigeração. As estimativas iniciais para o fresamento com ar comprimido foram as mesmas utilizadas no fresamento sem resfriamento, pois sendo as condições de corte idênticas para os dois casos, o calor introduzido no corpo-de-prova seria o mesmo.

Os valores do coeficiente de convecção foram baseados na literatura (*INCROPERA, 1990*), considerando que um sistema de resfriamento forçado como o ar comprimido produz um resfriamento mais rápido no corpo-de-prova, retirando calor mais rapidamente por unidade de tempo, e assim apresenta um coeficiente de convecção maior que o resfriamento natural. Os valores em cinza mostram as estimativas iniciais para as duas variáveis, os valores do coeficiente de convecção estão em $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$.

Figura 4-5. Gráficos das curvas simuladas com filtragem dos pontos, para o erro mínimo de 0,74% ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 aço AISI D2.

O gráfico da Figura 4-5 apresenta-se com um modelo padrão para todos os testes de simulação, com diferenças apenas nos valores ΔT das curvas. Observa-se uma rampa menos inclinada no gráfico filtrado do primeiro termopar, isto ocorre em função de ser considerado um começo imediato na simulação em função do tempo, ao contrário do que ocorre no teste experimental que apresenta um tempo de aproximação da ferramenta no corpo-de-prova.

Um resumo dos erros percentuais entre os testes experimentais e os testes de simulação está mostrado nas Tabela 4-10 e Tabela 4-11. Observa-se nestas tabelas que os valores para o calor introduzido no processo ficaram entre 2,5 e 3 Watts e os valores para o coeficiente de convecção foi de $2500 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$, para os dois aços usinados. A minimização dos erros ficou em aproximadamente 9% para as simulações considerando o aço AISI H13 e abaixo de 3% para as simulações com aço AISI D2, mostrando assim

que a rotina desenvolvida no ANSYS apresenta-se bem robusta para comparação com os testes experimentais.

Tabela 4-10. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação com sistema de ar comprimido para as três ferramentas empregadas, aço AISI H13.

R216.42-16030-AK32G				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	2	2,5	3	3,5
1500	14,11%	24,31%	37,11%	NR [*]
2500	15,72%	8,87%	34,09%	NR [*]
5000	12,10%	21,42%	25,24%	NR [*]
F1827R.Z16.Z2.08 WVK15				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	2	2,5	3	3,5
1500	13,93%	4,93%	6,39%	11,37%
2500	12,50%	18,56%	3,72%	8,01%
5000	15,71%	7,48%	4,09%	9,46%
F1827R.Z16.Z2.08 WCB80				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	2	2,5	3	3,5
1500	13,10%	23,27%	36,06%	41,70%
2500	14,75%	7,89%	33,06%	37,75%
5000	11,09%	20,40%	24,27%	39,56%

NR^{*} - Simulação não realizada

Tabela 4-11. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação com sistema de ar comprimido para a três ferramentas empregadas, aço AISI D2.

R216.42-16030-AK32G				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	2	2,5	3	3,5
1500	17,95%	6,06%	5,15%	13,34%
2500	19,03%	21,00%	2,51%	16,13%
5000	19,60%	8,60%	5,25%	12,12%
F1827R.Z16.Z2.08 WXX15				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	2	2,5	3	3,5
1500	18,74%	6,90%	4,28%	9,21%
2500	19,82%	21,78%	1,65%	5,94%
5000	20,39%	9,43%	6,08%	7,32%
F1827R.Z16.Z2.08 WCB80				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	2	2,5	3	3,5
1500	4,10%	17,28%	29,76%	35,27%
2500	2,91%	0,74%	26,83%	31,37%
5000	2,28%	14,49%	18,27%	33,18%

4.2.3 Simulações dos testes com sistema de ar frio

A Figura 4-6 mostra a temperatura para a simulação realizada considerando-se os testes com ar frio, no corpo-de-prova de aço AISI D2. Os valores filtrados nas curvas apresentam os mesmos picos de temperatura que os testes experimentais considerando o erro médio quadrático. Porém, pode-se observar que o comportamento geral das curvas não é exatamente o mesmo dos testes experimentais.

O comportamento do resfriamento dos corpos-de-prova à medida que o sistema de ar frio se aproxima da posição do termopar não apresentou a mesma característica experimental, não ocorrendo à queda da temperatura próxima a estes pontos, estas quedas de temperatura chegaram a aproximadamente 22 °C, como pode ser observado na Figura 4-6. O modelo de simulação não conseguiu prever esta queda de temperatura, tendo com limite inferior a temperatura ambiente de referência de 24 °C para a rotina de simulação. Dessa forma, a rotina de simulação apenas repetiu a resposta dos termopares

quando a fonte de calor se localiza sobre eles e o comportamento dos gráficos acima da temperatura de referência de 24 °C.

Excetuando-se esta variação da rotina de simulação, os valores encontrados para o calor foram considerados na mesma faixa que as simulações sem sistema de resfriamento. Os valores do coeficiente de convecção, conforme Tabela 4-12 e Tabela 4-13, mostraram-se acima dos valores encontrados nas simulações com ar comprimido, comprovando a eficiência deste sistema em remover parte do calor introduzido no corpo-de-prova.

Figura 4-6. Gráfico das curvas simuladas com filtragem dos pontos. para o erro mínimo de 0,36% ferramenta R216.42-16030-AK32G aço AISI D2

Assim como ocorreu nas simulações considerando o sistema de ar comprimido, para o sistema de ar frio foram propostas novas estimativas iniciais para o coeficiente de convecção do ar frio, sem referência a alguma bibliografia, uma vez que um sistema de resfriamento utilizando o princípio de vórtice nunca foi considerado com fonte de resfriamento em nenhum processo de corte nas bibliografias de referência. Os valores em cinza das Tabela 4-12 e Tabela 4-13 mostram que as estimativas iniciais para o coeficiente de convecção, foram propostos maiores valores que o sistema de ar comprimido, devido ao fato que o sistema de ar frio apresentar teoricamente uma capacidade maior de retirar calor do processo.

Foi considerado que poderia ocorrer um resfriamento do corpo-de-prova antes que o mecanismo de cisalhamento começasse a atuar e gerar aquecimento na região de

corde, assim um valor de calor menor foi previsto nas estimativas iniciais. Para os valores do coeficiente de convecção a faixa de parâmetros iniciais ficou entre 5000 e 50000 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$.

Quando se avalia os resultados dos erros médios quadráticos das simulações realizadas com o aço AISI H13 na Tabela 4-12 nota-se que os valores do calor variaram entre 1,5 e 2,5 Watts. Para as ferramentas R216.42-16030-AK32G e F1827R.Z16.Z2.08 WXX15 que apresentam a mesma cobertura de (TiAl)N o valor do calor foi de 2,5 Watts. Na mesma comparação nota-se um coeficiente de convecção maior de 20000 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ para a ferramenta R216.42-16030-AK32G, que vem a confirmar os testes experimentais onde a mesma apresentou menores picos de temperatura. Já para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 o do calor foi de 1,5 Watts.

Da mesma forma, pode-se considerar que para ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80, acontece um balanço térmico que mostra um maior coeficiente de convecção na faixa de 10000 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$, onde pode-se observar um equilíbrio térmico do processo similar as ferramentas R216.42-16030-AK32G e F1827R.Z16.Z2.08 WXX15, que apresentaram maior calor e consequentemente um menor coeficiente de convecção. No Apêndice C são mostradas as tabelas com os resultados dos erros médios quadráticos de todos os testes de simulação realizados com a rotina no programa ANSYS.

O erro quadrático máximo encontrado foi de 6,27% para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 no fresamento do corpo-de-prova de AISI D2. Os valores do calor ficaram na faixa de 1,5 a 3 Watts. Os valores em cinza mostram a matriz inicial de estimativas considerada para cada simulação. Observa-se que para o aço AISI D2 os valores ficaram entre 1,5 e 2,5 Watts, com uma variação de 20000 a 50000 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ para o coeficiente de convecção. Comparando-se as ferramentas R216.42-16030-AK32G e F1827R.Z16.Z2.08 WXX15 nota-se que as duas simulações foram coincidentes ficando os valores do calor e convecção exatamente no mesmo ponto de minimização, porém com erros mínimos quadráticos diferentes.

Para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 o valor do calor foi menor que as ferramentas de (TiAl)N ficando na faixa de 1,5 Watts com um coeficiente de convecção de 50000 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$. A Tabela 4-13 mostra o resumo dos erros percentuais das simulações realizadas com o aço AISI D2.

Tabela 4-12. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação com sistema de ar frio para a três ferramentas empregadas, aço AISI H13.

R216.42-16030-AK32G					
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]				
	1	1,5	2	2,5	3
5000	1,2%	13,78%	6,13%	8,59%	11,05%
10000	0,8%	2,96%	2,06%	31,38%	4,95%
20000	2,1%	2,39%	17,6%	0,39%	1,21%
50000	3,2%	3,03%	2,23%	54,77%	66,47%
F1827R.Z16.Z2.08 WVK15					
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]				
	1	1,5	2	2,5	3
5000	29,8%	19,0%	25,6%	23,5%	21,3%
10000	31,5%	28,3%	29,1%	3,9%	26,6%
20000	32,6%	28,80%	16,7%	30,5%	29,8%
50000	33,4%	31,16%	32,8%	16,2%	26,2%
F1827R.Z16.Z2.08 WCB80					
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]				
	1	1,5	2	2,5	3
5000	1,3%	11,09%	3,5%	NR*	NR*
10000	3,3%	0,40%	0,49%	NR*	NR*
20000	4,6%	28,8%	14,8%	NR*	NR*
50000	5,5	5,6	4,7	NR*	NR*

NR* - Simulação não realizada

Tabela 4-13. Resumo dos erros percentuais encontrados nos testes de simulação com sistema de ar frio para a três ferramentas empregadas, aço AISI D2.

R216.42-16030-AK32G				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	1,5	2	2,5	3
1000	10,16%	17,58%	24,85%	4,8%
5000	5,05%	2,01%	8,54%	2,72%
10000	7,32%	5,93%	5,63%	3,15%
20000	8,27%	7,54%	0,36%	6,75%
50000	22,23%	10,07%	44,69%	55,94%
F1827R.Z16.Z2.08 WXX15				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	1,5	2	2,5	3
1000	15,39%	6,2%	13,09%	16,4%
5000	15,4%	12,5%	10,27%	8,01%
10000	17,6%	16,3%	15,97%	13,61%
20000	18,5%	17,8%	3,04%	17,04%
50000	10,6%	20,2%	31,99%	42,70%
F1827R.Z16.Z2.08 WCB80				
h_m [W.m ⁻² .°C ⁻¹]	Calor [W]			
	1	1,5	2	2,5
1000	33,83%	30,66%	10,41%	13,09%
5000	32,09%	30,60%	27,90%	25,81%
10000	33,83%	32,61%	31,38%	31,08%
20000	34,90%	18,48%	18,50%	32,81%
50000	35,66%	6,27%	35,04%	13,74%
80000	35,88%	35,71%	35,48%	NR*

NR* - Simulação não realizada

4.3 Análise dos desvios do corpo de prova

4.3.1 Avaliação dos desvios do aço AISI H13

As Figura 4-7, Figura 4-8 e Figura 4-9 mostram os erros de medição para os testes sem sistema de resfriamento, com os sistemas de ar comprimido e ar frio, respectivamente, para o fresamento do aço AISI H13. Basicamente, como pode ser observado nas figuras não ocorreu praticamente nenhuma diferença que mostrasse uma tendência a uma convexidade ou concavidade em alguma região do corpo-de-prova. Os erros dimensionais para os testes com o aço AISI H13 ficaram na faixa de 5 a 7 μm para os testes sem sistema de resfriamento, conforme Figura 4-7.

Figura 4-7. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 sem sistema de resfriamento (ferramenta R216.42-16030-AK32G).

Para os erros de medição nos testes com o sistema de ar comprimido a faixa de valores ficou entre 3 e 7 μm e para o sistema de ar frio esta faixa de valores foi de 4 a 7 μm . Estes valores são obtidos considerando-se a ferramenta R216.42-16030-AK32G. Comparando-se os dois materiais com a mesma ferramenta observa-se que para o aço AISI H13 as deformações foram menores. A Tabela 4-14 mostra um quadro resumo de todas as deformações dos corpos-de-prova de aço AISI H13 com as três ferramentas e com os com todos os sistemas de resfriamento empregados nos testes experimentais.

Observa-se que o maior valor de deformação foi de 22,3 μm na primeira linha de medição para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 no testes sem sistema de

resfriamento. O menor valor foi de 3,4 μm para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15 também no teste sem sistema de resfriamento e para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 no teste com ar comprimido.

Figura 4-8. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar comprimido (ferramenta R216.42-16030-AK32G).

Figura 4-9. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar frio (ferramenta R216.42-16030-AK32G).

Tabela 4-14. Quadro resumo dos desvios dimensionais para o aço AISI H13 com as três ferramentas

Ferramenta	Sistema de resfriamento	Linha 1 [μm]	Linha 2 [μm]	Linha 3 [μm]	Linha 4 [μm]	Linha 5 [μm]
R216.42-16030-AK32G	Seco	7,1	6,1	3,9	3,7	5,1
	Ar comprimido	3,5	7,9	3,9	4,6	4,0
	Ar frio	7,3	6,0	4,8	4,0	3,6
F1827R.Z16.Z2.08 WVK15	Seco	3,4	7,3	10,2	8,4	8,7
	Ar comprimido	7,4	8,9	14,7	7,5	8,6
	Ar frio	5,2	6,7	8,4	4,2	6,3
F1827R.Z16.Z2.08 WCB80	Seco	4,7	5,5	19,6	20,1	22,3
	Ar comprimido	3,4	4,4	4,3	6,3	7,1
	Ar frio	7,8	8,1	11,5	13,0	14,8

4.3.2 Avaliação dos desvios do aço AISI D2

A Figura 4-10 mostra as variações nos perfis dos corpos-de-prova de aço AISI D2 após o fresamento sem sistema de resfriamento utilizando-se a ferramenta R216.42-16030-AK32G. Para os testes realizados com esta ferramenta foram obtidas temperaturas mais baixas, apesar disto, existem pequenas distorções no corpo-de-prova. Para as três primeiras linhas de perfil o erro dimensional pode ser considerado desprezível levando-se em consideração as exigências dimensionais da maioria dos produtos, ficando na faixa entre 7 e 9 μm para os dois primeiros perfis. No terceiro perfil quando se considera o maior vale e o maior pico obtido nos testes, esta diferença aumenta para 13 μm. Nos dois últimos perfis os erros máximos obtidos ficaram entre 14 e 16 μm para a quarta e quinta linha de perfil.

Comparando-se as cinco linhas de perfil, observa-se que não existe uma tendência no comportamento do erro de forma. Porém, comparando-se as duas primeiras linhas nota-se uma tendência a uma concavidade no início da usinagem com uma mudança para convexidade da metade até o final do corpo-de-prova. Situação que se inverte quando se observam as três últimas linhas de perfil, onde inicialmente existe uma tendência de convexidade com uma alternância de sentido na metade do corpo-de-prova.

Isto pode ser explicado uma vez que as extremidades dos dois primeiros perfis estão acima dos valores de todos os demais pontos, demonstrando que as diferenças de

temperatura, em função da velocidade de corte que é mais baixa nas duas primeiras linhas, não foram suficientes para provocar uma distorção térmica do corpo-de-prova e induzir erros em função do calor. Este fato se inverte nas três últimas linhas de erro, principalmente as duas últimas, onde se nota que as diferenças dimensionais são muito maiores que as demais linhas medidas do corpo-de-prova. Isto pode ter ocorrido devido ao fato de maiores velocidades de corte acontecerem nestas regiões e provocarem maiores erros induzidos pelo calor.

Porém, deve-se salientar que a tendência de um aumento do erro no corpo-de-prova a partir da sua metade como acontece nas três últimas linhas de erro de forma pode ser influenciada também pelas tensões residuais devido ao tratamento térmico do corpo-de-prova.

Figura 4-10. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 sem sistema de resfriamento (ferramenta R216.42-16030-AK32G).

Os testes de medição com os sistemas alternativos de ar comprimido e ar frio estão representados nas Figura 4-11 e Figura 4-12. Observa-se no resultado da usinagem com os dois sistemas que os perfis apresentam a mesma tendência que os testes realizados sem sistema de resfriamento com as diferenças dos erros na mesma faixa de valores, 8 μm para o primeiro e segundo perfil, e 10 μm para o terceiro e 13 μm para o quarto e quinto perfil. Assim, como ocorre nos testes sem sistema de resfriamento, apenas nas três últimas linhas de erros ocorre uma variação significativa do corpo-de-prova com

uma tendência a ocorrer nas duas extremidades. A oscilação encontrada na primeira linha de erro ocorre em função da variação da largura de corte lateral “ae”, que pode ter coincido em alguns pontos com o posicionamento do sistema de medição do corpo-de-prova.

Apesar das diferenças encontradas nas linhas de erro, pode-se considerar que existe uma linearidade com uma variação muito pequena do erro dimensional. Mostrando que o sistema é capaz de manter a temperatura do corpo-de-prova em uma condição ideal sem que ocorram grandes variações das dimensões usinadas.

Figura 4-11. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 usinagem com o sistema de ar comprimido (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura 4-12. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 usinagem com sistema de ar frio (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Para os testes com o sistema de ar frio, Figura 4-12 pode-se considerar que ocorreu uma repetição para os erros máximos e mínimos nas cinco linhas de medição. Não ocorrendo diferenças significativas nas medições de erro comparando-se os dois sistemas de resfriamento.

Da mesma forma que os maiores valores de temperaturas foram obtidas com a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXX15, para os erros de medição, as maiores diferenças foram obtidas com a mesma ferramenta. Nas medições sem sistema de resfriamento foram observados valores de erros de 51,6 μm no centro do corpo-de-prova, entre o maior vale e o menor pico. Para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXX15 ocorreram as variações dimensionais quando comparadas com as outras ferramentas. É atribuído a esta grande variação dimensional o fato que esta ferramenta proporcionou os maiores picos de temperatura e os maiores valores de calor, que consequentemente provocaram maiores erros dimensionais para os três últimos perfis de medição.

A Tabela 4-15 mostra um resumo dos erros máximos para os testes sem sistema de resfriamento e com os sistemas de resfriamento de ar comprimido e ar frio. Os valores obtidos são as diferenças entre o maior pico e menor vale dentro de cada linha de medição do corpo-de-prova. O Apêndice D mostra todos os gráficos dos erros obtidos nos testes com o corpo-de-prova de aço AISI D2 e AISI H13.

Para os testes com o sistema de ar comprimido e o sistema de ar frio, observa-se nos resultados da Tabela 4-15, que para as ferramentas F1827R.Z16.Z2.08 WXX15 e F1827R.Z16.Z2.08 WCB80, ocorreram maiores diferenças entre os menores vales e maiores picos que os resultados com a ferramenta R216.42-16030-AK32G. No Apêndice D observa-se que nestes casos uma variação da forma de convexo para côncavo sempre ocorreu, com a forma côncava predominante no final do corpo-de-prova.

Isto pode ser explicado em função de uma dilatação mínima, devido a um calor e ao tratamento térmico que provocou distorções térmicas maiores nesta região do corpo-de-prova. Dessa forma, com o resfriamento do corpo-de-prova o sistema de medição detectou a diferença dimensional provocada pela remoção a mais de material com o corpo-de-prova dilatado e/ou a deformação final provocada por distorções térmicas.

Tabela 4-15. Quadro resumo dos desvios dimensionais para o aço AISI D2 com as três ferramentas.

Ferramenta	Sistema de resfriamento	Linha 1 [μm]	Linha 2 [μm]	Linha 3 [μm]	Linha 4 [μm]	Linha 5 [μm]
R216.42-16030-AK32G	Seco	7,8	9,2	13,3	15,0	16,1
	Ar comprimido	8,5	8,6	10,8	13,4	13,3
	Ar frio	11,8	7,8	9,7	11,2	19,2
F1827R.Z16.Z2.08 WXX15	Seco	6,4	8,8	51,6	49,6	30,7
	Ar comprimido	6,4	9,1	10,0	19,6	19,3
	Ar frio	10,6	9,3	17,5	16,6	17,3
F1827R.Z16.Z2.08 WCB80	Seco	3,5	9,0	15,4	23,3	23,4
	Ar comprimido	7,2	7,5	17,5	19,4	16,3
	Ar frio	7,5	12,2	21,0	15,2	18,2

5. CONCLUSÕES

Diante dos resultados encontrados, as seguintes conclusões podem ser apresentadas para o fresamento de aços endurecidos usando-se ferramentas de Metal Duro com cobertura de (TiAl)N e ferramentas de PcBN, utilizando sistemas de ar comprimido e ar frio, alternativos à usinagem sem refrigeração:

1. Nos testes sem sistema de refrigeração pode-se concluir:

Comparando-se as geometrias a ferramenta R216.42-16030-AK32G apresentou os menores valores de pico máximo de temperatura para ambos os aços. Em relação aos aços usinados a mesma ferramenta apresentou picos de temperatura maiores para o aço AISI D2.

Comparando-se os materiais das ferramentas, a F1827R.Z16.Z2.08 WXX15 apresentou os maiores valores de picos máximos de temperatura, para ambos materiais usinados. Quando se compara os aços usinados a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 apresentou maiores valores de pico máximo para o aço AISI D2.

2. Nos testes com sistema de refrigeração de ar comprimido e ar frio pode-se concluir:

O sistema de ar comprimido apresentou-se eficiente na redução da temperatura no processo. A faixa de temperatura manteve-se abaixo dos picos registrados nos testes sem sistema de refrigeração. Para os termopares montados próximos ao início do fresamento os valores foram próximos à temperatura ambiente, e atingiu picos de temperatura máximos de 33 °C no quinto termopar. O ar comprimido funciona como um bom sistema de resfriamento para usinagens de materiais endurecidos.

O sistema de ar frio mostrou um aumento menor de temperatura com relação ao sistema de ar comprimido, ficando também próximo a temperatura ambiente, comparando-se os picos de temperatura dos dois sistemas. O sistema de ar frio não foi mais eficiente na redução da temperatura, devido a uma distância mínima necessária entre o bocal de saída do ar e a ferramenta de corte. Contudo, o ar frio foi o único a registrar redução na temperatura do corpo-de-prova, ao longo do testes. O mesmo padrão de comparação,

entre geometrias e entre os materiais de ferramentas para ambos os sistemas alternativos de refrigeração, se repetiu.

Com relação à rotina de programação desenvolvida no Software ANSYS para realizar os testes de simulação, pode concluir que:

1. Mostrou-se bem robusta e confiável, pois os resultados da simulação reproduziram os valores de temperatura encontrados experimentalmente.
2. Nas simulações dos testes sem sistema de resfriamento observa-se uma variação do calor e do coeficiente de convecção entre 2,5 e 4,5 Watts e 500 e 1000 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$, respectivamente. Assim, como ocorreu nos valores de temperatura o menor calor foi registrado para a ferramenta R216.42-16030-AK32G e o maior para a ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXX15.

Comparando-se os dois materiais nota-se que os maiores valores de calor foram obtidos com o aço AISI D2, considerando-se uma média dos valores. Dessa forma, considerando-se os resultados obtidos nota-se um balanço térmico entre calor e coeficiente de convecção.

3. Nas simulações com ar comprimido e ar frio a eficiência da rotina de programação se manteve precisa, pois os valores iniciais se mantiveram em alguns casos e reduziram-se em outros, conforme a necessidade de minimização. Os valores do coeficiente de convecção para o ar comprimido também resultaram em valores acima dos minimizados nas simulações sem sistema de refrigeração ficando na faixa de 2500 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$.
4. Para a simulação dos testes com ar frio também ocorreu uma redução dos valores do calor considerados inicialmente. A faixa de valores para o calor ficou entre 1,5 e 2,5 Watts e para o coeficiente de convecção esta faixa ficou entre 10000 e 50000 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$.

Estes valores encontrados nos sistemas alternativos mostram que o método de minimização empregado foi capaz de encontrar os resultados de calor e coeficiente de convecção que minimizaram o erro para os testes simulados. Os resultados da simulação mostram que os sistemas de resfriamento alternativos foram capazes de remover uma parte do fluxo calor por meio do resfriamento forçado antes deste provocar efetivamente um aumento de temperatura no corpo-de-prova.

Com relação aos desvios de forma nas medições realizadas com o sistema de referência do centro de usinagem, podemos concluir que:

1. Ocorreram variações de forma em todos os corpos-de-prova, porém não foram significativas. Considerando as tolerâncias de erro de forma em moldes e matrizes, variações máximas de 22 μm e de 51,6 μm para o aço AISI H13 e para o aço AISI D2, respectivamente, pode-se afirmar que estão dentro das tolerâncias dimensionais consideradas pelos projetistas de moldes.
2. Observou-se que as máximas distorções do corpo-de-prova ocorreram em todos os testes de fresamento nos três últimos perfis de medição evidenciando-se mais nos dois últimos perfis.

Dessa forma, os erros dimensionais obtidos não devem ser considerados apenas em função do calor e da dilatação do corpo-de-prova, mas deve-se considerar também as tensões residuais oriundas do tratamento térmico do aço usinado.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestões para trabalhos futuros na área de fresamento com materiais endurecidos, podemos destacar:

1. Desenvolver uma metodologia analítica, usando a teoria de condução inversa de calor, para minimizar os valores do calor com o objetivo de comparar os resultados do calor e coeficiente de convecção entre os dois métodos de minimização;
2. Monitorar a temperatura simultaneamente na ferramenta e no corpo-de-prova, avaliando-se assim o percentual do calor de cada parte envolvida no processo de fresamento.
3. Avaliar o calor em processos de fresamento utilizando ferramentas com desgastes economicamente viáveis, com o objetivo de quantificar e qualificar os erros de forma gerados no produto.
4. Separar e quantificar os valores de erro provenientes de deformações induzidas por tensão térmica e dos erros induzidos por tensão residuais.
5. Testar o sistema de ar frio nos demais processos de corte, como no torneamento, por exemplo; onde o acesso à região de corte torna-se mais fácil e pode ser mais efetivo, reduzindo a temperatura na região de forma mais significativa.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABUKHSHIM. N. A.; MATIVENGA. P. T.; SHEIKH. M. A. (2006). Heat generation and temperature in metal cutting: a review and implications for High Speed Machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. v.46, n.7/8, p. 782-800, Jun.
- AMPERES AUTOMATION (2003). *Instrumentação* – temperatura. Disponível em: <<http://www.amperesautomation.hpg.ig.com.br/temp.html>>, Acesso em: 12 dez. 2003.
- ARNDT, M.; KACSICH, T. (2003). Performance of new (AlTi)N coatings in dry and high speed cutting. *Surface and Coatings Technology*. Amsterdam, v. 163/164, p.674-680, Jan.
- ÁVILA, R. F.; ABRÃO, A. M. (2001). The effect of fluids on the machining of hardened AISI 4340 steel. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.119, n.1/3, p.21-26, Dec.
- AY, H.; YANG, W. (1998). Heat transfer and life of metal cutting tools in turning. *International Journal of Heat Mass Transfer*, v.41, n.3, p.613-623.
- BERT, P. E. (1997). O Impacto da usinagem de precisão a alta velocidade na produção. *Máquinas e metais*. São Paulo, ano 32, n.375, p.36-41, nov.
- BRAGA. D. U.; DINIZ, A. E.; MIRANDA, G. W. A.; COPINI, N. L. (2003). Minimum lubrication in Al-Si drilling. *Journal of Brazilian Society of Mechanical Sciences*. Vol.25, n.1, Jan/ Mar, Rio de Janeiro.

- BRAGHINI JR., A. (2002). *Metodologia para escolha de fluidos de corte não agressivos ao meio ambiente para aplicações em usinagem dos metais*. 230p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo. São Carlos, 2002.
- CALEGARE, A. J. A. (2001). *Introdução ao delineamento de experimentos*. 1º Ed. Editora Edgard Blücher Ltda.
- CARSLAW, H. S.; JAEGER, J.C. (1957). *Conduction of Heat in Solids*. 2.ed. London: Oxford.
- CHOU, Y. K.; EVANS, C. J.; BARASH, M. M. (2002). Experimental investigation on cBN turning of hardened AISI 52100 steel. *Journal of Materials Processing Technology*. v.124, n.3, p.274-283, Jun.
- DAGILOKE, I. F.; KALDOS, S.D.; MILLS, B. (1995). High Speed Machining: an approach to process analisys. *Journal of Materials Processing Technolog*, v. 54, n.1/4, p 82-87, Oct.
- DeGARMO. E. P.; BLACK. J. T.; KOHSER. R. A. (1997). *Materials and processes in manufacturing*, 8 ed. Upper Saddle River. NJ. Prentice Hall.
- DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. (1997). A review of ultra high speed milling fo hardened steels. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.69, n.1/3, p.1-17, Sept.
- DEWES, R. C.; NG, E.; CHUA, K.S.; NEWTON; P. G.; ASPINWALL, D. K. (1999). Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.92/93, n.30, p.293-301, Aug.

D'ERRICO, G. E.; GUGLIELMI, E.; RUTELLI, G. (1999). A study of coating for end mills in high speed metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*.

Amsterdam, v.92/93, n.30, p.251-256, Aug.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPINI, N. L. (2000). *Tecnologia da usinagem dos metais*, 2.ed. São Paulo: Artliber.

DÖRR, J.; MERTENS, Th.; ENGERING, G.; LAHRES, M. (2003). "In-situ"

temperature measurement to determine the machining potencial of different tool

coatings. *Surface and Coatings Technology*. Amsterdam, v. 174/175, p. 389-392, Sep-Oct.

DUNLAP, C. (1997). Should you try dry? *Cutting Tool Engineering*. Northbrook, v.49, n.1, Feb. Disponível

em:<http://ctemag.com/article/viewArticle.asp?ARTICLE_ID=133>, Acesso em: 11 Dez, 2003.

ELBESTAWI, M.A.; CHEN, L.; BECZE, C. E.; EL-WARDANY, T. I. (1997). High speed milling of dies and molds in their hardened state. *Annals of the CIRP*. Paris, v.46, n.1, p.57-62.

FALLBÖHMER, P.; ALTAN, T.; TÖNSHOFF, H. K.; NAKAGAWA, T. (1996).

Survey of the die and mold manufacturing industry. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.59, n.1/2, p.158-168, May.

FALLBÖHMER, P.; RODRIGUEZ, C.A.; ÓZEL, T.; ALTAN, T. (2000). High speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.98, n.1, p.104-115, Jan.

FERRO, S. (2002). *Setor tem tecnologia de ponta e preço coreano*. Disponível

em:<http://www.plastico.com.br/revista/pm321/moldes/setor_tem_tecnologia2.htm>,

Acesso em: 5 out, 2002.

FINZER, T. (1998): High speed machining of sculptured Surfaces in die and mold manufacturing. IN: **SSM 98 Sculptured Surface Conference. Machining Impossible Shape**. Auburn Hills. Michigan. USA, p. 9-11, Nov.

FRÖHLINGS DORF, W.; UNGER, H. (1999). Numerical Investigations of the compressible flow and the energy separation in the Ranque-Hilsch vortex tube. **Internacional Journal of Heat and Mass Transfer**. Pergamon, v. 42, n.3, p. 415-422, Feb.

GLAESER, W.A. (1992). Ceramics and special alloys. In: _____. **Materials for tribology**. Amsterdam: Elsevier. Cap.6, p.130-176, (Tribology Series, 20).

GONÇALVES, C.V.; SCOTTI, A.; GUIMARÃES, G. (2002). Inverse technique applied in welding: A theoretical and experimental approach. **4th International Conference on Inverse Problems in Engineering**. Rio de Janeiro. Brasil.

GRAHAM, D. (1997). New coatings meet new challenges. **Cutting Tool Engineering**. Northbrook, v.52, n.3, Mar, Disponível em:<

http://www.ctemag.com/article/viewArticle.asp?ARTICLE_ID=134>, Acesso em: 16 Dez, 2003.

GRAHAM, D. (2003). Dry Out. **Cutting Tool Engineering**. Northbrook. v.52. n.3. Mar. Disponível

em:<http://www.ctemag.com/article/viewArticle.asp?ARTICLE_ID=223>. Acesso em: 12 Dez. 2003.

GRZESIK, W. (2003). Friction behaviour of heat isolating coating in machining: mechanical, thermal and energy-based considerations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. Pergamon, vol. 43, n.2, p. 145-150, Jan.

HARRIS, S.G; DOYLE, E.D.; VLASVELD, A.C.; AUDY, J.; QUICK, D. (2003). A study of the mechanisms of $Ti_{1-x}Al_xN$ and $Ti_{1-x-y}Al_xCr_yN$ coated high-speed steel twist drills under dry machining conditions. **Wear**. Amsterdam, v.254, p.723-734, Apr.

- HARRIS, T. K.; BROOKES, E. J.; TAYLOR, C.J. (2001). The flow stress of PcBN cutting tools materials at high temperatures. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. Amsterdam, v.19, n.4/6, p.267-273, Jul/Nov.
- INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; (1990). *Fundamentals of heat and mass transfer*. 3rd ed New York : Wiley, 919 p.
- JASPERS, S. P. F. C.; DAUTENBERG, J. H.; TAMINAU, D. A. (1998). Temperature measurement in orthogonal metal cutting. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. v.14, n.1, p. 7-12, July – Sep.
- KIM, S.W.; LEE, C. M.; LEE, D. W.; KIM, J. S.; JUNG, Y. H. (2001). Evaluation of machinability by cutting environments in high speed milling of difficult-to-cut materials. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.111, n.1/3, p.256-260, Apr.
- KO, J.T.; KIM, S.H.; CHUNG, B.G. (1999). Air-cooling method for turning of hardened material. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Amsterdam, v.15. n.7, p.470-477, Jul.
- KOMANDURI, R. (1985). High speed machining. *Mechanical Engineering*. P 64-76,
- KOMANDURI, R; HOU, Z.B. (2000). General Solutions for stationary/moving plane heat source problems in manufacturing and tribology. *International Journal of heat and Mass Transfer*, v. 43, n.10/15, p.1679-1698, May.
- KOPAC, J.; SOKOVIC, M.; DOLINSEK, S. (2001). Tribology of coated tools in conventional and HSC machining. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.118, n.1/3, p.377-384, Dec.
- KOSHY, P.; DEWES, R.C.; ASPINWALL, D.K. (2002). High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58HRc). *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.127, n.2, p.266-273, Sept.

- KRAMER, B. M. (1987). On tool materials for high-speed machining. *Journal of Engineering for Industry*, v.109, p.87-91.
- LAZOGLU, I.; ALTINTAS, Y. (2002). Prediction of tool chip temperature in continuous and interrupted machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Pergamon, vol. 42, n.9, p. 1011-1022, Jul.
- LESHOCK, C. E.; SHIN, Y. C. (1997). Investigation on cutting temperature in turning by a tool – work thermocouple technique. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 119, n. 4(a), p. 502-508, Nov.
- Longbottom, J.M.; LANHAM, J.D. (2005). A review of research related to Salomon's hipotesis on cutting speeds and temperature. *Internacional Journal of Machina Tools & Manufacture*. In press, corrected.
- MACIEL, J.C. (2003). *Aços-ferramenta e suas propriedades. artigos técnicos INFOMET* Disponível em:<http://www.infometcom.br/h_acos_ferramenta.php>, Acesso em: 17 nov, 2003.
- MILAN, J.C.G. (1999). *Usinabilidade de aços para moldes para plásticos*. 112p. Dissertação (Mestrado) - Centro de Ciências Exatas e Tecnologia. Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia. 1999.
- MING, C.; FANGHONG, S.; HAILI, W.; RENWEI, Y., ZHENGHONG, Q.; SHUQIAO, Z. (2003). Experimental research on the dynamic characteristics of the cutting temperature in the process of high speed milling. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.138. n.1, p.468-471, July.
- MONPER, F.J. (2000). Usinagem a seco de materiais endurecidos. *Máquinas e Metais*. São Paulo, ano 36, n.410, p.30-37.

MOVAHHEDY, M.R.; ALTINTAS, Y.; GADALA, M.S. (2002). Numerical Analysis of Metal Cutting with Chamfered and blunt tools. *Transactions of ASME*, vol. 124, p. 178- 188, May.

MULLER-HUMMEL, P.; LAHRES, M.; DOERFEL, O. (1995) Quantitative measurement of temperatures on diamond-coated tools during the machining. *Diamond and Related Materials*. v.4, n.10, p.1216-1221. Sep.

NG, E.; ASPINWALL, D. K. (2002). The effect of workpiece hardness and cutting speed on the machinability of AISI H13 hot work die steel when using PcBN tooling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Transactions of the ASME. vol.124, p.588-594, Aug.

O'SULLIVAN, D.; COTTEREL, M. (2001). Temperature measurement in single point turning. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam. v.118, n.1/3, p.301-308, Dec.

OHADI, M. M.; CHENG, K. L. (1993). Modeling of temperature distributions in the workpiece during abrasive waterjet machining. *Journal of Heat Transfer – Transactions of the ASME*. vol. 155, p. 446-452, May.

PAUL, S.; DHAR, N.R.; CHATTOPADHYAY, A.B. (2001). Beneficial effects of cryogenic cooling over dry and wet machining on tool wear and surface finish in turning AISI 1060 steel. *Journal of Materials Processing Technology*. Amsterdam, v.116, n.1, p.44-48, Oct.

PRENGEL, H.G.; JINDAL, P. C.; WENDT, K. H.; SANTHANAM, A. T.; HEGDE, P.L.; PENICH, R. M. (2001). A new class of high performance PVD coatings for carbide cutting tools. *Surface and Coatings Technology*. Amsterdam, v.139, n.1, p.25-34, Mai.

- RENEVIER, N.M.; OOSTERLING, H.; KÖNIG, U.; DAUTZENBERG, H.; KIM, B. J.; GEPPERT, L.; KOOPMANS, F. G. M.; LEOPOLD, J. (2003). Performance and limitations of MoS₂/Ti composite coated inserts. *Surface and Coating Technology*. Amsterdam, v.172, n.1/15, p.13-23, jul.
- RICHARDSON, D.J.; KEAVEY, M.A.; DAILAMI, F. (2005). Modelling of cutting induced workpiece temperatures for dry milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. v.46, n.10, p.1139-1145, Aug.
- SALES, W.F.; et al. (1999). Nem sempre o fluido com maior poder de refrigerante garante temperaturas de corte mais baixas. *Máquinas e Metais*. São Paulo, ano 36, n.407, p.46-61, dez.
- SALES, W.F.; DINIZ, A.E.; MACHADO, A.R. (2001). Application of cutting fluids in machining processes. *Journal of Brazilian Society of Mechanical Sciences*. Rio de Janeiro, v.23, v.2, p.227-240.
- SANDVIK (2002). *High speed machining and conventional die and mould machining*. Disponível em: <www2.coromant.sandvik.com/coromant/products/acessodie&mould/new_pdf/HSM.pdf>. Acesso em: 30 Sept, 2002.
- SANTOS, A.V.; et al. (2003). *Usinagem com altíssimas velocidades* - como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal mecânica. São Paulo: Érica.
- SCHULZ, H. (1999). Trends in manufacturing technology at the threshold of the millennium. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA: inovações tecnológicas na manufatura para o ano 2000. 4.. 1999. Santa Bárbara d'Oeste. *Anais...* Piracicaba: UNIMEP.
- SCHULZ, H; MORIWAKI, T. (1992). High Speed Machining. *Annals of the CIRP*. v.41(2), p. 637-643.

- SCHÜTZER, K.; SOUZA, A.F.; DEONÍSIO, C.C.C. (1999). Introdução do processo HSC na indústria brasileira. In: SEMINÁRIO INTERNATIONAL DE ALTA TECNOLOGIA: inovações tecnológicas na manufatura para o ano 2000. 4.. 1999. Santa Bárbara d'Oeste. *Anais...* Piracicaba: UNIMEP, p.79-98.
- SILVA, L.R. (2002). *Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de Níquel com alta velocidade de corte*. 208p. Tese (Doutorado) - Escola da Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo. São Carlos. 2002.
- SKOPECEK, T.; SVOBODA, J.; HOFMAN, P. (2004). Prejuízos causados pelo calor no fresamento de materiais endurecidos. *Revista Máquinas e Metais*, março, p. 22-230.
- SOUZA, A. F. (2004). Contribuições ao fresamento de geometrias complexas aplicando a tecnologia de usinagem com altas velocidades. 171 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos – EESC/USP. São Carlos. 2004
- SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. (2000). Dry machining: Machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*. v.101, n.1/3, p.287-291, April.
- TOH, C. K. (2006) Cutter path strategies in high speed rough milling of hardened steel. *Materials and Design*. v.27. p. 107-114.
- TRENT, E.M. (1996). *Metal Cutting*, 3. ed, Oxford: Butterworth-Heinemann.
- UEDA, T.; HOSOKAWA, A.; ODA, K.; YAMADA, K. (2001). Temperature on flank face of cutting tool high speed milling. *Annals of the CIRP*. Paris, v.50, n.1, p.37-40.
- URBANSKI, J.P.; KOSHY, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. (2000). High speed machining of molds and dies for net shape manufacture. *Materials and Designs*. Oxford, v.21, n.4, p.395-402, Aug.

- VIEIRA, J.M.; MACHADO, A.R.; EZUGWU, E.O (2001). Performance of cutting fluids during face milling of steels. *Journal of Materials Processing Technology*. v.116, n.2/3, p. 244-251, Oct.
- VIGNEAU, J. (1997). Obtendo alta produtividade na usinagem de ligas de titânio e superligas. *Máquinas e Metais*, São Paulo, ano 32, n.380, p.16-32, set.
- WEINERT, K.; HESTERBERG, S.; WITTKOP, S. (2004). O uso do gelo seco como refrigerante na usinagem. *Máquinas e Metais*. São Paulo, ano 40, n.457, p.40-49, fev.
- YVONNET, J.; UMBRELLO, D.; CHINESTA, F.; MICARI, F. (2005). A simple inverse procedure to determine heat flux on the tool in orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. v.46, n.7/8, p.820-827, Jun.
- YUHARA, D.A. (2000). *Aplicação de revestimentos PVD em ferramentas de corte*. Disponível em:<www.brasimet.com.br>. Acesso em: 8 dez. 2003.

Apêndice A – Curvas de Calibração dos termopares

Este apêndice mostra as curvas de calibração dos termopares. Para cada termopar foi construído um gráfico que mostra a curva de temperatura de referência versus temperatura coletada pelo termopar. As tabelas A1 a A5 mostram a tensão média, a incerteza absoluta e a incerteza relativa para os valores coletados pelos termopares. Os termopares foram calibrados de 10 a 90 °C. A incerteza absoluta foi calculada com base na distribuição de probabilidades t-Student com um confiabilidade de 95% e número de observações igual a 6.

Figura A 1. Curva de calibração do termopar T0

Tabela A 1. Valores médios de tensão, incerteza relativa e absoluta para o Termopar T0

Temperatura [°C]	Valor médio [V]	Incerteza Relativa [V]	Incerteza absoluta [%]
10,1	1,06	± 0,0031	± 0,296
20,2	1,19	± 0,0044	± 0,366
30,9	1,31	± 0,0038	± 0,293
40,9	1,43	± 0,0031	± 0,219
50,9	1,53	± 0,0055	± 0,358
60,9	1,66	± 0,0030	± 0,184
70,7	1,78	± 0,0038	± 0,216
80,7	1,92	± 0,0140	± 0,730
90,7	2,01	± 0,0028	± 0,140

Figura A 2. Curva de calibração do termopar T1

Tabela A 2. Valores médios de tensão, incerteza relativa e absoluta para o Termopar T1

Temperatura [°C]	Valor médio [V]	Incerteza relativa [V]	Incerteza absoluta [%]
10,1	1,06	0,0126	1,187
20,2	1,17	0,0077	0,656
30,9	1,30	0,0028	0,216
40,9	1,42	0,0044	0,306
50,9	1,54	0,0030	0,198
60,9	1,66	0,0049	0,294
70,7	1,79	0,0053	0,294
80,7	1,92	0,0123	0,643
90,7	2,01	0,0030	0,152

Figura A 3. Curva de calibração do termopar T2

Tabela A 3. Valores médios de tensão, incerteza relativa e absoluta para o Termopar T2

Temperatura [°C]	Valor médio [V]	Incerteza Relativa [V]	Incerteza absoluta [%]
10,1	1,01	0,0051	0,502
20,2	1,12	0,0044	0,388
30,9	1,24	0,0030	0,245
40,9	1,36	0,0028	0,207
50,9	1,47	0,0064	0,437
60,9	1,62	0,0066	0,406
70,7	1,74	0,0038	0,222
80,7	1,87	0,0060	0,320
90,7	1,97	0,0056	0,285

Figura A 4. Curva de calibração do termopar T3

Tabela A 4. Valores médios de tensão, incerteza relativa e absoluta para o Termopar T3

Temperatura [°C]	Valor médio [V]	Incerteza Relativa [V]	Incerteza absoluta [%]
10,1	1,03	0,0044	0,424
20,2	1,14	0,0073	0,641
30,9	1,27	0,0038	0,304
40,9	1,42	0,0081	0,571
50,9	1,54	0,0031	0,203
60,9	1,66	0,0077	0,465
70,7	1,78	0,0050	0,279
80,7	1,90	0,0015	0,080
90,7	1,97	0,0061	0,308

Figura A 5. Curva de Calibração do Termopar T4

Tabela A 5. Valores médios de tensão, incerteza relativa e absoluta para o Termopar T4

Temperatura [°C]	Valor médio [V]	Incerteza Relativa [V]	Incerteza absoluta [%]
10,1	1,03	0,0038	0,375
20,2	1,14	0,0037	0,321
30,9	1,27	0,0060	0,471
40,9	1,42	0,0123	0,868
50,9	1,54	0,0104	0,675
60,9	1,65	0,0061	0,372
70,7	1,75	0,0053	0,301
80,7	1,88	0,0088	0,469
90,7	2,12	0,0077	0,364

Apêndice B – Curvas de temperatura do testes experimentais

O Apêndice B mostra todos os gráficos de temperatura obtidos nos testes experimentais de fresamento com os aços AISI H13 e AISI D2, sem sistema de resfriamento, com ar comprimido e com ar frio.

Figura B. 1. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem a seco (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura B. 2. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar comprimido (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura B. 3. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar frio (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura B. 4. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem a seco (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15)

Figura B. 5. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15)

Figura B. 6. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar frio (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15)

Figura B. 7. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem a seco (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Figura B. 8. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Figura B. 9. Temperatura do corpo de prova de aço AISI H13 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar frio (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Figura B. 10. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem a seco (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura B. 11. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar comprimido (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura B. 12. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar frio (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura B. 13. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem a seco (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15)

Figura B. 14. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 W XK15)

Figura B. 15. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar frio (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXX15)

Figura B. 16. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem a seco (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Figura B. 17. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Figura B. 18. Temperatura do corpo de prova de aço AISI D2 representada pelos cinco termopares, usinagem com ar frio (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

APÊNDICE C – Tabelas com os resultados das simulações realizadas com o software ANSYS

Tabela C1. Simulações com fluxo de calor de 2 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 1250 W.m⁻².°C⁻¹ (AISI H13) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO

Termopar	R216 Seco	SIM 2/350 Seco	Erro %	SIM 2/500 Seco	Erro %	SIM 2/750 Seco	Erro %	SIM 2/1000 Seco	Erro %	SIM 2/1250 Seco	Erro %
0	33,2287	32,5308	2,1%	31,3203	5,7%	29,9736	9,8%	29,0897	12,5%	28,4823	14,3%
1	33,1231	32,6782	1,3%	31,1737	5,9%	29,7267	10,3%	28,8675	12,8%	28,2889	14,6%
2	33,2268	32,4336	2,4%	30,9594	6,8%	29,5838	11,0%	28,7800	13,4%	28,2391	15,0%
3	34,6583	32,6015	5,9%	31,0025	10,5%	29,5778	14,7%	28,7596	17,0%	28,2136	18,6%
4	36,5228	38,3428	-5,0%	35,5717	2,6%	32,9763	9,7%	31,4599	13,9%	30,4424	16,6%
ERROS		Erro quadrático	3,03%	Erro quadrático	14,13%	Erro quadrático	24,77%	Erro quadrático	31,11%	Erro quadrático	35,39%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 2/350 Seco	Erro %	SIM 2/500 Seco	Erro %	SIM 2/750 Seco	Erro %	SIM 2/1000 Seco	Erro %	SIM 2/1250 Seco	Erro %
0	38,0013	32,5308	14,4%	31,3203	17,6%	29,9736	21,1%	29,0897	23,5%	28,4823	25,0%
1	40,0003	32,6782	18,3%	31,1737	22,1%	29,7267	25,7%	28,8675	27,8%	28,2889	29,3%
2	41,0990	32,4336	21,1%	30,9594	24,7%	29,5838	28,0%	28,7800	30,0%	28,2391	31,3%
3	43,4656	32,6015	25,0%	31,0025	28,7%	29,5778	32,0%	28,7596	33,8%	28,2136	35,1%
4	48,9240	38,3428	21,6%	35,5717	27,3%	32,9763	32,6%	31,4599	35,7%	30,4424	37,8%
ERROS		Erro quadrático	44,90%	Erro quadrático	53,79%	Erro quadrático	62,33%	Erro quadrático	67,4%	Erro quadrático	70,88%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 2/350 Seco	Erro %	SIM 2/500 Seco	Erro %	SIM 2/750 Seco	Erro %	SIM 2/1000 Seco	Erro %	SIM 2/1250 Seco	Erro %
0	29,7572	32,5308	-9,3%	31,3203	-5,3%	29,9736	-0,7%	29,0897	2,2%	28,4823	4,3%
1	31,6012	32,6782	-3,4%	31,1737	1,4%	29,7267	5,9%	28,8675	8,7%	28,2889	10,5%
2	31,5135	32,4336	-2,9%	30,9594	1,8%	29,5838	6,1%	28,7800	8,7%	28,2391	10,4%
3	32,3703	32,6015	-0,7%	31,0025	4,2%	29,5778	8,6%	28,7596	11,2%	28,2136	12,8%
4	33,0304	38,3428	-16,1%	35,5717	-7,7%	32,9763	0,2%	31,4599	4,8%	30,4424	7,8%
ERROS		Erro quadrático	14,51%	Erro quadrático	2,51%	Erro quadrático	9,00%	Erro quadrático	15,87%	Erro quadrático	20,50%

Tabela C2. Simulações com fluxo de calor de 2,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 1250 W.m⁻².°C⁻¹ (AISI H13) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO.

Termopar	R216 Seco	SIM 2,5/350 Seco	Erro %	SIM 2,5/500 Seco	Erro %	SIM 2,5/750 Seco	Erro %	SIM 2,5/1000 Seco	Erro %	SIM 2,5/1250 Seco	Erro %
0	33,2287	34,6635	-4,3%	34,4878	-3,8%	33,1504	0,2%	30,3621	8,6%	29,6029	10,9%
1	33,1231	34,8478	-5,2%	33,3906	-0,8%	32,9672	0,5%	30,0843	9,2%	29,3611	11,4%
2	33,2268	34,5419	-4,0%	33,021	0,6%	32,6992	1,6%	29,9751	9,8%	29,2988	11,8%
3	34,6583	34,7518	-0,3%	33,1665	4,3%	32,7531	5,5%	29,9495	13,6%	29,2670	15,6%
4	36,5228	41,9285	-14,8%	39,2679	-7,5%	38,4647	-5,3%	33,3249	8,8%	32,0530	12,2%
ERROS		Erro quadrático	12,77%	Erro quadrático	3,22%	Erro quadrático	1,11%	Erro quadrático	22,33%	Erro quadrático	27,7%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 2,5/350 Seco	Erro %	SIM 2,5/500 Seco	Erro %	SIM 2,5/750 Seco	Erro %	SIM 2,5/1000 Seco	Erro %	SIM 2,5/1250 Seco	Erro %
0	38,0013	34,6635	8,8%	34,4878	9,2%	33,1504	12,8%	30,3621	20,1%	29,6029	22,1%
1	40,0003	34,8478	12,9%	33,3906	16,5%	32,9672	17,6%	30,0843	24,8%	29,3611	26,6%
2	41,0990	34,5419	16,0%	33,021	19,7%	32,6992	20,4%	29,9751	27,1%	29,2988	28,7%
3	43,4656	34,7518	20,0%	33,1665	23,7%	32,7531	24,6%	29,9495	31,1%	29,2670	32,7%
4	48,9240	41,9285	14,3%	39,2679	19,7%	38,4647	21,4%	33,3249	31,9%	32,0530	34,5%
ERROS		Erro quadrático	32,18%	Erro quadrático	39,74%	Erro quadrático	43,29%	Erro quadrático	60,35%	Erro quadrático	64,6%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 2,5/350 Seco	Erro %	SIM 2,5/500 Seco	Erro %	SIM 2,5/750 Seco	Erro %	SIM 2,5/1000 Seco	Erro %	SIM 2,5/1250 Seco	Erro %
0	29,7572	34,6635	-16,5%	34,4878	-15,9%	33,1504	-11,4%	30,3621	-2,0%	29,6029	0,5%
1	31,6012	34,8478	-10,3%	33,3906	-5,7%	32,9672	-4,3%	30,0843	4,8%	29,3611	7,1%
2	31,5135	34,5419	-9,6%	33,021	-4,8%	32,6992	-3,8%	29,9751	4,9%	29,2988	7,0%
3	32,3703	34,7518	-7,4%	33,1665	-2,5%	32,7531	-1,2%	29,9495	7,5%	29,2670	9,6%
4	33,0304	41,9285	-26,9%	39,2679	-18,9%	38,4647	-16,5%	33,3249	-0,9%	32,0530	3,0%
ERROS		Erro quadrático	31,60%	Erro quadrático	21,33%	Erro quadrático	16,60%	Erro quadrático	6,37%	Erro quadrático	12,2%

Tabela C3, Simulações com fluxo de calor de 3 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 1250 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI H13) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO.

Termopar	R216 Seco	SIM 3/350 Seco	Erro %	SIM 3/500 Seco	Erro %	SIM 3/750 Seco	Erro %	SIM 3/1000 Seco	Erro %	SIM 3/1250 Seco	Erro %
0	33,2287	36,7960	-10,7%	34,9800	-5,3%	33,6200	-1,2%	31,6345	4,8%	30,7235	7,5%
1	33,1231	37,0170	-11,8%	34,7610	-4,9%	30,3070	8,5%	31,3012	5,5%	30,4333	8,1%
2	33,2268	36,6500	-10,3%	34,4390	-3,6%	33,0530	0,5%	31,1701	6,2%	30,3586	8,6%
3	34,6583	36,9020	-6,5%	34,5040	0,4%	33,0610	4,6%	31,1394	10,2%	30,3205	12,5%
4	36,5228	45,5140	-24,6%	42,1390	-15,4%	38,7370	-6,1%	35,1899	3,6%	33,6636	7,8%
ERROS		Erro quadrático	28,57%	Erro quadrático	12,88%	Erro quadrático	2,86%	Erro quadrático	13,55%	Erro quadrático	19,96%
Termopar	W XK15 Seco	SIM 3/350 Seco	Erro %	SIM 3/500 Seco	Erro %	SIM 3/750 Seco	Erro %	SIM 3/1000 Seco	Erro %	SIM 3/1250 Seco	Erro %
0	38,0013	36,7960	3,2%	34,9800	-5,3%	33,6200	11,5%	31,6345	16,8%	30,7235	19,2%
1	40,0003	37,0170	7,5%	34,7610	-4,9%	30,3070	24,2%	31,3012	21,7%	30,4333	23,9%
2	41,0990	36,6500	10,8%	34,4390	-3,6%	33,0530	19,6%	31,1701	24,2%	30,3586	26,1%
3	43,4656	36,9020	15,1%	34,5040	0,4%	33,0610	23,9%	31,1394	28,4%	30,3205	30,2%
4	48,9240	45,5140	7,0%	42,1390	-15,4%	38,7370	20,8%	35,1899	28,1%	33,6636	31,2%
ERROS		Erro quadrático	19,47%	Erro quadrático	12,88%	Erro quadrático	44,77%	Erro quadrático	53,26%	Erro quadrático	58,42%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 3/350 Seco	Erro %	SIM 3/500 Seco	Erro %	SIM 3/750 Seco	Erro %	SIM 3/1000 Seco	Erro %	SIM 3/1250 Seco	Erro %
0	29,7572	36,7960	-23,7%	34,9800	-17,6%	33,6200	-13,0%	31,6345	-6,3%	30,7235	-3,2%
1	31,6012	37,0170	-17,1%	34,7610	-10,0%	30,3070	4,1%	31,3012	0,9%	30,4333	3,7%
2	31,5135	36,6500	-16,3%	34,4390	-9,3%	33,0530	-4,9%	31,1701	1,1%	30,3586	3,7%
3	32,3703	36,9020	-14,0%	34,5040	-6,6%	33,0610	-2,1%	31,1394	3,8%	30,3205	6,3%
4	33,0304	45,5140	-37,8%	42,1390	-27,6%	38,7370	-17,3%	35,1899	-6,5%	33,6636	-1,9%
ERROS		Erro quadrático	48,69%	Erro quadrático	31,75%	Erro quadrático	14,84%	Erro quadrático	3,13%	Erro quadrático	3,81%

Tabela C4, Simulações com fluxo de calor de 3,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 1250 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI H13) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO.

Termopar	R216 Seco	SIM 3,5/350 Seco	Erro %	SIM 3,5/500 Seco	Erro %	SIM 3,5/750 Seco	Erro %	SIM 3,5/1000 Seco	Erro %	SIM 3,5/1250 Seco	Erro %
0	33,2287	38,9290	-17,2%	36,8110	-10,8%	34,4540	-3,7%	32,9070	1,0%	31,8441	4,2%
1	33,1231	39,1870	-18,3%	36,5540	-10,4%	34,0220	-2,7%	32,5180	1,8%	31,5055	4,9%
2	33,2268	38,7590	-16,6%	36,1740	-8,9%	33,7720	-1,6%	32,3651	2,6%	31,4184	5,4%
3	34,6583	39,0530	-12,7%	36,2540	-4,6%	37,7610	-9,0%	32,3293	6,7%	31,3739	9,5%
4	36,5228	49,1000	-34,4%	44,2510	-21,2%	39,7090	-8,7%	37,0549	-1,5%	35,2742	3,4%
RROS		Erro quadrático	44,38%	Erro quadrático	24,94%	Erro quadrático	11,50%	Erro quadrático	4,76%	Erro quadrático	12,25%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 3,5/350 Seco	Erro %	SIM 3,5/500 Erro quadrático	Erro %	SIM 3,5/750 Seco	Erro %	SIM 3,5/1000 Seco	Erro %	SIM 3,5/1250 Seco	Erro %
0	38,0013	38,9290	-2,4%	36,8110	3,1%	34,4540	9,3%	32,9070	13,4%	31,8441	16,2%
1	40,0003	39,1870	2,0%	36,5540	8,6%	34,0220	14,9%	32,5180	18,7%	31,5055	21,2%
2	41,0990	38,7590	5,7%	36,1740	12,0%	33,7720	17,8%	32,3651	21,3%	31,4184	23,6%
3	43,4656	39,0530	10,2%	36,2540	16,6%	37,7610	13,1%	32,3293	25,6%	31,3739	27,8%
4	48,9240	49,1000	-0,4%	44,2510	9,6%	39,7090	18,8%	37,0549	24,3%	35,2742	27,9%
ERROS		Erro quadrático	6,74%	Erro quadrático	22,30%	Erro quadrático	33,12%	Erro quadrático	46,17%	Erro quadrático	52,20%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 3,5/350 Seco	Erro %	SIM 3,5/500 Seco	Erro %	SIM 3,5/750 Seco	Erro %	SIM 3,5/1000 Seco	Erro %	SIM 3,5/1250 Seco	Erro %
0	29,7572	38,9290	-30,8%	36,8110	-23,7%	34,4540	-15,8%	32,9070	-10,6%	31,8441	-7,0%
1	31,6012	39,1870	-24,0%	36,5540	-15,7%	34,0220	-7,7%	32,5180	-2,9%	31,5055	0,3%
2	31,5135	38,7590	-23,0%	36,1740	-14,8%	33,7720	-7,2%	32,3651	-2,7%	31,4184	0,3%
3	32,3703	39,0530	-20,6%	36,2540	-12,0%	37,7610	-16,7%	32,3293	0,1%	31,3739	3,1%
4	33,0304	49,1000	-48,7%	44,2510	-34,0%	39,7090	-20,2%	37,0549	-12,2%	35,2742	-6,8%
ERROS		Erro quadrático	65,79%	Erro quadrático	44,78%	Erro quadrático	30,18%	Erro quadrático	12,63%	Erro quadrático	4,53%

Tabela C5, Simulações com fluxo de calor de 4 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 750 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI H13) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO.

Termopar	R216 Seco	SIM 4/350 Seco	Erro %	SIM 4/500 Seco	Erro %	SIM 4/750 Seco	Erro %
0	33,2287	41,0620	-23,6%	38,6410	-16,3%	34,9470	-5,2%
1	33,1231	41,3560	-24,9%	38,3470	-15,8%	35,4530	-7,0%
2	33,2268	40,8670	-23,0%	37,9190	-14,1%	35,1680	-5,8%
3	34,6583	41,2030	-18,9%	38,0050	-9,7%	35,1560	-1,4%
4	36,5228	52,6860	-44,3%	47,1430	-29,1%	41,9530	-14,9%
ERROS		Erro quadrático	60,18%	Erro quadrático	37,98%	Erro quadrático	15,36%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 4/350 Seco	Erro %	SIM 4/500 Seco	Erro %	SIM 4/750 Seco	Erro %
0	38,0013	41,0620	-8,1%	38,6410	-1,7%	34,9470	8,0%
1	40,0003	41,3560	-3,4%	38,3470	4,1%	35,4530	11,4%
2	41,0990	40,8670	0,6%	37,9190	7,7%	35,1680	14,4%
3	43,4656	41,2030	5,2%	38,0050	12,6%	35,1560	19,1%
4	48,9240	52,6860	-7,7%	47,1430	3,6%	41,9530	14,2%
ERROS		Erro quadrático	5,98%	Erro quadrático	11,80%	Erro quadrático	30,05%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 4/350 Seco	Erro %	SIM 4/500 Seco	Erro %	SIM 4/750 Seco	Erro %
0	29,7572	41,0620	-38,0%	38,6410	-29,9%	34,9470	-17,4%
1	31,6012	41,3560	-30,9%	38,3470	-21,3%	35,4530	-12,2%
2	31,5135	40,8670	-29,7%	37,9190	-20,3%	35,1680	-11,6%
3	32,3703	41,2030	-27,3%	38,0050	-17,4%	35,1560	-8,6%
4	33,0304	52,6860	-59,5%	47,1430	-42,7%	41,9530	-27,0%
ERROS		Erro quadrático	82,88%	Erro quadrático	58,88%	Erro quadrático	34,37%

Tabela C6, Simulações com fluxo de calor de 4,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 750 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO.

Termopar	R216 Seco	SIM 4,5/350 Seco	Erro %	SIM 4,5/500 Seco	Erro %	SIM 4,5/750 Seco	Erro %
0	33,2287	41,4407	-24,7%	40,4707	-21,8%	37,4407	-12,7%
1	33,1231	41,9829	-26,7%	40,1409	-21,2%	36,8850	-11,4%
2	33,2268	41,3568	-24,5%	39,6586	-19,4%	36,5635	-10,0%
3	34,6583	41,8154	-20,7%	39,7555	-14,7%	36,5501	-5,5%
4	36,5228	54,1042	-48,1%	50,0364	-37,0%	44,1967	-21,0%
ERROS		Erro quadrático	64,72%	Erro quadrático	51,00%	Erro quadrático	27,08%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 4,5/350 Seco	Erro %	SIM 4,5/500 Seco	Erro %	SIM 4,5/750 Seco	Erro %
0	38,0013	41,4407	-9,1%	40,4707	-6,5%	37,4407	1,5%
1	40,0003	41,9829	-5,0%	40,1409	-0,4%	36,8850	7,8%
2	41,0990	41,3568	-0,6%	39,6586	3,5%	36,5635	11,0%
3	43,4656	41,8154	3,8%	39,7555	8,5%	36,5501	15,9%
4	48,9240	54,1042	-10,6%	50,0364	-2,3%	44,1967	9,7%
ERROS		Erro quadrático	9,58%	Erro quadrático	1,30%	Erro quadrático	20,51%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 4,5/350 Seco	Erro %	SIM 4,5/500 Seco	Erro %	SIM 4,5/750 Seco	Erro %
0	29,7572	41,4407	-39,3%	40,4707	-36,0%	37,4407	-25,8%
1	31,6012	41,9829	-32,9%	40,1409	-27,0%	36,8850	-16,7%
2	31,5135	41,3568	-31,2%	39,6586	-25,8%	36,5635	-16,0%
3	32,3703	41,8154	-29,2%	39,7555	-22,8%	36,5501	-12,9%
4	33,0304	54,1042	-63,8%	50,0364	-51,5%	44,1967	-33,8%
ERROS		Erro quadrático	87,80%	Erro quadrático	72,97%	Erro quadrático	47,08%

Tabela C7, Simulações com fluxo de calor de 5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 750 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI H13) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO.

Termopar	R216 Seco	SIM 5/350 Seco	Erro %	SIM 5/500 Seco	Erro %	SIM 5/750 Seco	Erro %
0	33,2287	45,3271	-36,4%	43,3008	-30,3%	32,5308	2,1%
1	33,1231	45,6956	-38,0%	41,9344	-26,6%	32,6782	1,3%
2	33,2268	45,0839	-35,7%	41,3985	-24,6%	32,4336	2,4%
3	34,6583	45,5036	-31,3%	41,5061	-19,8%	32,6015	5,9%
4	36,5228	59,8569	-63,9%	52,9293	-44,9%	32,3428	11,4%
ERROS		Erro quadrático	91,78%	Erro quadrático	65,38%	Erro quadrático	10,38%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 5/350 Seco	Erro %	SIM 5/500 Seco	Erro %	SIM 5/750 Seco	Erro %
0	38,0013	45,3271	-19,3%	43,3008	-13,9%	32,5308	14,4%
1	40,0003	45,6956	-14,2%	41,9344	-4,8%	32,6782	18,3%
2	41,0990	45,0839	-9,7%	41,3985	-0,7%	32,4336	21,1%
3	43,4656	45,5036	-4,7%	41,5061	4,5%	32,6015	25,0%
4	48,9240	59,8569	-22,3%	52,9293	-8,2%	32,3428	33,9%
ERROS		Erro quadrático	31,42%	Erro quadrático	10,37%	Erro quadrático	50,39%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 5/350 Seco	Erro %	SIM 5/500 Seco	Erro %	SIM 5/750 Seco	Erro %
0	29,7572	45,3271	-52,3%	43,3008	-45,5%	32,5308	-9,3%
1	31,6012	45,6956	-44,6%	41,9344	-32,7%	32,6782	-3,4%
2	31,5135	45,0839	-43,1%	41,3985	-31,4%	32,4336	-2,9%
3	32,3703	45,5036	-40,6%	41,5061	-28,2%	32,6015	-0,7%
4	33,0304	59,8569	-81,2%	52,9293	-60,2%	32,3428	2,1%
ERROS		Erro quadrático	117,07%	Erro quadrático	88,57%	Erro quadrático	6,39%

Tabela C8, Simulações com fluxo de calor de 2 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1500 a 5000 $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 2/1500 Ar Comp	Erro %	2,0/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2/5000 Ar Comp	Erro %
0	27,3434	30,5545	-11,7%	30,3717	-11,1%	30,1693	-10,3%
1	27,8829	29,2033	-4,7%	29,2147	-4,8%	28,9021	-3,7%
2	27,4931	28,8416	-4,9%	29,0401	-5,6%	28,7031	-4,4%
3	27,8989	29,0525	-4,1%	29,1154	-4,4%	28,861	-3,4%
4	29,4470	31,2208	-6,0%	32,1891	-9,3%	30,9804	-5,2%
ERROS		Erro quadrático	14,11%	Erro quadrático	15,72%	Erro quadrático	12,10%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 2/1500 Ar Comp	Erro %	2,0/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2/5000 Ar Comp	Erro %
0	30,4589	30,5545	-0,3%	30,3717	0,3%	30,1693	1,0%
1	31,5420	29,2033	7,4%	29,2147	7,4%	28,9021	8,4%
2	31,3695	28,8416	8,1%	29,0401	7,4%	28,7031	8,5%
3	32,5579	29,0525	10,8%	29,1154	10,6%	28,861	11,4%
4	32,9450	31,2208	5,2%	32,1891	2,3%	30,9804	6,0%
ERROS		Erro quadrático	13,93%	Erro quadrático	12,50%	Erro quadrático	15,71%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 2/1500 Ar Comp	Erro %	2,0/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2/5000 Ar Comp	Erro %
0	27,2924	30,5545	-12,0%	30,3717	-11,3%	30,1693	-10,5%
1	28,6299	29,2033	-2,0%	29,2147	-2,0%	28,9021	-1,0%
2	28,0495	28,8416	-2,8%	29,0401	-3,5%	28,7031	-2,3%
3	28,2950	29,0525	-2,7%	29,1154	-2,9%	28,861	-2,0%
4	28,4271	31,2208	-9,8%	32,1891	-13,2%	30,9804	-9,0%
ERROS		Erro quadrático	13,10%	Erro quadrático	14,75%	Erro quadrático	11,09%

Tabela C9, Simulações com fluxo de calor de 2,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1500 a 7000 $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 2,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	27,3434	31,9643	-16,9%	29,6004	-8,3%	31,4682	-15,1%	31,0004	-13,4%
1	27,8829	30,3155	-8,7%	28,4840	-2,2%	29,9448	-7,4%	29,6005	-6,2%
2	27,4931	30,1301	-9,6%	28,3541	-3,1%	29,6996	-8,0%	29,4426	-7,1%
3	27,8989	30,1723	-8,1%	28,4004	-1,8%	29,8162	-6,9%	29,5006	-5,7%
4	29,4470	32,6835	-11,0%	30,7684	-4,5%	32,5419	-10,5%	32,4605	-10,2%
ERROS		Erro quadrático	24,31%	Erro quadrático	8,87%	Erro quadrático	21,42%	Erro quadrático	19,05%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 2,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	30,4589	31,9643	-4,9%	29,6004	2,8%	31,4682	-3,3%	31,0004	-1,8%
1	31,5420	30,3155	3,9%	28,4840	9,7%	29,9448	5,1%	29,6005	6,2%
2	31,3695	30,1301	4,0%	28,3541	9,6%	29,6996	5,3%	29,4426	6,1%
3	32,5579	30,1723	7,3%	28,4004	12,8%	29,8162	8,4%	29,5006	9,4%
4	32,9450	32,6835	0,8%	30,7684	6,6%	32,5419	1,2%	32,4605	1,5%
ERROS		Erro quadrático	4,93%	Erro quadrático	18,56%	Erro quadrático	7,48%	Erro quadrático	9,56%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 2,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	27,2924	31,9643	-17,1%	29,6004	-8,5%	31,4682	-15,3%	31,0004	-13,6%
1	28,6299	30,3155	-5,9%	28,4840	0,5%	29,9448	-4,6%	29,6005	-3,4%
2	28,0495	30,1301	-7,4%	28,3541	-1,1%	29,6996	-5,9%	29,4426	-5,0%
3	28,2950	30,1723	-6,6%	28,4004	-0,4%	29,8162	-5,4%	29,5006	-4,3%
4	28,4271	32,6835	-15,0%	30,7684	-8,2%	32,5419	-14,5%	32,4605	-14,2%
ERROS		Erro quadrático	23,27%	Erro quadrático	7,89%	Erro quadrático	20,40%	Erro quadrático	18,06%

Tabela C10, Simulações com fluxo de calor de 3 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1500 a 7000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 3/1500 Seco	Erro %	SIM 3/2500 Seco	Erro %	SIM 3/5000 Seco	Erro %	SIM 3/7000 Seco	Erro %
0	27,3434	33,8317	-23,7%	33,2540	-21,6%	31,6460	-15,7%	31,4999	-15,2%
1	27,8829	31,8050	-14,1%	31,3531	-12,4%	30,2577	-8,5%	30,1508	-8,1%
2	27,4931	31,2624	-13,7%	31,0546	-13,0%	30,0482	-9,3%	29,9562	-9,0%
3	27,8989	31,5787	-13,2%	31,2915	-12,2%	30,1385	-8,0%	30,0338	-7,7%
4	29,4470	34,8312	-18,3%	34,4706	-17,1%	33,8269	-14,9%	33,8269	-14,9%
ERROS		Erro quadrático	37,11%	Erro quadrático	34,09%	Erro quadrático	25,24%	Erro quadrático	24,52%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 3/1500 Seco	Erro %	SIM 3/2500 Erro quadrático	Erro %	SIM 3/5000 Seco	Erro %	SIM 3/7000 Seco	Erro %
0	30,4589	33,8317	-11,1%	33,2540	-9,2%	31,6460	-3,9%	31,4999	-3,4%
1	31,5420	31,8050	-0,8%	31,3531	0,6%	30,2577	4,1%	30,1508	4,4%
2	31,3695	31,2624	0,3%	31,0546	1,0%	30,0482	4,2%	29,9562	4,5%
3	32,5579	31,5787	3,0%	31,2915	3,9%	30,1385	7,4%	30,0338	7,8%
4	32,9450	34,8312	-5,7%	34,4706	-4,6%	33,8269	-2,7%	33,8269	-2,7%
ERROS		Erro quadrático	6,39%	Erro quadrático	3,72%	Erro quadrático	4,09%	Erro quadrático	4,73%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 3/1500 Seco	Erro %	SIM 3/2500 Seco	Erro %	SIM 3/5000 Seco	Erro %	SIM 3/7000 Seco	Erro %
0	27,2924	33,8317	-24,0%	33,2540	-21,8%	31,6460	-16,0%	31,4999	-15,4%
1	28,6299	31,8050	-11,1%	31,3531	-9,5%	30,2577	-5,7%	30,1508	-5,3%
2	28,0495	31,2624	-11,5%	31,0546	-10,7%	30,0482	-7,1%	29,9562	-6,8%
3	28,2950	31,5787	-11,6%	31,2915	-10,6%	30,1385	-6,5%	30,0338	-6,1%
4	28,4271	34,8312	-22,5%	34,4706	-21,3%	33,8269	-19,0%	33,8269	-19,0%
ERROS		Erro quadrático	36,06%	Erro quadrático	33,06%	Erro quadrático	24,27%	Erro quadrático	23,55%

Tabela C11, Simulações com fluxo de calor de 3,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1500 a 7000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 3,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	27,3434	34,4555	-26,0%	34,7963	-27,3%	34,0580	-24,6%	33,8006	-23,6%
1	27,8829	32,3227	-15,9%	32,5786	-16,8%	32,0004	-14,8%	31,8470	-14,2%
2	27,4931	31,9794	-16,3%	32,2304	-17,2%	31,7357	-15,4%	31,6197	-15,0%
3	27,8989	32,1427	-15,2%	32,5068	-16,5%	31,8793	-14,3%	31,7008	-13,6%
4	29,4470	35,9587	-22,1%	32,2157	-9,4%	35,8448	-21,7%	35,8448	-21,7%
ERROS		Erro quadrático	42,74%	Erro quadrático	39,02%	Erro quadrático	40,58%	Erro quadrático	39,44%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 3,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	30,4589	34,4555	-13,1%	34,7963	-14,2%	34,0580	-11,8%	33,8006	-11,0%
1	31,5420	32,3227	-2,5%	32,5786	-3,3%	32,0004	-1,5%	31,8470	-1,0%
2	31,3695	31,9794	-1,9%	32,2304	-2,7%	31,7357	-1,2%	31,6197	-0,8%
3	32,5579	32,1427	1,3%	32,5068	0,2%	31,8793	2,1%	31,7008	2,6%
4	32,9450	35,9587	-9,1%	32,2157	2,2%	35,8448	-8,8%	35,8448	-8,8%
ERROS		Erro quadrático	11,37%	Erro quadrático	8,01%	Erro quadrático	9,46%	Erro quadrático	8,45%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 3,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	27,2924	34,4555	-26,2%	34,7963	-27,5%	34,0580	-24,8%	33,8006	-23,8%
1	28,6299	32,3227	-12,9%	32,5786	-13,8%	32,0004	-11,8%	31,8470	-11,2%
2	28,0495	31,9794	-14,0%	32,2304	-14,9%	31,7357	-13,1%	31,6197	-12,7%
3	28,2950	32,1427	-13,6%	32,5068	-14,9%	31,8793	-12,7%	31,7008	-12,0%
4	28,4271	35,9587	-26,5%	32,2157	-13,3%	35,8448	-26,1%	35,8448	-26,1%
ERROS		Erro quadrático	41,70%	Erro quadrático	37,75%	Erro quadrático	39,56%	Erro quadrático	38,43%

Tabela C12, Simulações com fluxo de calor de 4 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 5000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO.

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 4/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/5000 Ar Comp	Erro %
0	27,3434	33,3398	-21,9%	34,5702	-26,4%	35,2007	-28,7%	34,3438	-25,6%
1	27,8829	32,2010	-15,5%	32,5850	-16,9%	32,9679	-18,2%	32,4450	-16,4%
2	27,4931	31,9416	-16,2%	32,3133	-17,5%	32,7082	-19,0%	32,1855	-17,1%
3	27,8989	32,0451	-14,9%	32,4318	-16,2%	32,8009	-17,6%	32,2868	-15,7%
4	29,4470	37,1025	-26,0%	37,3369	-26,8%	37,5369	-27,5%	37,1025	-26,0%
ERROS		Erro quadrático	42,2%	Erro quadrático	46,5%	Erro quadrático	49,6%	Erro quadrático	45,1%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 4/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/5000 Ar Comp	Erro %
0	30,4589	33,3398	-9,5%	34,5702	-13,5%	35,2007	-15,6%	34,3438	-12,8%
1	31,5420	32,2010	-2,1%	32,5850	-3,3%	32,9679	-4,5%	32,4450	-2,9%
2	31,3695	31,9416	-1,8%	32,3133	-3,0%	32,7082	-4,3%	32,1855	-2,6%
3	32,5579	32,0451	1,6%	32,4318	0,4%	32,8009	-0,7%	32,2868	0,8%
4	32,9450	37,1025	-12,6%	37,3369	-13,3%	37,5369	-13,9%	37,1025	-12,6%
ERROS		Erro quadrático	10,9%	Erro quadrático	14,6%	Erro quadrático	17,5%	Erro quadrático	13,4%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 4/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/5000 Ar Comp	Erro %
0	27,2924	33,3398	-22,2%	34,5702	-26,7%	35,2007	-29,0%	34,3438	-25,8%
1	28,6299	32,2010	-12,5%	32,5850	-13,8%	32,9679	-15,2%	32,4450	-13,3%
2	28,0495	31,9416	-13,9%	32,3133	-15,2%	32,7082	-16,6%	32,1855	-14,7%
3	28,2950	32,0451	-13,3%	32,4318	-14,6%	32,8009	-15,9%	32,2868	-14,1%
4	28,4271	37,1025	-30,5%	37,3369	-31,3%	37,5369	-32,0%	37,1025	-30,5%
ERROS		Erro quadrático	41,3%	Erro quadrático	45,5%	Erro quadrático	48,6%	Erro quadrático	44,1%

Tabela C13, Simulações com fluxo de calor de 4,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 5000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO.

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 4,5/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/5000 Ar Comp	Erro %
0	27,3434	36,6008	-33,9%	35,8915	-31,3%	35,4690	-29,7%	35,2498	-28.9%
1	27,8829	34,0889	-22,3%	33,6581	-20,7%	33,3865	-19,7%	33,2262	-19.2%
2	27,4931	33,7967	-22,9%	33,3325	-21,2%	33,0723	-20,3%	32,9343	-19.8%
3	27,8989	33,9010	-21,5%	33,4858	-20,0%	33,2078	-19,0%	33,0508	-18.5%
4	29,4470	39,2290	-33,2%	39,0040	-32,5%	33,7403	-14,6%	38,7403	-31.6%
ERROS		Erro quadrático	59,8%	Erro quadrático	56,2%	Erro quadrático	46,2%	Erro quadrático	52,7%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 4,5/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/5000 Ar Comp	Erro %
0	30,4589	36,6008	-20,2%	35,8915	-17,8%	35,4690	-16,4%	35,2498	-15.7%
1	31,5420	34,0889	-8,1%	33,6581	-6,7%	33,3865	-5,8%	33,2262	-5.3%
2	31,3695	33,7967	-7,7%	33,3325	-6,3%	33,0723	-5,4%	32,9343	-5.0%
3	32,5579	33,9010	-4,1%	33,4858	-2,8%	33,2078	-2,0%	33,0508	-1.5%
4	32,9450	39,2290	-19,1%	39,0040	-18,4%	33,7403	-2,4%	38,7403	-17.6%
ERROS		Erro quadrático	26,5%	Erro quadrático	23,3%	Erro quadrático	14,4%	Erro quadrático	20,2%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 4,5/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/5000 Ar Comp	Erro %
0	27,2924	36,6008	-34,1%	35,8915	-31,5%	35,4690	-30,0%	35,2498	-29.2%
1	28,6299	34,0889	-19,1%	33,6581	-17,6%	33,3865	-16,6%	33,2262	-16.1%
2	28,0495	33,7967	-20,5%	33,3325	-18,8%	33,0723	-17,9%	32,9343	-17.4%
3	28,2950	33,9010	-19,8%	33,4858	-18,3%	33,2078	-17,4%	33,0508	-16.8%
4	28,4271	39,2290	-38,0%	39,0040	-37,2%	33,7403	-18,7%	38,7403	-36.3%
ERROS		Erro quadrático	58,8%	Erro quadrático	55,2%	Erro quadrático	45,0%	Erro quadrático	51,7%

Tabela C14, Simulações com fluxo de calor de 1 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 80000 $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 1/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1/80000 ARGEL	Erro %
0	25,2493	24,2942	3,8%	24,5322	2,8%	24,2942	3,8%	24,1588	4,3%	24,0677	4,7%	24,0431	4,8%
1	24,0142	24,3080	-1,2%	24,5102	-2,1%	24,3080	-1,2%	24,1788	-0,7%	24,0821	-0,3%	24,0538	-0,2%
2	23,9983	24,3138	-1,3%	24,5177	-2,2%	24,3138	-1,3%	24,1827	-0,8%	24,0840	-0,4%	24,0551	-0,2%
3	24,0129	24,3074	-1,2%	24,5091	-2,1%	24,3074	-1,2%	24,1785	-0,7%	24,0820	-0,3%	24,0537	-0,2%
4	24,8008	24,3505	1,8%	24,6175	0,7%	24,3505	1,8%	24,1942	2,4%	24,0855	2,9%	24,0547	3,0%
ERROS		Erro quadrático	0,82%	Erro quadrático	1,22%	Erro quadrático	0,82%	Erro quadrático	2,07%	Erro quadrático	2,97%	Erro quadrático	3,23%
Termopar	WVK15 ARGEL	SIM 1/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1/80000 ARGEL	Erro %
0	27,7829	24,2942	12,6%	24,5322	11,7%	24,2942	12,6%	24,1588	13,0%	24,0677	13,4%	24,0431	13,5%
1	27,4393	24,3080	11,4%	24,5102	10,7%	24,3080	11,4%	24,1788	11,9%	24,0821	12,2%	24,0538	12,3%
2	27,4742	24,3138	11,5%	24,5177	10,8%	24,3138	11,5%	24,1827	12,0%	24,0840	12,3%	24,0551	12,4%
3	28,2300	24,3074	13,9%	24,5091	13,2%	24,3074	13,9%	24,1785	14,4%	24,0820	14,7%	24,0537	14,8%
4	30,8929	24,3505	21,2%	24,6175	20,3%	24,3505	21,2%	24,1942	21,7%	24,0855	22,0%	24,0547	22,1%
ERROS		Erro quadrático	31,55%	Erro quadrático	29,80%	Erro quadrático	31,55%	Erro quadrático	32,62%	Erro quadrático	33,40%	Erro quadrático	33,62%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 1/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1/80000 ARGEL	Erro %
0	25,2433	24,2942	3,8%	24,5322	2,8%	24,2942	3,8%	24,1588	4,3%	24,0677	4,7%	24,0431	4,8%
1	24,7676	24,3080	1,9%	24,5102	1,0%	24,3080	1,9%	24,1788	2,4%	24,0821	2,8%	24,0538	2,9%
2	24,0325	24,3138	-1,2%	24,5177	-2,0%	24,3138	-1,2%	24,1827	-0,6%	24,0840	-0,2%	24,0551	-0,1%
3	24,2232	24,3074	-0,3%	24,5091	-1,2%	24,3074	-0,3%	24,1785	0,2%	24,0820	0,6%	24,0537	0,7%
4	25,2020	24,3505	3,4%	24,6175	2,3%	24,3505	3,4%	24,1942	4,0%	24,0855	4,4%	24,0547	4,6%
ERROS		Erro quadrático	3,34%	Erro quadrático	1,33%	Erro quadrático	3,34%	Erro quadrático	4,58%	Erro quadrático	5,47%	Erro quadrático	5,72%

Tabela C15, Simulações com fluxo de calor de 1,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 80000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216	SIM 1,5/1000	Erro	SIM 1,5/5000	Erro	SIM 1,5/10000	Erro	SIM 1,5/20000	Erro	SIM 1,5/50000	Erro	SIM 1,5/80000	Erro
	ARGEL	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%
0	25,2493	26,7249	-5,8%	24,4413	3,2%	24,7983	1,8%	24,7356	2,0%	24,2381	2,0%	24,0646	4,7%
1	24,0142	26,1845	-9,0%	24,4621	-1,9%	24,7682	-3,1%	24,7701	-3,1%	24,2682	-3,1%	24,0806	-0,3%
2	23,9983	26,1779	-9,1%	24,4707	-2,0%	24,7766	-3,2%	24,1846	-0,8%	24,7400	-0,8%	24,0606	-0,3%
3	24,0129	26,1727	-9,0%	24,4612	-1,9%	24,7637	-3,1%	24,7686	-3,1%	24,2678	-3,1%	24,0806	-0,3%
4	24,8008	27,1518	-9,5%	24,5258	1,1%	24,5258	1,1%	24,8763	-0,3%	24,2912	-0,3%	24,0820	2,9%
ERROS		Erro quadrático	18,98%	Erro quadrático	0,62%	Erro quadrático	2,96%	Erro quadrático	2,39%	Erro quadrático	2,39%	Erro quadrático	3,03%
Termopar	WXX15	SIM 1,5/1000	Erro	SIM 1,5/5000	Erro	SIM 1,5/10000	Erro	SIM 1,5/20000	Erro	SIM 1,5/50000	Erro	SIM 1,5/80000	Erro
	ARGEL	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%
0	27,7829	26,7249	3,8%	24,4413	12,0%	24,7983	10,7%	24,7356	11,0%	24,2381	12,8%	24,0646	13,4%
1	27,4393	26,1845	4,6%	24,4621	10,9%	24,7682	9,7%	24,7701	9,7%	24,2682	11,6%	24,0806	12,2%
2	27,4742	26,1779	4,7%	24,4707	10,9%	24,7766	9,8%	24,1846	12,0%	24,7400	10,0%	24,0606	12,4%
3	28,2300	26,1727	7,3%	24,4612	13,4%	24,7637	12,3%	24,7686	12,3%	24,2678	14,0%	24,0806	14,7%
4	30,8929	27,1518	12,1%	24,5258	20,6%	24,5258	20,6%	24,8763	19,5%	24,2912	21,4%	24,0820	22,0%
ERROS		Erro quadrático	14,53%	Erro quadrático	30,31%	Erro quadrático	28,26%	Erro quadrático	28,80%	Erro quadrático	31,16%	Erro quadrático	33,45%
Termopar	WCB80	SIM 1,5/1000	Erro	SIM 1,5/5000	Erro	SIM 1,5/10000	Erro	SIM 1,5/20000	Erro	SIM 1,5/50000	Erro	SIM 1,5/80000	Erro
	ARGEL	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%	ARGEL	%
0	25,2433	26,7249	-5,9%	24,4413	3,2%	24,7983	1,8%	24,7356	2,0%	24,2381	2,0%	24,0646	4,7%
1	24,7676	26,1845	-5,7%	24,4621	1,2%	24,7682	0,0%	24,7701	0,0%	24,2682	0,0%	24,0806	2,8%
2	24,0325	26,1779	-8,9%	24,4707	-1,8%	24,7766	-3,1%	24,1846	-0,6%	24,7400	-0,6%	24,0606	-0,1%
3	24,2232	26,1727	-8,0%	24,4612	-1,0%	24,7637	-2,2%	24,7686	-2,3%	24,2678	-2,3%	24,0806	0,6%
4	25,2020	27,1518	-7,7%	24,5258	2,7%	24,5258	2,7%	24,8763	1,3%	24,2912	1,3%	24,0820	4,4%
ERROS		Erro quadrático	16,23%	Erro quadrático	1,92%	Erro quadrático	0,40%	Erro quadrático	0,18%	Erro quadrático	0,18%	Erro quadrático	5,53%

Tabela C16, Simulações com fluxo de calor de 2 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 80000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 2/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2/50000 ARGEL	Erro %	SIM 2/80000 ARGEL	Erro %
0	25,2493	27,6333	-9,4%	25,0644	0,7%	24,5884	2,6%	24,3175	3,7%	24,1354	4,4%	24,0862	4,6%
1	24,0142	26,9126	-12,1%	25,0203	-4,2%	24,6161	-2,5%	24,3576	-1,4%	24,1642	-0,6%	24,1075	-0,4%
2	23,9983	26,9039	-12,1%	25,0355	-4,3%	24,6277	-2,6%	24,3653	-1,5%	24,1681	-0,7%	24,1102	-0,5%
3	24,0129	26,8969	-12,0%	25,0182	-4,2%	24,6149	-2,5%	24,3571	-1,4%	24,164	-0,6%	24,1074	-0,4%
4	24,8008	28,2024	-13,7%	25,235	-1,8%	24,7010	0,4%	34,3883	-38,7%	24,1701	2,5%	24,1093	2,8%
ERROS		Erro quadrático	26,54%	Erro quadrático	6,13%	Erro quadrático	2,06%	Erro quadrático	17,60%	Erro quadrático	2,23%	Erro quadrático	2,75%
Termopar	WVK15 ARGEL	SIM 2/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2/50000 ARGEL	Erro %	SIM 2/80000 ARGEL	Erro %
0	27,7829	27,6333	0,5%	25,0644	9,8%	24,5884	11,5%	24,3175	12,5%	24,1354	13,1%	24,0862	13,3%
1	27,4393	26,9126	1,9%	25,0203	8,8%	24,6161	10,3%	24,3576	11,2%	24,1642	11,9%	24,1075	12,1%
2	27,4742	26,9039	2,1%	25,0355	8,9%	24,6277	10,4%	24,3653	11,3%	24,1681	12,0%	24,1102	12,2%
3	28,2300	26,8969	4,7%	25,0182	11,4%	24,6149	12,8%	24,3571	13,7%	24,164	14,4%	24,1074	14,6%
4	30,8929	28,2024	8,7%	25,235	18,3%	24,7010	20,0%	34,3883	-11,3%	24,1701	21,8%	24,1093	22,0%
ERROS		Erro quadrático	8,03%	Erro quadrático	25,57%	Erro quadrático	29,07%	Erro quadrático	16,74%	Erro quadrático	32,76%	Erro quadrático	33,21%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 2/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2/50000 ARGEL	Erro %	SIM 2/80000 ARGEL	Erro %
0	25,2433	27,6333	-9,5%	25,0644	0,7%	24,5884	2,6%	24,3175	3,7%	24,1354	4,4%	24,0862	4,6%
1	24,7676	26,9126	-8,7%	25,0203	-1,0%	24,6161	0,6%	24,3576	1,7%	24,1642	2,4%	24,1075	2,7%
2	24,0325	26,9039	-11,9%	25,0355	-4,2%	24,6277	-2,5%	24,3653	-1,4%	24,1681	-0,6%	24,1102	-0,3%
3	24,2232	26,8969	-11,0%	25,0182	-3,3%	24,6149	-1,6%	24,3571	-0,6%	24,164	0,2%	24,1074	0,5%
4	25,2020	28,2024	-11,9%	25,235	-0,1%	24,7010	2,0%	34,3883	-36,5%	24,1701	4,1%	24,1093	4,3%
ERROS		Erro quadrático	23,71%	Erro quadrático	3,53%	Erro quadrático	0,49%	Erro quadrático	14,79%	Erro quadrático	4,74%	Erro quadrático	5,25%

Tabela C17, Simulações com fluxo de calor de 2,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 5000 a 50000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 2,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/50000 ARGEL	Erro %
0	25,2493	25,3305	-0,3%	28,2003	-11,7%	24,3969	3,4%	31,0004	-22,8%
1	24,0142	25,2754	-5,3%	27,3630	-13,9%	24,4470	-1,8%	29,6005	-23,3%
2	23,9983	25,2944	-5,4%	27,2656	-13,6%	24,4567	-1,9%	29,4426	-22,7%
3	24,0129	25,2728	-5,2%	27,3003	-13,7%	24,4464	-1,8%	29,5006	-22,9%
4	24,8008	25,5437	-3,0%	29,0763	-17,2%	24,4854	1,3%	32,4605	-30,9%
ERROS		Erro quadrático	8,59%	Erro quadrático	31,38%	Erro quadrático	0,39%	Erro quadrático	54,77%
Termopar	WXX15 ARGEL	SIM 2,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/50000 ARGEL	Erro %
0	27,7829	25,3305	8,8%	28,2003	-1,5%	24,3969	12,2%	31,0004	-11,6%
1	27,4393	25,2754	7,9%	27,3630	0,3%	24,4470	10,9%	29,6005	-7,9%
2	27,4742	25,2944	7,9%	27,2656	0,8%	24,4567	11,0%	29,4426	-7,2%
3	28,2300	25,2728	10,5%	27,3003	3,3%	24,4464	13,4%	29,5006	-4,5%
4	30,8929	25,5437	17,3%	29,0763	5,9%	24,4854	20,7%	32,4605	-5,1%
ERROS		Erro quadrático	23,45%	Erro quadrático	3,89%	Erro quadrático	30,51%	Erro quadrático	16,19%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 2,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/50000 ARGEL	Erro %
0	25,2433	25,3305	-0,3%	28,2003	-11,7%	24,3969	3,4%	31,0004	-22,8%
1	24,7676	25,2754	-2,1%	27,3630	-10,5%	24,4470	1,3%	29,6005	-19,5%
2	24,0325	25,2944	-5,3%	27,2656	-13,5%	24,4567	-1,8%	29,4426	-22,5%
3	24,2232	25,2728	-4,3%	27,3003	-12,7%	24,4464	-0,9%	29,5006	-21,8%
4	25,2020	25,5437	-1,4%	29,0763	-15,4%	24,4854	2,8%	32,4605	-28,8%
ERROS		Erro quadrático	5,96%	Erro quadrático	28,50%	Erro quadrático	2,15%	Erro quadrático	51,62%

Tabela C18, Simulações com fluxo de calor de 3 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 5000 a 50000 $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI H13) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 3/5000 ARGEL	Erro %	SIM 3/10000 ARGEL	Erro %	SIM 3/20000 ARGEL	Erro %	SIM 3/50000 ARGEL	Erro %
0	25,2493	25,5966	-1,4%	24,8827	1,5%	24,4763	3,1%	32,4005	-28,3%
1	24,0142	25,5306	-6,3%	24,9241	-3,8%	24,5364	-2,2%	30,7260	-27,9%
2	23,9983	25,5532	-6,5%	24,9415	-3,9%	24,5480	-2,3%	30,5312	-27,2%
3	24,0129	25,5273	-6,3%	24,9223	-3,8%	24,5356	-2,2%	30,6007	-27,4%
4	24,8008	25,8524	-4,2%	25,0515	-1,0%	24,5825	0,9%	34,1526	-37,7%
ERROS		Erro quadrático	11,05%	Erro quadrático	4,95%	Erro quadrático	1,21%	Erro quadrático	66,47%
Termopar	WXK15 ARGEL	SIM 3/5000 ARGEL	Erro %	SIM 3/10000 ARGEL	Erro %	SIM 3/20000 ARGEL	Erro %	SIM 3/50000 ARGEL	Erro %
0	27,7829	25,5966	7,9%	24,8827	10,4%	24,4763	11,9%	32,4005	-16,6%
1	27,4393	25,5306	7,0%	24,9241	9,2%	24,5364	10,6%	30,7260	-12,0%
2	27,4742	25,5532	7,0%	24,9415	9,2%	24,5480	10,7%	30,5312	-11,1%
3	28,2300	25,5273	9,6%	24,9223	11,7%	24,5356	13,1%	30,6007	-8,4%
4	30,8929	25,8524	16,3%	25,0515	18,9%	24,5825	20,4%	34,1526	-10,6%
ERROS		Erro quadrático	21,34%	Erro quadrático	26,59%	Erro quadrático	29,80%	Erro quadrático	26,24%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 3/5000 ARGEL	Erro %	SIM 3/10000 ARGEL	Erro %	SIM 3/20000 ARGEL	Erro %	SIM 3/50000 ARGEL	Erro %
0	25,2433	25,5966	-1,4%	24,8827	1,4%	24,4763	3,0%	32,4005	-28,4%
1	24,7676	25,5306	-3,1%	24,9241	-0,6%	24,5364	0,9%	30,7260	-24,1%
2	24,0325	25,5532	-6,3%	24,9415	-3,8%	24,5480	-2,1%	30,5312	-27,0%
3	24,2232	25,5273	-5,4%	24,9223	-2,9%	24,5356	-1,3%	30,6007	-26,3%
4	25,2020	25,8524	-2,6%	25,0515	0,6%	24,5825	2,5%	34,1526	-35,5%
ERROS		Erro quadrático	8,40%	Erro quadrático	2,36%	Erro quadrático	1,34%	Erro quadrático	63,19%

Tabela C19, Simulações com fluxo de calor de 3 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 500 a 1000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO

Termopar	R216 Seco	SIM 3/350 Seco	Erro %	SIM 3/500 Seco	Erro %	SIM 3/750 Seco	Erro %
0	34,7226	36,7960	-6,0%	34,9800	-0,7%	33,6200	3.2%
1	35,3244	37,0170	-4,8%	34,7610	1,6%	30,3070	14.2%
2	35,9192	36,6500	-2,0%	34,4390	4,1%	33,0530	8.0%
3	37,5762	36,9020	1,8%	34,5040	8,2%	33,0610	12.0%
4	43,5341	45,5140	-4,5%	42,1390	3,2%	38,7370	11.0%
ERROS		Erro quadrático	6,95%	Erro quadrático	7,31%	Erro quadrático	21,64%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 3/350 Seco	Erro %	SIM 3/500 Erro quadrático	Erro %	SIM 3/750 Seco	Erro %
0	39,4875	36,7960	6,8%	34,9800	-0,7%	33,6200	14.9%
1	36,2154	37,0170	-2,2%	34,7610	1,6%	30,3070	16.3%
2	37,6726	36,6500	2,7%	34,4390	4,1%	33,0530	12.3%
3	39,8131	36,9020	7,3%	34,5040	8,2%	33,0610	17.0%
4	48,5452	45,5140	6,2%	42,1390	3,2%	38,7370	20.2%
ERROS		Erro quadrático	9,33%	Erro quadrático	7,31%	Erro quadrático	36,05%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 3/350 Seco	Erro %	SIM 3/500 Seco	Erro %	SIM 3/750 Seco	Erro %
0	37,1845	36,7960	1,0%	34,9800	5,9%	33,6200	9.6%
1	37,2109	37,0170	0,5%	34,7610	6,6%	30,3070	18.6%
2	36,2465	36,6500	-1,1%	34,4390	5,0%	33,0530	8.8%
3	36,5138	36,9020	-1,1%	34,5040	5,5%	33,0610	9.5%
4	42,3625	45,5140	-7,4%	42,1390	0,5%	38,7370	8.6%
ERROS		Erro quadrático	3,60%	Erro quadrático	10,52%	Erro quadrático	24,58%

Tabela C20, Simulações com fluxo de calor de 3,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 750 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO

Termopar	R216 Seco	SIM 3,5/350 Seco	Erro %	SIM 3,5/500 Seco	Erro %	SIM 3,5/750 Seco	Erro %
0	34,7226	38,9290	-12,1%	36,8110	-6,0%	34,4540	0,8%
1	35,3244	39,1870	-10,9%	36,5540	-3,5%	34,0220	3,7%
2	35,9192	38,7590	-7,9%	36,1740	-0,7%	33,7720	6,0%
3	37,5762	39,0530	-3,9%	36,2540	3,5%	37,7610	-0,5%
4	43,5341	49,1000	-12,8%	44,2510	-1,6%	39,7090	8,8%
ERROS		Erro quadrático	21,32%	Erro quadrático	3,73%	Erro quadrático	8,38%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 3,5/350 Seco	Erro %	SIM 3,5/500 Erro quadrático	Erro %	SIM 3,5/750 Seco	Erro %
0	39,4875	38,9290	1,4%	36,8110	6,8%	34,4540	12,7%
1	36,2154	39,1870	-8,2%	36,5540	-0,9%	34,0220	6,1%
2	37,6726	38,7590	-2,9%	36,1740	4,0%	33,7720	10,4%
3	39,8131	39,0530	1,9%	36,2540	8,9%	37,7610	5,2%
4	48,5452	49,1000	-1,1%	44,2510	8,8%	39,7090	18,2%
ERROS		Erro quadrático	3,98%	Erro quadrático	12,35%	Erro quadrático	23,48%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 3,5/350 Seco	Erro %	SIM 3,5/500 Seco	Erro %	SIM 3,5/750 Seco	Erro %
0	37,1845	38,9290	-4,7%	36,8110	1,0%	34,4540	7,3%
1	37,2109	39,1870	-5,3%	36,5540	1,8%	34,0220	8,6%
2	36,2465	38,7590	-6,9%	36,1740	0,2%	33,7720	6,8%
3	36,5138	39,0530	-7,0%	36,2540	0,7%	37,7610	-3,4%
4	42,3625	49,1000	-15,9%	44,2510	-4,5%	39,7090	6,3%
ERROS		Erro quadrático	17,80%	Erro quadrático	0,35%	Erro quadrático	11,44%

Tabela C21, Simulações com fluxo de calor de 4 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 750 $\text{W,m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI D2) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO

Termopar	R216 Seco	SIM 4/350 Seco	Erro %	SIM 4/500 Seco	Erro %	SIM 4/750 Seco	Erro %
0	34,7226	41,0620	-18,3%	38,6410	-11,3%	34,9470	-0,6%
1	35,3244	41,3560	-17,1%	38,3470	-8,6%	35,4530	-0,4%
2	35,9192	40,8670	-13,8%	37,9190	-5,6%	35,1680	2,1%
3	37,5762	41,2030	-9,7%	38,0050	-1,1%	35,1560	6,4%
4	43,5341	52,6860	-21,0%	47,1430	-8,3%	41,9530	3,6%
ERROS		Erro quadrático	35,68%	Erro quadrático	15,58%	Erro quadrático	4,99%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 4/350 Seco	Erro %	SIM 4/500 Seco	Erro %	SIM 4/750 Seco	Erro %
0	39,4875	41,0620	-4,0%	38,6410	2,1%	34,9470	11,5%
1	36,2154	41,3560	-14,2%	38,3470	-5,9%	35,4530	2,1%
2	37,6726	40,8670	-8,5%	37,9190	-0,7%	35,1680	6,6%
3	39,8131	41,2030	-3,5%	38,0050	4,5%	35,1560	11,7%
4	48,5452	52,6860	-8,5%	47,1430	2,9%	41,9530	13,6%
ERROS		Erro quadrático	17,30%	Erro quadrático	1,36%	Erro quadrático	20,36%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 4/350 Seco	Erro %	SIM 4/500 Seco	Erro %	SIM 4/750 Seco	Erro %
0	37,1845	41,0620	-10,4%	38,6410	-3,9%	34,9470	6,0%
1	37,2109	41,3560	-11,1%	38,3470	-3,1%	35,4530	4,7%
2	36,2465	40,8670	-12,7%	37,9190	-4,6%	35,1680	3,0%
3	36,5138	41,2030	-12,8%	38,0050	-4,1%	35,1560	3,7%
4	42,3625	52,6860	-24,4%	47,1430	-11,3%	41,9530	1,0%
ERROS		Erro quadrático	31,99%	Erro quadrático	12,05%	Erro quadrático	8,23%

Tabela C22, Simulações com fluxo de calor de 4,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 350 a 750 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – SEM SISTEMA DE RESFRIAMENTO

Termopar	R216 Seco	SIM 4,5/350 Seco	Erro %	SIM 4,5/500 Seco	Erro %	SIM 4,5/750 Seco	Erro %
0	34,7226	41,4407	-19,3%	40,4707	-16,6%	37,4407	-7,8%
1	35,3244	41,9829	-18,8%	40,1409	-13,6%	36,8850	-4,4%
2	35,9192	41,3568	-15,1%	39,6586	-10,4%	36,5635	-1,8%
3	37,5762	41,8154	-11,3%	39,7555	-5,8%	36,5501	2,7%
4	43,5341	54,1042	-24,3%	50,0364	-14,9%	44,1967	-1,5%
ERROS		Erro quadrático	39,76%	Erro quadrático	27,43%	Erro quadrático	5,74%
Termopar	WXK15 Seco	SIM 4,5/350 Seco	Erro %	SIM 4,5/500 Seco	Erro %	SIM 4,5/750 Seco	Erro %
0	39,4875	41,4407	-4,9%	40,4707	-2,5%	37,4407	5,2%
1	36,2154	41,9829	-15,9%	40,1409	-10,8%	36,8850	-1,8%
2	37,6726	41,3568	-9,8%	39,6586	-5,3%	36,5635	2,9%
3	39,8131	41,8154	-5,0%	39,7555	0,1%	36,5501	8,2%
4	48,5452	54,1042	-11,5%	50,0364	-3,1%	44,1967	9,0%
ERROS		Erro quadrático	21,08%	Erro quadrático	9,63%	Erro quadrático	10,48%
Termopar	WCB80 Seco	SIM 4,5/350 Seco	Erro %	SIM 4,5/500 Seco	Erro %	SIM 4,5/750 Seco	Erro %
0	37,1845	41,4407	-11,4%	40,4707	-8,8%	37,4407	-0,7%
1	37,2109	41,9829	-12,8%	40,1409	-7,9%	36,8850	0,9%
2	36,2465	41,3568	-14,1%	39,6586	-9,4%	36,5635	-0,9%
3	36,5138	41,8154	-14,5%	39,7555	-8,9%	36,5501	-0,1%
4	42,3625	54,1042	-27,7%	50,0364	-18,1%	44,1967	-4,3%
ERROS		Erro quadrático	36,05%	Erro quadrático	23,76%	Erro quadrático	2,29%

Tabela C23, Simulações com fluxo de calor de 2 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1500 a 5000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 2/1500 Ar Comp	Erro %	2,0/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2/5000 Ar Comp	Erro %
0	31,7130	29,9746	5,5%	29,7474	6,2%	29,6004	6,7%
1	30,8643	28,7558	6,8%	28,5716	7,4%	28,4840	7,7%
2	30,7383	28,5597	7,1%	28,4204	7,5%	28,3541	7,8%
3	32,5710	28,653	12,0%	28,5024	12,5%	28,4004	12,8%
4	33,7729	30,8335	8,7%	30,7684	8,9%	30,7684	8,9%
ERROS		Erro quadrático	17,95%	Erro quadrático	19,03%	Erro quadrático	19,60%
Termopar	WVK15 Ar Comp	SIM 2/1500 Ar Comp	Erro %	2,0/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2/5000 Ar Comp	Erro %
0	31,6130	29,9746	5,2%	29,7474	5,9%	29,6004	6,4%
1	31,8643	28,7558	9,8%	28,5716	10,3%	28,4840	10,6%
2	30,6383	28,5597	6,8%	28,4204	7,2%	28,3541	7,5%
3	32,4710	28,653	11,8%	28,5024	12,2%	28,4004	12,5%
4	33,6729	30,8335	8,4%	30,7684	8,6%	30,7684	8,6%
ERROS		Erro quadrático	18,74%	Erro quadrático	19,82%	Erro quadrático	20,39%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 2/1500 Ar Comp	Erro %	2,0/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2/5000 Ar Comp	Erro %
0	28,3103	29,9746	-5,9%	29,7474	-5,1%	29,6004	-4,6%
1	29,0436	28,7558	1,0%	28,5716	1,6%	28,4840	1,9%
2	28,6261	28,5597	0,2%	28,4204	0,7%	28,3541	1,0%
3	29,2263	28,653	2,0%	28,5024	2,5%	28,4004	2,8%
4	28,9587	30,8335	-6,5%	30,7684	-6,2%	30,7684	-6,2%
ERROS		Erro quadrático	4,10%	Erro quadrático	2,91%	Erro quadrático	2,28%

Tabela C24, Simulações com fluxo de calor de 2,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1500 a 7000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 2,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	31,7130	31,9643	-0,8%	29,2851	7,7%	31,4682	0,8%	31,0004	2,2%
1	30,8643	30,3155	1,8%	28,2925	8,3%	29,9448	3,0%	29,6005	4,1%
2	30,7383	30,1301	2,0%	28,1566	8,4%	29,6996	3,4%	29,4426	4,2%
3	32,5710	30,1723	7,4%	28,2159	13,4%	29,8162	8,5%	29,5006	9,4%
4	33,7729	32,6835	3,2%	30,6684	9,2%	32,5419	3,6%	32,4605	3,9%
ERROS		Erro quadrático	6,06%	Erro quadrático	21,00%	Erro quadrático	8,60%	Erro quadrático	10,67%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 2,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	31,6130	31,9643	-1,1%	29,2851	7,4%	31,4682	0,5%	31,0004	1,9%
1	31,8643	30,3155	4,9%	28,2925	11,2%	29,9448	6,0%	29,6005	7,1%
2	30,6383	30,1301	1,7%	28,1566	8,1%	29,6996	3,1%	29,4426	3,9%
3	32,4710	30,1723	7,1%	28,2159	13,1%	29,8162	8,2%	29,5006	9,1%
4	33,6729	32,6835	2,9%	30,6684	8,9%	32,5419	3,4%	32,4605	3,6%
ERROS		Erro quadrático	6,90%	Erro quadrático	21,78%	Erro quadrático	9,43%	Erro quadrático	11,49%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 2,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 2,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	28,3103	31,9643	-12,9%	29,2851	-3,4%	31,4682	-11,2%	31,0004	-9,5%
1	29,0436	30,3155	-4,4%	28,2925	2,6%	29,9448	-3,1%	29,6005	-1,9%
2	28,6261	30,1301	-5,3%	28,1566	1,6%	29,6996	-3,8%	29,4426	-2,9%
3	29,2263	30,1723	-3,2%	28,2159	3,5%	29,8162	-2,0%	29,5006	-0,9%
4	28,9587	32,6835	-12,9%	30,6684	-5,9%	32,5419	-12,4%	32,4605	-12,1%
ERROS		Erro quadrático	17,28%	Erro quadrático	0,74%	Erro quadrático	14,49%	Erro quadrático	12,21%

Tabela C25, Simulações com fluxo de calor de 3 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1500 a 7000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 3/1500 Seco	Erro %	SIM 3/2500 Seco	Erro %	SIM 3/5000 Seco	Erro %	SIM 3/7000 Seco	Erro %
0	31,7130	33,8317	-6,7%	33,2540	-4,9%	31,6460	0,2%	31,4999	0,7%
1	30,8643	31,8050	-3,0%	31,3531	-1,6%	30,2577	2,0%	30,1508	2,3%
2	30,7383	31,2624	-1,7%	31,0546	-1,0%	30,0482	2,2%	29,9562	2,5%
3	32,5710	31,5787	3,0%	31,2915	3,9%	30,1385	7,5%	30,0338	7,8%
4	33,7729	34,8312	-3,1%	34,4706	-2,1%	33,8269	-0,2%	33,8269	-0,2%
ERROS		Erro quadrático	5,15%	Erro quadrático	2,51%	Erro quadrático	5,25%	Erro quadrático	5,88%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 3/1500 Seco	Erro %	SIM 3/2500 Erro quadrático	Erro %	SIM 3/5000 Seco	Erro %	SIM 3/7000 Seco	Erro %
0	31,6130	33,8317	-7,0%	33,2540	-5,2%	31,6460	-0,1%	31,4999	0,4%
1	31,8643	31,8050	0,2%	31,3531	1,6%	30,2577	5,0%	30,1508	5,4%
2	30,6383	31,2624	-2,0%	31,0546	-1,4%	30,0482	1,9%	29,9562	2,2%
3	32,4710	31,5787	2,7%	31,2915	3,6%	30,1385	7,2%	30,0338	7,5%
4	33,6729	34,8312	-3,4%	34,4706	-2,4%	33,8269	-0,5%	33,8269	-0,5%
ERROS		Erro quadrático	4,28%	Erro quadrático	1,65%	Erro quadrático	6,08%	Erro quadrático	6,71%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 3/1500 Seco	Erro %	SIM 3/2500 Seco	Erro %	SIM 3/5000 Seco	Erro %	SIM 3/7000 Seco	Erro %
0	28,3103	33,8317	-19,5%	33,2540	-17,5%	31,6460	-11,8%	31,4999	-11,3%
1	29,0436	31,8050	-9,5%	31,3531	-8,0%	30,2577	-4,2%	30,1508	-3,8%
2	28,6261	31,2624	-9,2%	31,0546	-8,5%	30,0482	-5,0%	29,9562	-4,6%
3	29,2263	31,5787	-8,0%	31,2915	-7,1%	30,1385	-3,1%	30,0338	-2,8%
4	28,9587	34,8312	-20,3%	34,4706	-19,0%	33,8269	-16,8%	33,8269	-16,8%
ERROS		Erro quadrático	29,76%	Erro quadrático	26,83%	Erro quadrático	18,27%	Erro quadrático	17,58%

Tabela C26, Simulações com fluxo de calor de 3,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1500 a 7000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 3,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	31,7130	34,4555	-8,6%	34,7963	-9,7%	34,0580	-7,4%	33,8006	-6,6%
1	30,8643	32,3227	-4,7%	32,5786	-5,6%	32,0004	-3,7%	31,8470	-3,2%
2	30,7383	31,9794	-4,0%	32,2304	-4,9%	31,7357	-3,2%	31,6197	-2,9%
3	32,5710	32,1427	1,3%	32,5068	0,2%	31,8793	2,1%	31,7008	2,7%
4	33,7729	35,9587	-6,5%	32,2157	4,6%	35,8448	-6,1%	35,8448	-6,1%
ERROS		Erro quadrático	10,09%	Erro quadrático	6,85%	Erro quadrático	8,20%	Erro quadrático	7,20%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 3,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	31,6130	34,4555	-9,0%	34,7963	-10,1%	34,0580	-7,7%	33,8006	-6,9%
1	31,8643	32,3227	-1,4%	32,5786	-2,2%	32,0004	-0,4%	31,8470	0,1%
2	30,6383	31,9794	-4,4%	32,2304	-5,2%	31,7357	-3,6%	31,6197	-3,2%
3	32,4710	32,1427	1,0%	32,5068	-0,1%	31,8793	1,8%	31,7008	2,4%
4	33,6729	35,9587	-6,8%	32,2157	4,3%	35,8448	-6,4%	35,8448	-6,4%
ERROS		Erro quadrático	9,21%	Erro quadrático	5,94%	Erro quadrático	7,32%	Erro quadrático	6,33%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 3,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/5000 Ar Comp	Erro %	SIM 3,5/7000 Ar Comp	Erro %
0	28,3103	34,4555	-21,7%	34,7963	-22,9%	34,0580	-20,3%	33,8006	-19,4%
1	29,0436	32,3227	-11,3%	32,5786	-12,2%	32,0004	-10,2%	31,8470	-9,7%
2	28,6261	31,9794	-11,7%	32,2304	-12,6%	31,7357	-10,9%	31,6197	-10,5%
3	29,2263	32,1427	-10,0%	32,5068	-11,2%	31,8793	-9,1%	31,7008	-8,5%
4	28,9587	35,9587	-24,2%	32,2157	-11,2%	35,8448	-23,8%	35,8448	-23,8%
ERROS		Erro quadrático	35,27%	Erro quadrático	31,37%	Erro quadrático	33,18%	Erro quadrático	32,09%

Tabela C27, Simulações com fluxo de calor de 4 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 5000 $\text{W},\text{m}^{-2},^{\circ}\text{C}^{-1}$ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO.

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 4/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/5000 Ar Comp	Erro %
0	31,7130	33,3398	-5,1%	34,5702	-9,0%	35,2007	-11,0%	34,3438	-8,3%
1	30,8643	32,2010	-4,3%	32,5850	-5,6%	32,9679	-6,8%	32,4450	-5,1%
2	30,7383	31,9416	-3,9%	32,3133	-5,1%	32,7082	-6,4%	32,1855	-4,7%
3	32,5710	32,0451	1,6%	32,4318	0,4%	32,8009	-0,7%	32,2868	0,9%
4	33,7729	37,1025	-9,9%	37,3369	-10,6%	37,5369	-11,1%	37,1025	-9,9%
ERROS		Erro quadrático	9,7%	Erro quadrático	13,3%	Erro quadrático	16,1%	Erro quadrático	12,1%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 4/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/5000 Ar Comp	Erro %
0	31,6130	33,3398	-5,5%	34,5702	-9,4%	35,2007	-11,3%	34,3438	-8,6%
1	31,8643	32,2010	-1,1%	32,5850	-2,3%	32,9679	-3,5%	32,4450	-1,8%
2	30,6383	31,9416	-4,3%	32,3133	-5,5%	32,7082	-6,8%	32,1855	-5,0%
3	32,4710	32,0451	1,3%	32,4318	0,1%	32,8009	-1,0%	32,2868	0,6%
4	33,6729	37,1025	-10,2%	37,3369	-10,9%	37,5369	-11,5%	37,1025	-10,2%
ERROS		Erro quadrático	8,8%	Erro quadrático	12,5%	Erro quadrático	15,2%	Erro quadrático	11,2%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 4/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4/5000 Ar Comp	Erro %
0	28,3103	33,3398	-17,8%	34,5702	-22,1%	35,2007	-24,3%	34,3438	-21,3%
1	29,0436	32,2010	-10,9%	32,5850	-12,2%	32,9679	-13,5%	32,4450	-11,7%
2	28,6261	31,9416	-11,6%	32,3133	-12,9%	32,7082	-14,3%	32,1855	-12,4%
3	29,2263	32,0451	-9,6%	32,4318	-11,0%	32,8009	-12,2%	32,2868	-10,5%
4	28,9587	37,1025	-28,1%	37,3369	-28,9%	37,5369	-29,6%	37,1025	-28,1%
ERROS		Erro quadrático	34,9%	Erro quadrático	38,9%	Erro quadrático	42,0%	Erro quadrático	37,6%

Tabela C28, Simulações com fluxo de calor de 4 ,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 5000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR COMPRIMIDO

Termopar	R216 Ar Comp	SIM 4,5/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/5000 Ar Comp	Erro %
0	31,7130	36,6008	-15,4%	35,8915	-13,2%	35,4690	-11,8%	35,2498	-11,2%
1	30,8643	34,0889	-10,4%	33,6581	-9,1%	33,3865	-8,2%	33,2262	-7,7%
2	30,7383	33,7967	-9,9%	33,3325	-8,4%	33,0723	-7,6%	32,9343	-7,1%
3	32,5710	33,9010	-4,1%	33,4858	-2,8%	33,2078	-2,0%	33,0508	-1,5%
4	33,7729	39,2290	-16,2%	39,0040	-15,5%	33,7403	0,1%	38,7403	-14,7%
ERROS		Erro quadrático	25,1%	Erro quadrático	21,9%	Erro quadrático	13,2%	Erro quadrático	18,8%
Termopar	WXK15 Ar Comp	SIM 4,5/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/5000 Ar Comp	Erro %
0	31,6130	36,6008	-15,8%	35,8915	-13,5%	35,4690	-12,2%	35,2498	-11,5%
1	31,8643	34,0889	-7,0%	33,6581	-5,6%	33,3865	-4,8%	33,2262	-4,3%
2	30,6383	33,7967	-10,3%	33,3325	-8,8%	33,0723	-7,9%	32,9343	-7,5%
3	32,4710	33,9010	-4,4%	33,4858	-3,1%	33,2078	-2,3%	33,0508	-1,8%
4	33,6729	39,2290	-16,5%	39,0040	-15,8%	33,7403	-0,2%	38,7403	-15,0%
ERROS		Erro quadrático	24,1%	Erro quadrático	21,0%	Erro quadrático	12,2%	Erro quadrático	17,9%
Termopar	WCB80 Ar Comp	SIM 4,5/1000 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/1500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/2500 Ar Comp	Erro %	SIM 4,5/5000 Ar Comp	Erro %
0	28,3103	36,6008	-29,3%	35,8915	-26,8%	35,4690	-25,3%	35,2498	-24,5%
1	29,0436	34,0889	-17,4%	33,6581	-15,9%	33,3865	-15,0%	33,2262	-14,4%
2	28,6261	33,7967	-18,1%	33,3325	-16,4%	33,0723	-15,5%	32,9343	-15,0%
3	29,2263	33,9010	-16,0%	33,4858	-14,6%	33,2078	-13,6%	33,0508	-13,1%
4	28,9587	39,2290	-35,5%	39,0040	-34,7%	33,7403	-16,5%	38,7403	-33,8%
ERROS		Erro quadrático	52,0%	Erro quadrático	48,5%	Erro quadrático	38,4%	Erro quadrático	45,1%

Tabela C29, Simulações com fluxo de calor de 1 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 80000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 1/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1/80000 ARGEL	Erro %
0	26,7977	24,2942	9,3%	24,5322	8,5%	24,2942	9,3%	24,1588	9,8%	24,0677	10,2%	24,0431	10,3%
1	24,8541	24,3080	2,2%	24,5102	1,4%	24,3080	2,2%	24,1788	2,7%	24,0821	3,1%	24,0538	3,2%
2	24,5799	24,3138	1,1%	24,5177	0,3%	24,3138	1,1%	24,1827	1,6%	24,0840	2,0%	24,0551	2,1%
3	24,0000	24,3074	-1,3%	24,5091	-2,1%	24,3074	-1,3%	24,1785	-0,7%	24,0820	-0,3%	24,0537	-0,2%
4	26,5075	24,3505	8,1%	24,6175	7,1%	24,3505	8,1%	24,1942	8,7%	24,0855	9,1%	24,0547	9,3%
ERROS		Erro quadrático	8,71%	Erro quadrático	6,75%	Erro quadrático	8,71%	Erro quadrático	9,91%	Erro quadrático	10,78%	Erro quadrático	11,03%
Termopar	WVK15 ARGEL	SIM 1/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1/80000 ARGEL	Erro %
0	26,2255	24,2942	7,4%	24,5322	6,5%	24,2942	7,4%	24,1588	7,9%	24,0677	8,2%	24,0431	8,3%
1	25,7322	24,3080	5,5%	24,5102	4,7%	24,3080	5,5%	24,1788	6,0%	24,0821	6,4%	24,0538	6,5%
2	25,8241	24,3138	5,8%	24,5177	5,1%	24,3138	5,8%	24,1827	6,4%	24,0840	6,7%	24,0551	6,9%
3	26,3984	24,3074	7,9%	24,5091	7,2%	24,3074	7,9%	24,1785	8,4%	24,0820	8,8%	24,0537	8,9%
4	28,8471	24,3505	15,6%	24,6175	14,7%	24,3505	15,6%	24,1942	16,1%	24,0855	16,5%	24,0547	16,6%
ERROS		Erro quadrático	18,90%	Erro quadrático	17,03%	Erro quadrático	18,90%	Erro quadrático	20,04%	Erro quadrático	20,87%	Erro quadrático	21,10%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 1/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1/80000 ARGEL	Erro %
0	25,9650	24,2942	6,4%	24,5322	5,5%	24,2942	6,4%	24,1588	7,0%	24,0677	7,3%	24,0431	7,4%
1	28,9799	24,3080	16,1%	24,5102	15,4%	24,3080	16,1%	24,1788	16,6%	24,0821	16,9%	24,0538	17,0%
2	29,1217	24,3138	16,5%	24,5177	15,8%	24,3138	16,5%	24,1827	17,0%	24,0840	17,3%	24,0551	17,4%
3	29,7474	24,3074	18,3%	24,5091	17,6%	24,3074	18,3%	24,1785	18,7%	24,0820	19,0%	24,0537	19,1%
4	29,8050	24,3505	18,3%	24,6175	17,4%	24,3505	18,3%	24,1942	18,8%	24,0855	19,2%	24,0547	19,3%
ERROS		Erro quadrático	33,83%	Erro quadrático	32,09%	Erro quadrático	33,83%	Erro quadrático	34,90%	Erro quadrático	35,66%	Erro quadrático	35,88%

Tabela C30, Simulações com fluxo de calor de 1,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 80000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 1,5/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/80000 ARGEL	Erro %
0	26,7977	26,7249	0,3%	24,7983	7,5%	24,4413	8,8%	24,2381	9,6%	28,2003	-5,2%	24,0646	10,2%
1	24,8541	26,1845	-5,4%	24,7682	0,3%	24,4621	1,6%	24,2682	2,4%	27,3630	-10,1%	24,0806	3,1%
2	24,5799	26,1179	-6,3%	24,7766	-0,8%	24,4707	0,4%	24,7400	-0,7%	27,2656	-10,9%	24,0606	2,1%
3	24,0000	26,1727	-9,1%	24,7637	-3,2%	24,4612	-1,9%	24,2678	-1,1%	27,3003	-13,8%	24,0806	-0,3%
4	26,5075	27,1518	-2,4%	24,5258	7,5%	24,5258	7,5%	24,2912	8,4%	29,0763	-9,7%	24,0820	9,2%
ERROS		Erro quadrático	10,21%	Erro quadrático	5,05%	Erro quadrático	7,32%	Erro quadrático	8,27%	Erro quadrático	22,23%	Erro quadrático	10,84%
Termopar	WVK15 ARGEL	SIM 1,5/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/80000 ARGEL	Erro %
0	26,2255	24,7983	5,4%	24,7983	5,4%	24,4413	6,8%	24,2381	7,6%	28,2003	-7,5%	24,0646	8,2%
1	25,7322	24,7682	3,7%	24,7682	3,7%	24,4621	4,9%	24,2682	5,7%	27,3630	-6,3%	24,0806	6,4%
2	25,8241	24,7766	4,1%	24,7766	4,1%	24,4707	5,2%	24,7400	4,2%	27,2656	-5,6%	24,0606	6,8%
3	26,3984	24,7637	6,2%	24,7637	6,2%	24,4612	7,3%	24,2678	8,1%	27,3003	-3,4%	24,0806	8,8%
4	28,8471	24,5258	15,0%	24,5258	15,0%	24,5258	15,0%	24,2912	15,8%	29,0763	-0,8%	24,0820	16,5%
ERROS		Erro quadrático	15,39%	Erro quadrático	15,39%	Erro quadrático	17,57%	Erro quadrático	18,48%	Erro quadrático	10,6%	Erro quadrático	20,92%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 1,5/1000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/50000 ARGEL	Erro %	SIM 1,5/80000 ARGEL	Erro %
0	25,9650	24,7983	4,5%	24,7983	4,5%	24,4413	5,9%	24,2381	6,7%	28,2003	-8,6%	24,0646	7,3%
1	28,9799	24,7682	14,5%	24,7682	14,5%	24,4621	15,6%	24,2682	16,3%	27,3630	5,6%	24,0806	16,9%
2	29,1217	24,7766	14,9%	24,7766	14,9%	24,4707	16,0%	24,7400	15,0%	27,2656	6,4%	24,0606	17,4%
3	29,7474	24,7637	16,8%	24,7637	16,8%	24,4612	17,8%	24,2678	18,4%	27,3003	8,2%	24,0806	19,0%
4	29,8050	24,5258	17,7%	24,5258	17,7%	24,5258	17,7%	24,2912	18,5%	29,0763	2,4%	24,0820	19,2%
ERROS		Erro quadrático	30,60%	Erro quadrático	30,60%	Erro quadrático	32,61%	Erro quadrático	33,49%	Erro quadrático	6,27%	Erro quadrático	35,71%

Tabela C31, Simulações com fluxo de calor de 2 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 80000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 2/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2/50000 ARGEL	Erro %	SIM 2/80000 ARGEL	Erro %
0	26,7977	27,6333	-3,1%	25,0644	6,5%	24,5884	8,2%	24,3969	9,0%	24,1354	9,9%	24,0862	10,1%
1	24,8541	26,9126	-8,3%	25,0203	-0,7%	24,6161	1,0%	24,4470	1,6%	24,1642	2,8%	24,1075	3,0%
2	24,5799	26,9039	-9,5%	25,0355	-1,9%	24,6277	-0,2%	24,4567	0,5%	24,1681	1,7%	24,1102	1,9%
3	24,0000	26,8969	-12,1%	25,0182	-4,2%	24,6149	-2,6%	24,4464	-1,9%	24,164	-0,7%	24,1074	-0,4%
4	26,5075	28,2024	-6,4%	25,235	4,8%	24,7010	6,8%	24,4854	7,6%	24,1701	8,8%	24,1093	9,0%
ERROS		Erro quadrático	17,58%	Erro quadrático	2,01%	Erro quadrático	5,93%	Erro quadrático	7,54%	Erro quadrático	10,07%	Erro quadrático	10,57%
Termopar	WVK15 ARGEL	SIM 2/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2/50000 ARGEL	Erro %	SIM 2/80000 ARGEL	Erro %
0	26,2255	27,6333	-5,4%	25,0644	4,4%	24,5884	6,2%	24,3969	7,0%	24,1354	8,0%	24,0862	8,2%
1	25,7322	26,9126	-4,6%	25,0203	2,8%	24,6161	4,3%	24,4470	5,0%	24,1642	6,1%	24,1075	6,3%
2	25,8241	26,9039	-4,2%	25,0355	3,1%	24,6277	4,6%	24,4567	5,3%	24,1681	6,4%	24,1102	6,6%
3	26,3984	26,8969	-1,9%	25,0182	5,2%	24,6149	6,8%	24,4464	7,4%	24,164	8,5%	24,1074	8,7%
4	28,8471	28,2024	2,2%	25,235	12,5%	24,7010	14,4%	24,4854	15,1%	24,1701	16,2%	24,1093	16,4%
ERROS		Erro quadrático	6,17%	Erro quadrático	12,52%	Erro quadrático	16,25%	Erro quadrático	17,79%	Erro quadrático	20,19%	Erro quadrático	20,67%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 2/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2/50000 ARGEL	Erro %	SIM 2/80000 ARGEL	Erro %
0	25,9650	27,6333	-6,4%	25,0644	3,5%	24,5884	5,3%	24,3969	6,0%	24,1354	7,0%	24,0862	7,2%
1	28,9799	26,9126	7,1%	25,0203	13,7%	24,6161	15,1%	24,4470	15,6%	24,1642	16,6%	24,1075	16,8%
2	29,1217	26,9039	7,6%	25,0355	14,0%	24,6277	15,4%	24,4567	16,0%	24,1681	17,0%	24,1102	17,2%
3	29,7474	26,8969	9,6%	25,0182	15,9%	24,6149	17,3%	24,4464	17,8%	24,164	18,8%	24,1074	19,0%
4	29,8050	28,2024	5,4%	25,235	15,3%	24,7010	17,1%	24,4854	17,8%	24,1701	18,9%	24,1093	19,1%
ERROS		Erro quadrático	10,41%	Erro quadrático	27,90%	Erro quadrático	31,38%	Erro quadrático	32,81%	Erro quadrático	35,04%	Erro quadrático	35,48%

Tabela C32, Simulações com fluxo de calor de 2,5 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 80000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 2,5/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/50000 ARGEL	Erro %
0	26,7977	28,5416	-6,5%	24,3175	9,3%	24,7356	7,7%	25,3305	5,5%	31,0004	-15,7%
1	24,8541	27,6408	-11,2%	24,3576	2,0%	24,7701	0,3%	25,2754	-1,7%	29,6005	-19,1%
2	24,5799	27,6299	-12,4%	24,3653	0,9%	24,1846	1,6%	25,2944	-2,9%	29,4426	-19,8%
3	24,0000	27,6211	-15,1%	24,3571	-1,5%	24,7686	-3,2%	25,2728	-5,3%	29,5006	-22,9%
4	26,5075	29,2531	-10,4%	34,3883	-29,7%	24,8763	6,2%	25,5437	3,6%	32,4605	-22,5%
ERROS		Erro quadrático	24,85%	Erro quadrático	8,54%	Erro quadrático	5,63%	Erro quadrático	0,36%	Erro quadrático	44,69%
Termopar	WVK15 ARGEL	SIM 2,5/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/50000 ARGEL	Erro %
0	26,2255	28,5416	-8,8%	25,3305	3,4%	24,7356	5,7%	24,3175	7,3%	31,0004	-18,2%
1	25,7322	27,6408	-7,4%	25,2754	1,8%	24,7701	3,7%	24,3576	5,3%	29,6005	-15,0%
2	25,8241	27,6299	-7,0%	25,2944	2,1%	24,1846	6,3%	24,3653	5,6%	29,4426	-14,0%
3	26,3984	27,6211	-4,6%	25,2728	4,3%	24,7686	6,2%	24,3571	7,7%	29,5006	-11,8%
4	28,8471	29,2531	-1,4%	25,5437	11,5%	24,8763	13,8%	34,3883	-19,2%	32,4605	-12,5%
ERROS		Erro quadrático	13,09%	Erro quadrático	10,27%	Erro quadrático	15,97%	Erro quadrático	3,04%	Erro quadrático	31,99%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 2,5/1000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/5000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/10000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/20000 ARGEL	Erro %	SIM 2,5/50000 ARGEL	Erro %
0	25,9650	28,5416	-9,9%	24,3175	6,3%	24,7356	4,7%	25,3305	2,4%	31,0004	-19,4%
1	28,9799	27,6408	4,6%	24,3576	16,0%	24,7701	14,5%	25,2754	12,8%	29,6005	-2,1%
2	29,1217	27,6299	5,1%	24,3653	16,3%	24,1846	17,0%	25,2944	13,1%	29,4426	-1,1%
3	29,7474	27,6211	7,1%	24,3571	18,1%	24,7686	16,7%	25,2728	15,0%	29,5006	0,8%
4	29,8050	29,2531	1,9%	34,3883	-15,4%	24,8763	16,5%	25,5437	14,3%	32,4605	-8,9%
ERROS		Erro quadrático	3,94%	Erro quadrático	18,50%	Erro quadrático	31,08%	Erro quadrático	25,81%	Erro quadrático	13,74%

Tabela C33, Simulações com fluxo de calor de 3 Joules e coeficiente de convecção na faixa de 1000 a 50000 W,m⁻²,°C⁻¹ (AISI D2) – COM SISTEMA DE AR GELADO

Termopar	R216 ARGEL	SIM 3/1000 ARGEL	Erro %	SIM 3/5000 ARGEL	Erro %	SIM 3/10000 ARGEL	Erro %	SIM 3/20000 ARGEL	Erro %	SIM 3/50000 ARGEL	Erro %
0	26,7977	28,8031	-7,5%	25,5966	4,5%	24,8827	7,1%	24,4763	8,7%	32,4005	-20,9%
1	24,8541	27,9506	-12,5%	25,5306	-2,7%	24,9241	-0,3%	24,5364	1,3%	30,7260	-23,6%
2	24,5799	27,9221	-13,6%	25,5532	-4,0%	24,9415	-1,5%	24,5480	0,1%	30,5312	-24,2%
3	24,0000	27,9254	-16,4%	25,5273	-6,4%	24,9223	-3,8%	24,5356	-2,2%	30,6007	-27,5%
4	26,5075	30,0624	-13,4%	25,8524	2,5%	25,0515	5,5%	24,5825	7,3%	34,1526	-28,8%
ERROS		Erro quadrático	28,31%	Erro quadrático	2,72%	Erro quadrático	3,15%	Erro quadrático	6,75%	Erro quadrático	55,94%
Termopar	WXX15 ARGEL	SIM 3/1000 ARGEL	Erro %	SIM 3/5000 ARGEL	Erro %	SIM 3/10000 ARGEL	Erro %	SIM 3/20000 ARGEL	Erro %	SIM 3/50000 ARGEL	Erro %
0	26,2255	28,8031	-9,8%	25,5966	2,4%	24,8827	5,1%	24,4763	6,7%	32,4005	-23,5%
1	25,7322	27,9506	-8,6%	25,5306	0,8%	24,9241	3,1%	24,5364	4,6%	30,7260	-19,4%
2	25,8241	27,9221	-8,1%	25,5532	1,0%	24,9415	3,4%	24,5480	4,9%	30,5312	-18,2%
3	26,3984	27,9254	-5,8%	25,5273	3,3%	24,9223	5,6%	24,5356	7,1%	30,6007	-15,9%
4	28,8471	30,0624	-4,2%	25,8524	10,4%	25,0515	13,2%	24,5825	14,8%	34,1526	-18,4%
ERROS		Erro quadrático	16,36%	Erro quadrático	8,01%	Erro quadrático	13,61%	Erro quadrático	17,04%	Erro quadrático	42,70%
Termopar	WCB80 ARGEL	SIM 3/1000 ARGEL	Erro %	SIM 3/5000 ARGEL	Erro %	SIM 3/10000 ARGEL	Erro %	SIM 3/20000 ARGEL	Erro %	SIM 3/50000 ARGEL	Erro %
0	25,9650	28,8031	-10,9%	25,5966	1,4%	24,8827	4,2%	24,4763	5,7%	32,4005	-24,8%
1	28,9799	27,9506	3,6%	25,5306	11,9%	24,9241	14,0%	24,5364	15,3%	30,7260	-6,0%
2	29,1217	27,9221	4,1%	25,5532	12,3%	24,9415	14,4%	24,5480	15,7%	30,5312	-4,8%
3	29,7474	27,9254	6,1%	25,5273	14,2%	24,9223	16,2%	24,5356	17,5%	30,6007	-2,9%
4	29,8050	30,0624	-0,9%	25,8524	13,3%	25,0515	15,9%	24,5825	17,5%	34,1526	-14,6%
ERROS		Erro quadrático	0,90%	Erro quadrático	23,71%	Erro quadrático	28,93%	Erro quadrático	32,12%	Erro quadrático	23,75%

Apêndice D – Gráficos de deformação dos corpos de prova

O apêndice D mostra todos os gráficos de deformação dos dois materiais usinados AISI H13 e AISI D2 com as três ferramentas R216.42-16030-AK32G, F1827R.Z16.Z2.08 WXK15 e F1827R.Z16.Z2.08 WCB80 e com a utilização dos dois sistemas de resfriamento alternativos ao fresamento sem refrigeração, ar comprimido e ar gelado,

Figura D 1. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 sem sistema de resfriamento (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura D 2. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar comprimido (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura D 3. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar gelado (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura D 4. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 sem sistema de resfriamento (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15)

Figura D 5. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15)

Figura D 6. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar gelado (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15),

Figura D 7. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 sem sistema de resfriamento (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80),

Figura D 8. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80),

Figura D 9. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI H13 com sistema de ar gelado (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Figura D 10. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 sem sistema de resfriamento (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura D 11. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 com sistema de ar comprimido (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura D 12. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 com sistema de ar gelado (ferramenta R216.42-16030-AK32G)

Figura D 13. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 sem sistema de resfriamento (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15)

Figura D 14. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 com sistema de ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15)

Figura D 15. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 com sistema de ar gelado (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WXK15)

Figura D 16. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 sem sistema de resfriamento (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Figura D 17. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 com sistema de ar comprimido (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Figura D 18. Gráfico do perfil do corpo de prova após ensaio de usinagem do aço AISI D2 com sistema de ar gelado (ferramenta F1827R.Z16.Z2.08 WCB80)

Apêndice E – Tratamento estatístico dos dados

O Apêndice E mostra os resultados do tratamento estatístico de todos os experimentos realizados com as ferramentas R216.42-16030-AK32G, F1827R.Z16.Z2.08 WXK15 e F1827R.Z16.Z2.08 WCB80, A montagem dos dados para o tratamento estatístico seguiu a orientação das Tabela E 1, Tabela E 2 e Tabela E 3, A Tabela E 1 mostra o quadro padrão utilizado para a distribuição e montagem dos dados para um experimento fatorial com 2 fatores, A Tabela E 2 mostra o resumo da formulação utilizada e a Tabela E 3 mostra o quadro ANOVA,

Tabela E 1, Dados para um experimento fatorial com 2 fatores,

Tratamento B (j)	Tratamento A (i)					T(j)	Y(j)	T ² (j)	Q(j)
	1	2	3	„	a				
1	Y ₁₁	Y ₂₁	Y ₃₁	„	Y _{a1}	T _(j=1)	Y _(j=1)	T ² _(j=1)	Q _(j=1)
2	Y ₁₂	Y ₂₂	Y ₃₂	„	Y _{a2}	T _(j=2)	Y _(j=2)	T ² _(j=2)	Q _(j=2)
3	Y ₁₃	Y ₂₃	Y ₃₃	„	Y _{a3}	T _(j=3)	Y _(j=3)	T ² _(j=3)	Q _(j=3)
,	,	,	,	,	,	,	,	,	,
b	Y _{1b}	Y _{2b}	Y _{3b}	„	Y _{ab}	T _(j=b)	Y _(j=b)	T ² _(j=b)	Q _(j=b)
T(i)	T _(i=1)	T _(i=2)	T _(i=3)	„	T _(i=a)	T=ΣT _i T=ΣT _j			
Y(i)	Y _(i=1)	Y _(i=2)	Y _(i=3)	„	Y _(i=a)				
T ² (i)	T ² _(i=1)	T ² _(i=2)	T ² _(i=3)	„	T ² _(i=a)			T=ΣT ² _i T=ΣT ² _j	
Q(i)	Q _(i=1)	Q _(i=2)	Q _(i=3)	„	Q _(i=a)				Q=ΣQ _i Q=ΣQ _j

Tabela E 2, Resumo da formulação utilizada,

$S_C^2 = \frac{SQC}{a-1}$	$SQC = \frac{\sum_{i=1}^b T_i^2}{b} - \frac{T^2}{a.b}$
$S_L^2 = \frac{SQL}{b-1}$	$SQL = \frac{\sum_{j=1}^a T_j^2}{a} - \frac{T^2}{a.b}$
$S_R^2 = \frac{SQR}{(a-b)(b-1)}$	$SQR = SQT - SQC - SQL$
$S_T^2 = \frac{AQC}{a.b-1}$	$SQT = Q - \frac{T^2}{a.b}$

Tabela E 3. Quadro ANOVA.

Fonte de variação	Soma dos Quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F_{CALC}	F_{CALC}
Entre colunas	SQC	(a - 1)	$S_C^2 = \frac{SQC}{a-1}$	$F_{\text{CALC}}^C = \frac{S_C^2}{S_R^2}$	$F_{\text{TAB}}^C = [(a-1); (a-1)(b-1); \alpha]$
Entre linhas	SQL	(b - 1)	$S_L^2 = \frac{SQL}{b-1}$	$F_{\text{CALC}}^L = \frac{S_L^2}{S_R^2}$	$F_{\text{TAB}}^L = [(b-1); (a-1)(b-1); \alpha]$
Residual	SQR	(a-1).(b-1)	$S_R^2 = \frac{SQR}{(a-b)(b-1)}$		
Total	SQT	a.b - 1			

LEGENDA:

SQC = Somatório dos quadrados entre colunas;

SQL = Somatório dos quadrados entre linhas;

SQR = Somatório dos quadrados residuais;

SQT = Somatório dos quadrados Totais;

A = Fator A – primeiro elemento a ser analisado;

B = Fator B – segundo elemento a ser analisado;

a = número de tratamentos nas colunas;

b = número de tratamento nas linhas;

S = somatório;

F = distribuição F de Snedecor.

Regra de decisãoSe: $F_{\text{CALC}}^C \leq F_{\text{CRIT}}^C$ e $F_{\text{CALC}}^L \leq F_{\text{CRIT}}^L$;Aceita-se H_0

Ou seja, não existe diferença entre os tratamentos;

Se: $F_{\text{CALC}}^C > F_{\text{CRIT}}^C$ ou $F_{\text{CALC}}^L > F_{\text{CRIT}}^L$;Rejeita-se H_0

Ou seja, existe diferença entre os tratamentos;

Tabela E 4. Dados do experimento fatorial com 2 fatores, aço AISI H13 teste a seco.

Ferramentas (j)	Temperatura (i)					T(j)	Y(j)	T2(j)	Q(j)
	T0	T1	T2	T3	T4				
1610	33,22	32,12	33,22	34,65	36,52	169,73	33,95	28808,27	5773,16
W XK15	38,01	40,00	41,09	43,46	48,92	211,48	42,30	44723,79	9015,09
WCB80	29,75	31,61	31,51	32,37	33,03	158,27	31,65	25049,39	5015,93
T(i)	100,98	103,73	105,82	110,48	118,47	539,48			
Y(i)	33,66	34,58	35,27	36,83	39,49		ST2(j)	98581,46	
T2(i)	10196,96	10759,91	11197,87	12205,83	14035,14		ST2(i)	58395,72	
Q(i)	3433,39	3630,89	3784,84	4137,21	4817,86				19804,18

Tabela E 5. ANOVA do experimento com o aço AISI H13, teste a seco.

Quadro ANOVA							
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F calc	F tab	Regra de decisão	
Entre colunas	62,66	4	15,67	46,5662	7,01	Existe diferença	
Entre linhas	313,71	2	156,86	466,269	8,65	Existe diferença	
Residual	25,23	8	0,3364				
Total	401,60	14					

Tabela E 6. Dados do experimento fatorial com 2 fatores, aço AISI D2 teste a seco.

Ferramentas (j)	Temperatura (i)					T(j)	Y(j)	T2(j)	Q(j)
	T0	T1	T2	T3	T4				
1610	34,72	35,32	35,91	37,57	43,53	187,05	37,41	34987,70	7048,87
W XK15	39,48	36,21	37,67	39,81	48,54	201,71	40,34	40686,92	8229,83
WCB80	37,18	37,21	36,24	36,51	42,36	189,50	37,90	35910,25	7207,62
T(i)	111,38	108,74	109,82	113,89	134,43	578,26			
Y(i)	37,13	36,25	36,61	37,96	44,81		ST2(j)	111584,88	
T2(i)	12405,50	11824,39	12060,43	12970,93	18071,42		ST2(i)	67332,68	
Q(i)	4146,50	3943,25	4021,89	4329,32	6045,36				22486,33

Tabela E 7. ANOVA do experimento com o aço AISI D2, teste a seco.

Quadro ANOVA							
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F calc	F tab	Regra de decisão	
Entre colunas	151,92	4	37,98	163,371	7,01	Existe diferença	
Entre linhas	24,67	2	12,33	53,0525	8,65	Existe diferença	
Residual	17,44	8	0,2325				
Total	194,02	14					

Tabela E 8. Dados do experimento fatorial com 2 fatores, aço AISI H13 teste com ar comprimido.

Ferramentas (j)	Temperatura (i)					T(j)	Y(j)	T2(j)	Q(j)
	T0	T1	T2	T3	T4				
R216	27,34	27,88	27,49	27,89	29,44	140,04	28,01	19611,20	3925,04
WXK15	30,45	31,54	31,36	32,55	32,94	158,84	31,77	25230,15	5049,97
WCB80	27,29	28,62	28,04	28,29	28,42	140,66	28,13	19785,24	3958,11
T(i)	85,08	88,04	86,89	88,73	90,80	439,54			
Y(i)	28,36	29,35	28,96	29,58	30,27		ST2(j)	64626,58	
T2(i)	7238,61	7751,04	7549,87	7873,01	8244,64		ST2(i)	38657,17	
Q(i)	2419,42	2591,17	2525,39	2637,68	2759,45				12933,12

Tabela E 9. ANOVA do experimento com o aço AISI H13, teste com ar comprimido.

Quadro ANOVA						
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F calc	F tab	Regra de decisão
Entre colunas	6,03	4	1,51	63,9007	7,01	Existe diferença
Entre linhas	45,62	2	22,81	966,898	8,65	Existe diferença
Residual	1,77	8	0,0236			
Total	53,42	14				

Tabela E 10. Dados do experimento fatorial com 2 fatores, aço AISI D2 teste com ar comprimido.

Ferramentas (j)	Temperatura (i)					T(j)	Y(j)	T2(j)	Q(j)
	T0	T1	T2	T3	T4				
1610	24,24	24,01	23,99	24,01	24,8	121,05	24,21	14653,10	2931,10
WXK15	27,78	27,43	27,47	28,23	30,89	141,80	28,36	20107,24	4029,86
WCB80	25,24	24,76	24,03	24,22	25,2	123,45	24,69	15239,90	3049,20
T(i)	77,26	76,20	75,49	76,46	80,89	386,30			
Y(i)	25,75	25,40	25,16	25,49	26,96		ST2(j)	50000,25	
T2(i)	5969,11	5806,44	5698,74	5846,13	6543,19		ST2(i)	29863,61	
Q(i)	1996,36	1941,94	1907,56	1960,02	2204,27				10010,16

Tabela E 11. ANOVA do experimento com o aço AISI D2, teste com ar comprimido.

Quadro ANOVA						
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F calc	F tab	Regra de decisão
Entre colunas	6,02	4	1,51	27,6309	7,01	Existe diferença
Entre linhas	51,54	2	25,77	472,737	8,65	Existe diferença
Residual	4,09	8	0,0545			
Total	61,65	14				

Tabela E 12. Dados para o experimento fatorial com 2 fatores, aço AISI H13 teste ar frio.

Ferramentas (j)	Temperatura (i)					T(j)	Y(j)	T2(j)	Q(j)
	T0	T1	T2	T3	T4				
1610	24,24	24,01	23,99	24,01	24,8	121,05	24,21	14653,10	2931,10
WXX15	27,78	27,43	27,47	28,23	30,89	141,80	28,36	20107,24	4029,86
WCB80	25,24	24,76	24,03	24,22	25,2	123,45	24,69	15239,90	3049,20
T(i)	77,26	76,20	75,49	76,46	80,89	386,30			
Y(i)	25,75	25,40	25,16	25,49	26,96		ST2(j)	50000,25	
T2(i)	5969,11	5806,44	5698,74	5846,13	6543,19		ST2(i)	29863,61	
Q(i)	1996,36	1941,94	1907,56	1960,02	2204,27				10010,16

Tabela E 13. ANOVA do experimento com o aço AISI H13, teste com ar frio.

Quadro ANOVA						
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F calc	F tab	Regra de decisão
Entre colunas	6,02	4	1,51	27,6309	7,01	Existe diferença
Entre linhas	51,54	2	25,77	472,737	8,65	Existe diferença
Residual	4,09	8	0,0545			
Total	61,65	14				

Tabela E 14. Dados do experimento fatorial com 2 fatores, aço AISI D2 teste com ar frio.

Ferramentas (j)	Temperatura (i)					T(j)	Y(j)	T2(j)	Q(j)
	T0	T1	T2	T3	T4				
1610	26,79	24,85	24,57	24,02	24,5	124,73	24,95	15557,57	3116,12
WXX15	26,22	25,73	25,82	26,39	28,84	133,00	26,60	17689,00	3544,37
WCB80	25,96	28,97	29,12	29,74	29,8	143,59	28,72	20618,09	4133,66
T(i)	78,97	79,55	79,51	80,15	83,14	401,32			
Y(i)	26,32	26,52	26,50	26,72	27,71		ST2(j)	53864,66	
T2(i)	6236,26	6328,20	6321,84	6424,02	6912,26		ST2(i)	32222,59	
Q(i)	2079,11	2118,82	2118,33	2157,86	2320,04				10794,16

Tabela E 15. ANOVA do experimento com o aço AISI D2, teste com ar frio.

Quadro ANOVA						
Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrados médios	F calc	F tab	Regra de decisão
Entre colunas	3,68	4	0,92	3,93137	7,01	Não existe diferença
Entre linhas	35,75	2	17,87	76,4025	8,65	Existe diferença
Residual	17,55	8	0,2340			
Total	56,97	14				