



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO  
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Análise Numérica da Influência Térmica dos Revestimentos em Ferramentas de  
Corte Usando o Programa *COMSOL* e Problemas Inversos**

**Diego Corrêa Ferreira**

**Itajubá, Fevereiro de 2017**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO  
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Diego Corrêa Ferreira**

**Análise Numérica da Influência Térmica dos Revestimentos em Ferramentas de Corte Usando o Programa *COMSOL* e Problemas Inversos**

**Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.**

**Área de Concentração: Térmica, Fluidos e Máquinas de Fluxo**

**Orientador: Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva  
Coorientador: Prof. Dr. Rogério Fernandes Brito**

**Fevereiro de 2017  
Itajubá**

Ferreira, Diego Corrêa

Análise Numérica da Influência Térmica dos Revestimentos em Ferramentas de Corte Usando o Programa *COMSOL* e Problemas Inversos/ Diego Corrêa Ferreira – Itajubá: UNIFEI, 2017.

75p.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de Itajubá, 2017.

Orientador: Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva

Co-Orientadora: Prof. Dr. Dr. Rogério Fernandes Brito

1. – Problemas Inversos – *COMSOL* – Ferramentas de corte

I. Lima E Silva, Sandro M. M. II. Universidade Federal de Itajubá III.

Análise Numérica da Influência Térmica dos Revestimentos em Ferramentas de Corte Usando o Programa *COMSOL* e Problemas Inversos.

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO  
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Diego Corrêa Ferreira**

**Análise Numérica da Influência Térmica dos Revestimentos em Ferramentas de  
Corte Usando o Programa *COMSOL* e Problemas Inversos**

Dissertação aprovada por banca examinadora em 13 de  
Fevereiro de 2017, conferindo ao autor o título de **Mestre  
em Ciências em Engenharia Mecânica**

**Banca Examinadora:**

Prof. Dr. Luís Felipe dos Santos Carollo - FEPI/MAHLE

Prof. Dr. João Roberto Ferreira - UNIFEI

Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva –  
UNIFEI (Orientador)

Prof. Dr. Rogério Fernandes Brito - UNIFEI (Coorientador)

Itajubá

2017

## **Dedicatória**

Dedico este trabalho primeiramente a Deus que me deu forças para chegar até aqui. Aos meus familiares, e principalmente ao meu pai Daurício Freire Ferreira e minha mãe Marilza Corrêa Ferreira.

## **Agradecimentos**

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas às quais presto minha homenagem:

Agradeço aos meus pais Daurício e Marilza pelo incentivo em todos os momentos da minha vida.

A minha irmã Marcela por ter um grande carinho por mim.

A meus amigos membros do Laboratório de Transferência de Calor da UNIFEI (LabTC), que me acompanharam durante a confecção deste trabalho.

Ao professor Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva, pela orientação clara, segura e objetiva e pelo apoio durante a elaboração do trabalho.

Ao professor Dr. Rogério Fernandes Brito, pela sua ajuda na coorientação deste trabalho.

Ao professor Dr. Solidônio Rodrigues de Carvalho pelos dados experimentais utilizados neste trabalho.

Ao Conselho de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa de mestrado durante dois anos.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), a Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG).

A todos os professores e colegas, que ajudaram de forma direta ou indireta na conclusão deste trabalho.

*“Só se é curioso na proporção de quanto se é instruído” - Jean Jacques Rousseau*

## Resumo

**Ferreira, D.C. (2017),** *Análise Numérica da Influência Térmica dos Revestimentos em Ferramenta de Corte Usando o Programa COMSOL e Problemas Inversos*, Itajubá, 73p. Dissertação do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

Neste trabalho tem-se o objetivo de analisar os efeitos térmicos de revestimentos em uma ferramenta de metal duro durante o processo de torneamento, usando o programa *COMSOL Multiphysics* 5.2 e uma técnica de problemas inversos. O modelo térmico consiste em uma ferramenta de metal duro, um porta-ferramentas e um calço e é descrito pela equação de difusão de calor tridimensional transiente que foi resolvida usando o programa *COMSOL*. Dentre as vantagens da utilização deste programa pode-se destacar a facilidade de se modelar o revestimento, que apresenta um valor de espessura pequeno na ordem de micrometro ( $\mu\text{m}$ ). Nitreto de Titânio (TiN) e Óxido de Alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) são os materiais utilizados para o revestimento da ferramenta. O modelo está sujeito às condições de contorno de convecção e radiação nas regiões expostas ao ambiente e fluxo de calor prescrito na interface de contato cavaco-ferramenta. As propriedades térmicas usadas são dependentes da temperatura. A técnica inversa adotada para a solução do problema inverso é a Função Especificada. Esta técnica procura por um valor de fluxo de calor que minimiza uma função objetivo, que é definida pelo quadrado da diferença da temperatura experimental e numérica para cada intervalo de tempo. Um código numérico em MATLAB em conjunto com o software *COMSOL* é usado para estimar o fluxo de calor. Uma vez que o fluxo de calor é conhecido, o *COMSOL* é usado novamente para resolver a equação da difusão de calor transiente e obter o campo de temperatura no modelo. O fluxo de calor obtido neste trabalho é comparado com o fluxo de calor de trabalhos anteriores para validar a metodologia. As temperaturas na interface cavaco-ferramenta para as ferramentas de corte sem revestimento e revestidas foram determinadas. Para ambos os materiais do revestimento na ferramenta de corte revestida, a temperatura na interface cavaco-ferramenta foi superior quando comparado com a ferramenta de corte sem revestimento. Realizou-se também uma análise da influência da variação da espessura do revestimento.

**Palavras-chave:** Problemas Inversos, Análise térmica, *COMSOL*, ferramentas de corte, revestimento.

## Abstract

**Ferreira, D.C. (2017)**, *Numerical Analysis of the Coating Thermal Influence in Cutting Tool Using COMSOL and Inverse Problems*, Itajubá, 73p. Dissertação do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

This work proposes to evaluate the coating thermal effects in a carbide tool during turning process using *COMSOL Multiphysics 5.2* and an inverse problem technique. The thermal model consists of a coating carbide tool, a tool holder and a shim and is described by the transient three dimensional heat diffusion equation which was solved by *COMSOL*. Titanium nitride (TiN) and aluminum oxide ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) are utilized as the coating materials. The model is subjected by the boundary conditions of convection and radiation on the surfaces exposed to the environment and imposed heat flux at the tool-chip interface. The thermal properties are considered temperature dependent. Specification Function technique was adopted to solve the inverse problem. This technique searches for a heat flux value that minimizes the objective function, consisting of the square of the difference of experimental and numerical temperatures, for each time step. A numerical code in MATLAB in connection with *COMSOL* is used to calculate the heat flux. Once the heat flux is known, *COMSOL* is again used to solve the transient heat diffusion equation and obtain the temperature thermal field in the model. Also an investigation of the coating thermal effects in carbide tools is presented. Numerical heat flux obtained in this work is compared with the numerical heat flux of previous works to validate the methodology. The tool-chip interface temperatures for the uncoated and coated cutting tool are determined. For both coating materials used in the coated cutting tool, the tool-chip interface temperature was higher than the tool-chip interface temperature of the uncoated cutting tool. An analysis of the influence of thickness of the coating in temperature was carried out.

**Keywords:** Inverse problems, thermal analysis, *COMSOL*, cutting tools, coating.

## Lista de Figuras

|  |    |
|--|----|
| Figura 2.1 - Gebração de calor nas zonas de cisalhamento primária e secundária.....  | 22 |
| Figura 3.1 - Dimensões da ferramenta de corte de metal duro.....   | 32 |
| Figura 3.2 - Principais dimensões (mm): a) Porta-ferramentas e b) Calço. ....  | 33 |
| Figura 3.3 - Montagem do conjunto ferramenta e porta-ferramentas e detalhe do revestimento.<br>.....   | 33 |
| Figura 3.4 - Domínio da ferramenta de corte sem revestimento: a) Interface de contato com a<br>peça e convecção e b) Interface de contato com o porta ferramentas. ....                                      | 34 |
| Figura 3.5 - Domínio da ferramenta de corte revestida: a) Interface de contato com a peça e<br>convecção e b) Interface de contato com o porta ferramentas.....  | 34 |
| Figura 3.6 - Comparação entre a área de contato da ferramenta de corte: a)Experimental e b)<br>Numérica deste trabalho e c) Numérica do trabalho de Carvalho <i>et al.</i> (2006). ....                      | 35 |
| Figura 3.7 - Domínio do porta-ferramentas com interfaces de contato e superfícies sujeitas à<br>convecção natural e radiação. ....   | 35 |
| Figura 3.8 - Valores das propriedades térmicas variando com a temperatura para o substrato,<br>calço e revestimentos: a) condutividade térmica e b) difusividade térmica. ....                               | 36 |
| Figura 3.9 - Valores das propriedades térmicas variando com a temperatura para o porta-<br>ferramentas: a) condutividade térmica e b) difusividade térmica.....  | 37 |
| Figura 3.10 - Valores da emissividade do metal duro em função da temperatura. ....   | 38 |
| Figura 3.11 - Forma do fluxo de calor constante para o procedimento sequencial. ....   | 41 |
| Figura 3.12 - Interface do <i>COMSOL</i> . ....  | 44 |
| Figura 3.13 - Principais dimensões do modelo numérico. ....  | 45 |
| Figura 3.14 - Ilustração do esquema experimental utilizado para estimação do fluxo de calor.<br>.....  | 46 |
| Figura 3.15 - Posicionamento dos termopares T1 a T8 no conjunto ferramenta, calço e porta-<br>ferramentas. ....  | 47 |
| Figura 3.16 - Comparação do fluxo de calor estimado com outros trabalhos. ....   | 49 |
| Figura 4.1 - Evolução do campo de temperatura para o conjunto ferramenta de corte, calço e<br>porta-ferramentas para diferentes intervalos de tempo de simulação: a) 5 s, b) 28 s, c) 42 s e d)<br>70 s..... | 52 |

|   |    |
|---|----|
| Figura 4.2 - Sonda de fronteira aplicada na área de contato para a identificação da temperatura máxima, mínima e média.....   | 53 |
| Figura 4.3 - Temperatura máxima, média e mínima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça. ....   | 53 |
| Figura 4.4 - Linhas isotérmicas na região próxima da área de contato entre a ferramenta de corte sem revestimento e a peça. ....  | 54 |
| Figura 4.5 - Linhas isotérmicas na região próxima da área de contato entre a ferramenta de corte revestida com TiN e a peça.....  | 54 |
| Figura 4.6 - Linhas isotérmicas na região próxima da área de contato entre a ferramenta de corte revestida com Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> e a peça. ....                                    | 55 |
| Figura 4.7 - Temperatura máxima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça para as ferramentas revestidas e não revestida. ....  | 55 |
| Figura 4.8 - Diferença de temperatura em relação à ferramenta não revestida. ....   | 56 |
| Figura 4.9 - Temperatura máxima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça para diferentes valores de revestimentos para o revestimento de TiN. ....                               | 57 |
| Figura 4.10 - Temperatura máxima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça para diferentes valores de revestimentos para o revestimento de Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> . ....  | 57 |
| Figura 4.11 - Influência da espessura do revestimento de Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> no gradiente térmico da ferramenta: a) sem revestimento, b) 10 μm, c) 20 μm, d) 50 μm e e) 100 μm. .... | 59 |
| Figura B.1 - Temperatura máxima na interface cavaco-ferramenta para diferentes valores de coeficientes de convecção. ....   | 70 |
| Figura C.1 - Configurações da malha 1.....  | 72 |
| Figura C.2 - Configurações da malha 2.....  | 72 |
| Figura C.3 - Configurações da malha 3.....  | 73 |
| Figura C.4 - Configurações da malha 4.....  | 73 |
| Figura C.5 - Configurações da malha 5.....  | 73 |

## Lista de Tabelas

|  |    |
|--|----|
| Tabela 3.1 - Valores das propriedades termofísicas para diferentes materiais.....  | 37 |
| Tabela 3.2 - Valores da emissividade do metal duro para alguns valores de temperatura.....   | 38 |
| Tabela 3.3 - Valores das emissividades dos materiais dos revestimentos e porta-ferramentas.<br>.....   | 39 |
| Tabela 3.4 - Posição dos termopares no conjunto ferramenta, calço e porta-ferramentas. ....  | 46 |
| Tabela 3.5 - Parâmetros de usinagem utilizados no teste. ....  | 48 |
| Tabela 3.6 - Principais diferenças na modelagem numérica dos trabalhos. ....   | 50 |
| Tabela 4.1 - Diferença da temperatura máxima na área de contato em relação a ferramenta<br>sem revestimento para diferentes espessuras de revestimento. .... | 58 |
| Tabela B.0.1 - Valor máximo da temperatura máxima na interface cavaco-ferramentas para<br>diferentes valores do coeficiente de convecção.....                | 70 |
| Tabela C.0.1 - Principais parâmetros das malhas numéricas. ....  | 74 |

## Lista de Abreviaturas e Siglas

### Letras Latinas

|            |  |          |
|------------|--|----------|
| $F$        | Função objetivo  |          |
| $h$        | Coeficiente de transferência de calor por convecção                                  | $W/m^2K$ |
| $i$        | Contador de iterações  |          |
| $j$        | Contador de iterações  |          |
| $k$        | Condutividade térmica do material  | $W/m^2K$ |
| $q$        | Fluxo de calor   | $W/m^2$  |
| $q^*$      | Fluxo de calor arbitrário  | $W/m^2$  |
| $S_1$      | Região de contato entre a ferramenta de corte e a peça                               |          |
| $S_2$      | Superfícies da ferramenta de corte que estão em contato com o ar                     |          |
| $S_3$      | Interface de contato entre o porta-ferramentas e a ferramenta de corte               |          |
| $S_4$      | Região do revestimento   |          |
| $S_5$      | Regiões do porta-ferramentas que estão em contato com o calço e ferramentas de corte |          |
| $S_6$      | Demais regiões do porta-ferramentas  |          |
| $T$        | Relativo a variável de temperatura   | K ou °C  |
| $T_\infty$ | Temperatura ambiente   | K ou °C  |
| $T_{max}$  | Temperatura máxima   | K ou °C  |
| $T_{min}$  | Temperatura mínima   | K ou °C  |
| $T_{med}$  | Temperatura média  | K ou °C  |
| $t$        | Relativo ao tempo  | s        |
| $x$        | Coordenada cartesiana $x$  | m        |
| $X$        | Coeficiente de sensibilidade   |          |
| $Y$        | Temperaturas medidas na amostra  | °C       |
| $y$        | Coordenada cartesiana $y$  | m        |
| $z$        | Coordenada cartesiana $z$  | m        |

## Letras Gregas

|               |  |                        |
|---------------|--|------------------------|
| $\alpha$      | Difusividade térmica do material             | $\text{m}^2/\text{s}$  |
| $\Delta$      | Varição de uma determinada variável          |                        |
| $\varepsilon$ | Emissividade                                 |                        |
| $\eta$        | Direção normal                               |                        |
| $\rho$        | Massa específica                             | $\text{kg}/\text{m}^3$ |
| $\sigma$      | Constante de Stefan-Boltzmann                |                        |
| $\Omega_1$    | Domínio da ferramenta de corte de metal duro |                        |
| $\Omega_2$    | Domínio do calço                             |                        |
| $\Omega_3$    | Domínio do porta-ferramentas                 |                        |
| $\Omega_4$    | Domínio do revestimento                      |                        |

## Sobrescritos

|      |                                   |
|------|-----------------------------------|
| $r$  | Número de passos futuros          |
| $J$  | Número de sensores de temperatura |
| $np$ | Número de sensores de temperatura |
| $p$  | Relativo ao passo de tempo        |
| $t$  | Relativo a matriz transposta      |
| "    | Relativo ao fluxo de calor        |

## Subscritos

|          |   |
|----------|---|
| $i$      | Contador de iterações                     |
| $j$      | Contador de iterações                     |
| $K$      | Relativo a escala Kelvin                  |
| $M$      | Posição atual do sensor de temperatura    |
| $\infty$ | Relativo ao ambiente                      |
| $0$      | Relativo a posição ou temperatura inicial |

## Siglas

|                                |   |
|--------------------------------|---|
| BDF                            | <i>Backward Differentiation Formula</i>                                   |
| TiN                            | Nitreto de Titânio  |
| Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | Óxido de Alumínio   |
| MATLAB                         | Programa comercial computacional para cálculo numérico                    |
| GMRES                          | <i>Generalizes Minimum Residual</i>                                       |
| COMSOL                         | Programa comercial de elementos finitos para solução de problemas físicos |
| UNIFEI                         | Universidade Federal de Itajubá   |
| ABNT                           | Associação Brasileira de Normas Técnicas                                  |
| ISO                            | <i>International Organization for Standardization</i>                     |
| LabTC                          | Laboratório de Transferência de Calor                                     |
| FAPEMIG                        | Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais                   |
| CAPES                          | Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoa de Nível Superior                |
| CNPq                           | Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico             |

## SUMÁRIO

|   |    |
|---|----|
| CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO.....  | 18 |
| CAPÍTULO 2 - REVISÃO DA LITERATURA.....   | 21 |
| 2.1 Análise Térmica de Ferramentas sem Revestimento.....  | 21 |
| 2.2 Análise Térmica de Ferramentas Revestidas.....  | 25 |
| 2.3 Técnicas Inversas para a Solução do Problema Térmico de Usinagem .....                          | 28 |
| 2.4 Estudos Térmicos Utilizando o Programa Comercial COMSOL® .....                                  | 30 |
| CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA .....  | 32 |
| 3.1 Descrição do Conjunto .....   | 32 |
| 3.2 Modelo Térmico .....  | 39 |
| 3.2.1 Problema Inverso.....   | 39 |
| 3.2.2 Problema Direto .....   | 43 |
| 3.3 Solução Numérica.....   | 43 |
| 3.4 Procedimento Experimental .....   | 45 |
| 3.5 Resultados do Problema Inverso .....  | 48 |
| CAPÍTULO 4 - Resultados e Discussões .....  | 51 |
| 4.1 Ferramenta de Corte sem Revestimento .....  | 51 |
| 4.2 Ferramentas de Corte Revestidas .....   | 54 |
| 4.3 Variação da Espessura do Revestimento .....   | 57 |
| CAPÍTULO 5 - Conclusões.....  | 60 |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....  | 62 |
| Shaw, M. C., 1984, “Metal Cutting Principles”, London: Oxford University Press. ....                | 65 |
| ANEXO A - Algoritmo em MATLAB para o cálculo do fluxo de calor.....                                 | 67 |
| ANEXO B - Influência do coeficiente de convecção na temperatura na interface cavaco-ferramenta..... | 70 |
| ANEXO C - Malha numérica .....  | 72 |

## CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

Grande parte da energia consumida durante o processo de usinagem é convertida em calor na região próxima da superfície de saída do cavaco da ferramenta de usinagem. Muitos dos problemas técnicos e econômicos deste processo estão relacionados de forma direta ou indireta à geração de calor. Com um mercado cada vez mais competitivo, maiores velocidades de corte e maiores taxas de avanço são usadas nos processos de usinagem objetivando o aumento da produtividade. Utilizando maiores velocidades de corte e maiores taxas de avanço mais calor é gerado durante o processo, prejudicando assim o desempenho da ferramenta de corte (TRENT E WRIGHT, 2000).

Para contornar esta situação, nos últimos anos as ferramentas de corte têm sido revestidas com materiais que tenham características de isolantes térmicos e que proporcionam um menor desgaste por atrito. A primeira característica faz com que a maior parte do calor gerado durante o processo vá para o cavaco. Já a segunda reduz o desgaste da ferramenta. Juntas elas aumentam a vida da ferramenta de corte, o que garante um processo mais produtivo.

A determinação da temperatura de corte durante a usinagem é um dos fatores mais importantes para que se possa compreender o desempenho da ferramenta. Porém, devido ao movimento da peça e a difícil região de acesso e mesmo com condições simples de corte, a determinação da temperatura na interface cavaco-ferramenta não é fácil. Assim, existe a importância de se desenvolver métodos eficientes e capazes de determinar esta temperatura (TRENT E WRIGHT, 2000).

A grande parte dos estudos relacionados à modelagem do processo de corte utiliza modelos mais simples, unidimensionais ou bidimensionais. Porém, os novos estudos desenvolvidos utilizam modelos tridimensionais com o objetivo de aproximar o modelo à real geometria da ferramenta de corte. Estas novas modelagens têm o intuito de investigar alguns efeitos térmicos que ocorrem na zona de corte que não podem ser medidos de forma direta. Um exemplo é a influência dos revestimentos das ferramentas de corte sobre a transferência de calor e o desgaste por atrito, que resulta na distribuição de temperatura na região cavaco-ferramenta.

Na literatura a maioria das simulações é realizada em ferramentas de corte sem revestimento. Entretanto, uma tendência dos últimos anos é considerar ferramentas de corte

revestidas, com uma ou múltiplas camadas de revestimento. Como os testes experimentais têm grandes custos para as empresas e também muitas vezes estas empresas não dispõem dos equipamentos adequados, os métodos numéricos tem grande aplicabilidade nesta área.

Assim neste trabalho propõe-se estudar a influência térmica dos revestimentos em ferramenta de corte de metal duro. Para isto, o revestimento é modelado como uma fina camada posicionada na parte superior da ferramenta de corte num modelo numérico tridimensional. Através de dados experimentais e uma técnica inversa pode-se determinar o fluxo de calor. Com as condições de contorno definidas e o fluxo de calor conhecido, as equações que regem o problema são resolvidas e o campo de temperatura na ferramenta de corte é determinado.

Apresenta-se no Capítulo 2 deste trabalho uma revisão bibliográfica dos principais trabalhos da literatura relacionados à análise térmica durante o processo de usinagem. Primeiramente são mostrados trabalhos que estudaram a ferramenta de corte sem revestimento, que foram as primeiras a serem aplicadas na usinagem. Em seguida, apresenta-se os trabalhos relacionados às ferramentas de corte revestidas, que são as mais utilizadas nos dias de hoje. Continuando a revisão, são apresentados os trabalhos que utilizam técnicas inversas aplicadas à transferência de calor. Por último, trabalhos que utilizaram o software *COMSOL* na solução de problemas de transferência de calor são mostrados.

O Capítulo 3 começa descrevendo o conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramentas utilizado no trabalho. Em seguida é mostrado como é realizado o modelamento da área de contato entre a ferramenta de corte e a peça. Dando sequência, mostra-se como o problema térmico é dividido em um problema inverso e um problema direto e como ele é solucionado. Finalizando este capítulo, apresenta-se o fluxo de calor estimado usando a técnica inversa da Função Especificada a partir das temperaturas experimentais.

Uma vez conhecido o fluxo de calor durante o processo de usinagem, torna-se possível simular o processo e obter o gradiente térmico do conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramentas. Estes resultados são mostrados no Capítulo 4. Inicia-se apresentando os resultados para uma ferramenta de corte sem revestimento. Em seguida, são mostrados os resultados para as ferramentas de corte revestidas de Nitreto de Titânio (TiN) e Óxido de Alumínio ( $Al_2O_3$ ) respectivamente. Para finalizar, compara-se as simulações numéricas das ferramentas de corte revestidas com a ferramenta de corte não revestida, evidenciando o efeito do revestimento sobre o gradiente térmico da ferramenta. Conclui-se o trabalho no Capítulo 5 e são apresentadas algumas etapas futuras para a continuidade do trabalho.

Uma das grandes contribuições deste trabalho é a modelagem tridimensional de uma ferramenta de corte levando em conta a presença do revestimento. A partir do programa *COMSOL* que foi utilizado nas simulações é possível modelar o revestimento, que apresenta uma espessura da ordem de  $\mu\text{m}$ . Outros diferenciais do trabalho são: presença da radiação no modelo numérico, propriedades térmicas dependentes da temperatura e coeficiente de calor por convecção dependente da temperatura.

## **CAPÍTULO 2 - REVISÃO DA LITERATURA**

Neste capítulo serão apresentados alguns dos principais trabalhos relacionados a análise térmica durante o processo de usinagem. Primeiramente resalta-se os trabalhos relacionados com a ferramentas de corte sem revestimento, que foram as primeiras utilizadas em processos de usinagem. Em seguida apresenta-se os trabalhos relacionados com ferramentas de corte revestidas, que são as mais utilizados nos dias de hoje. Dando sequência, é feita uma revisão sobre trabalhos que utilizam problemas inversos para estudar a análise térmica durante a usinagem. Por último, apresenta-se uma revisão de alguns trabalhos que utilizaram o programa comercial de simulação *COMSOL* na solução de problemas térmicos.

### **2.1 Análise Térmica de Ferramentas sem Revestimento**

Como descrito no Capítulo 1, ocorre uma grande geração de calor durante o processo de usinagem devido às altas deformações sofridas pelo material usinado. Com a busca de processos cada vez mais produtivos nos dias de hoje, velocidades de rotação da ordem ou superiores a 18000 rpm e velocidades de corte de centenas de m/min são consideradas como valores usuais. Objetivando controlar a vida útil e o desgaste da ferramenta, a medida da temperatura durante o corte no processo se torna muito importante. Porém a sua determinação não é fácil, mesmo para condições de corte ortogonais em regime permanente (SHAW, 1984). Assim, há a necessidade do desenvolvimento de novos métodos mais eficientes para a determinação da temperatura (TRENT E WRIGTH, 2000).

A maior parte do calor gerado durante o processo de usinagem é devido à deformação plástica irreversível que ocorre no plano de cisalhamento (zona de cisalhamento primária). Existe ainda uma fonte secundária de geração de calor localizada na superfície de saída da ferramenta de corte, onde o mecanismo responsável pela geração de calor é o atrito gerado do contato desta superfície com o cavaco.

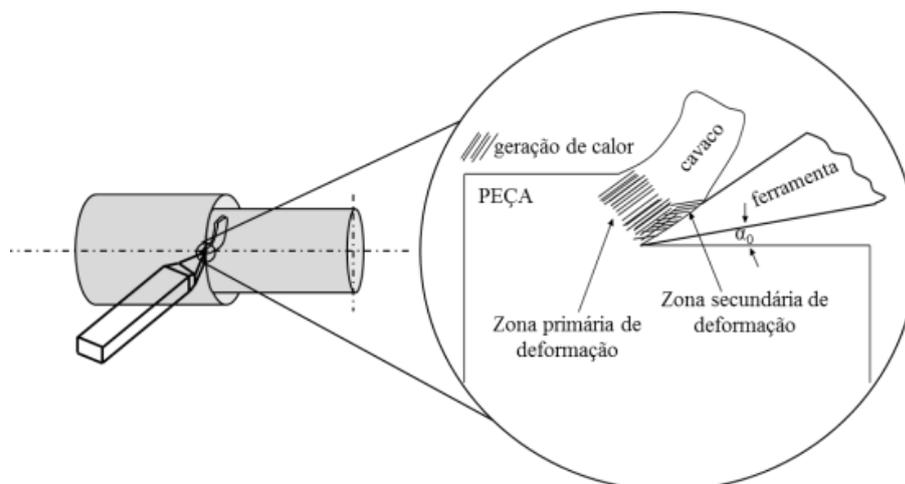


Figura 2.1 - Geração de calor nas zonas de cisalhamento primária e secundária.

O estudo da temperatura na ferramenta durante o processo de usinagem de metais vem sendo um dos maiores interesses dos cientistas, desde o início das pesquisas científicas neste campo de estudo. O primeiro trabalho documentado foi realizado por Thompson (1798) que examinou a equivalência mecânica do calor durante o processo de furação de uma amostra de latão. Seu estudo marcou o ponto inicial da consideração de aspectos térmicos nos processos de usinagem.

Nicolson (1905) mostrou claramente a importância da distribuição da temperatura durante o processo de usinagem, não levando só em conta a quantidade de calor gerada no processo. Em seu estudo realizado em Manchester na Inglaterra, afirmou que só é possível determinar a verdadeira eficiência da ferramenta de corte quando se conhece o verdadeiro comportamento da temperatura durante o processo de usinagem.

Taylor (1907) reconheceu claramente a influência do calor, em seu artigo, “A arte de cortar metais”. Seus estudos levaram ao desenvolvimento de novos aços rápidos. Estes com a sua habilidade de cortar aço e ferro em temperaturas mais elevadas foram responsáveis por aumentar em quatro vezes a taxa de remoção de material nos processos de usinagem.

A determinação precisa e quantitativa da temperatura nos processos de usinagem foi primeiramente realizada por Shore (1925), Gottwein (1925) e Herbert (1926) quase na mesma época. Ambos os autores mediram a temperatura no processo utilizando termopares.

Rapier (1954) estudou a distribuição de temperatura em um corpo movendo relativamente em relação à geração de calor. Utilizando métodos analíticos de solução, o autor resolveu a equação da difusão de calor unidimensional, considerando a peça, o cavaco e a

ferramenta como problemas separados. A aplicação deste método ficou restrita a um processo ideal de usinagem, sem incorporar o efeito da temperatura nas propriedades térmicas.

Boothrouyd (1961) desenvolveu uma técnica experimental para medir a distribuição de temperatura na zona de deformação, no cavaco e no inserto, durante o processo de usinagem. O método consiste em fotografar o cavaco, o inserto e a peça, em um plano perpendicular à aresta de corte, usando uma placa com um sensor infravermelho fotográfico. A densidade óptica da placa é determinada por um micro densímetro. A distribuição da temperatura é medida através de um conjunto de termopares que está em contato com a placa. Esta placa juntamente com o inserto e a peça são fotografados por uma câmera termográfica. Isto faz com que a densidade da placa fique calibrada em termos da temperatura e a distribuição da temperatura sobre o cavaco, inserto e na peça podem ser assim determinadas.

Groover e Kane (1971) obtiveram a distribuição da temperatura na ferramenta durante o processo de torneamento através do uso da técnica de diferenças finitas. Um material isolante térmico foi colocado nas regiões de contato entre a ferramenta e o porta-ferramenta com o objetivo de simplificar o modelo térmico tridimensional. Dois termopares foram utilizados para fornecer a condição de temperatura nos nós de contorno. Com os valores destas temperaturas e através de cálculos computacionais foi possível calcular a temperatura na superfície de saída da ferramenta.

Usui, Shirakashi e Kitagawa (1978) e Tlusty e Orady (1981) usaram o método das diferenças finitas para determinar a distribuição de temperatura no processo de usinagem. Considerando o processo de usinagem como um problema estacionário e levando em conta a formação do cavaco e as forças de corte, as equações que regem o problema foram obtidas através do balanço de energia. Os valores das temperaturas obtidos numericamente na aresta de corte e no cavaco tiveram valores inferiores em relação às temperaturas obtidas experimentalmente.

Shaw (1984) e Stephenson (1991) utilizaram a técnica do efeito termopar ferramenta peça. No entanto, nesta técnica apenas valores médios para a temperatura puderam ser obtidos.

Chow e Wright (1988) obtiveram a temperatura na interface cavaco-ferramenta no processo de usinagem por torneamento. Com uma abordagem bidimensional, fez-se uma correlação entre a temperatura medida na face oposta a região de corte e a temperatura esperada na face de corte. O método dos elementos finitos foi utilizado para a modelagem do problema físico.

Chan e Chandra (1991) usaram o método dos elementos de contorno para estudar os aspectos térmicos em regime permanente do processo de usinagem de metais. O fluxo de calor foi obtido separadamente para as três regiões do problema térmico: fluxo de calor que flui para o cavaco, fluxo de calor que flui para a peça e fluxo de calor que flui para a ferramenta. Uma vez obtidos os fluxos de calor, o perfil de temperatura para cada região pode ser determinado.

No trabalho de Young e Chou (1994) obteve-se a temperatura na interface cavaco-ferramenta através de um modelo analítico unidimensional, escolhendo o cavaco como domínio. O fluxo de calor na interface cavaco-ferramenta foi calculado em função da força de corte. Aspectos geométricos do cavaco na distribuição da temperatura também foram analisados.

Chen e Lin (1997) usando um modelo térmico tridimensional transiente resolvido pelo método dos elementos de contorno, determinaram a temperatura na superfície cavaco-ferramenta. O fluxo de calor foi obtido através da técnica inversa da função especificada proposta por Beck, Blackwell e Clair Jr. (1985). Já a temperatura experimental foi medida através da técnica de inserção de um termopar na ferramenta. Os resultados apresentaram uma grande discrepância na temperatura média calculada em relação à temperatura experimental.

Shet e Deng (2000) usaram o método dos elementos finitos para o cálculo da temperatura na ferramenta. Este cálculo foi realizado com o pacote comercial de elementos finitos ABAQUS<sup>®</sup>. Porém, o fluxo de calor usado para a obtenção da temperatura foi calculado de forma aproximada a partir da medição da força de corte.

Carvalho *et al.* (2006) estimaram a distribuição da temperatura e o fluxo de calor na interface cavaco-ferramenta usando técnicas de problema inversos em condução de calor. O modelo térmico foi obtido através da solução da equação da difusão de calor tridimensional transiente, considerando a ferramenta, calço e o porta-ferramentas. Diversos testes foram realizados, variando as condições de usinagem, com o objetivo de checar o modelo e verificar a influência dos parâmetros de usinagem na distribuição da temperatura.

Cohen *et al.* (2012) analisaram a temperatura de corte na usinagem a seco usando um modelo analítico de distribuição térmica de temperatura na superfície da peça sujeita a uma fonte de calor rotativa. Segundo os autores este tipo de análise é mais rápido e menos complexo que os métodos baseados em elementos finitos e os métodos inversos, garantindo a mesma exatidão. Para validar a metodologia um experimento utilizando um dinamômetro e uma câmera infravermelha foi realizado.

Mitsuichi *et al.* (2015) propuseram um micro sensor de temperatura integrado na superfície de saída da ferramenta de corte. Após uma calibração, realizaram-se alguns experimentos em uma amostra de Nylon para obter a força termo-eletromotriz em função da temperatura. Os resultados mostraram que é possível usar este sensor para medir a temperatura de materiais não condutores, podendo aplicá-lo em equipamentos médicos.

Santos Jr. *et al.* (2016) desenvolveram um dispositivo para medir a temperatura durante a usinagem utilizando altas velocidades de corte. Este dispositivo foi utilizado para estabilizar a continuidade do sinal elétrico do circuito termopar formado entre a peça e a ferramenta de corte durante a usinagem de materiais condutores elétricos. Assim, foi possível correlacionar a aquisição da força eletromotriz do sistema com a temperatura na interface cavaco-ferramenta. Sua principal vantagem é a não utilização de mercúrio, que é um metal tóxico.

Jiang, Zhang e Yan (2016) estimaram o coeficiente de transferência de convecção dependente da temperatura para diferentes condições de lubrificação durante o processo de usinagem quase seco incluindo: resfriamento natural, resfriamento por ar comprimido, resfriamento utilizando mínima quantidade de óleo (MQL) e resfriamento por água pulverizada. Os resultados mostraram que para todos os casos o coeficiente de convecção aumenta com o aumento da temperatura da superfície da ferramenta. Os maiores valores para o coeficiente de transferência de calor por convecção foram encontrados para a condição MQL de lubrificação.

## **2.2 Análise Térmica de Ferramentas Revestidas**

Como já mencionado anteriormente, o calor tem grande influência na vida útil da ferramenta. Para resolver este problema, inicialmente utilizou-se fluidos refrigerantes durante o corte nos processos de usinagem. Esta solução se mostrou vantajosa, pois reduzia os valores da temperatura na ferramenta. Porém, junto com ela vieram os problemas ambientais, devido ao difícil descarte dos fluidos refrigerantes, e também problemas de saúde aos trabalhadores (RECH, BATTAGLIA E MOISAN, 2005). Com o objetivo de evitar estes problemas ambientais e reduzir os custos de produção, a usinagem limpa (sem fluido refrigerante) e segura se tornou um tópico de relevância nas indústrias.

Com estas novas diretrizes uma solução mais adequada para minimizar a ação do calor na vida útil da ferramenta foi a utilização de revestimentos. Os revestimentos na ferramenta de corte têm a finalidade de combinar resistência ao desgaste e tenacidade. O uso de ferramentas revestidas fez com que o processo de usinagem se tornasse mais robusto e econômico, proporcionando o uso de maiores velocidades de corte. Cerca de 80% dos processos de usinagem são realizados utilizando ferramentas revestidas, comprovando assim a grande melhoria que esta tecnologia trouxe para estes processos (BALZERS, 2002).

Os revestimentos para ferramentas de corte surgiram na década de 1960 devido ao avanço no campo dos materiais. A cada dia novos tipos de revestimento e novas técnicas para a sua deposição vem surgindo. Inicialmente as ferramentas eram revestidas pelo processo CVD (*Chemical Vapour Deposition*). Porém devido às altas temperaturas utilizadas neste processo, camadas de alta fragilidade surgiam fazendo com que este processo se tornasse inadequado para o revestimento. Anos depois, as ferramentas começaram a ser revestidas pelo processo físico de deposição PVD (*Physical Vapour Deposition*). Este processo tem a principal característica de trabalhar com temperaturas inferiores, que trazem benefícios para a granulometria do revestimento e a possibilidade de revestimento de cantos vivos.

Dorr, Mertens e Engenring (2003) analisaram o processo de furação de uma peça de aço com ferramenta de metal duro revestida de TiAlN (Nitreto de titânio e alumínio), TiAlBON (Oxinitreto de titânio, alumínio e boro), TiAl+ZrO<sub>2</sub> (Alumineto de titânio + dióxido de zircônio), TiAlBN (Nitreto de titânio, alumínio e boro). Para isto os autores utilizaram uma técnica baseada na radiação infravermelha emitida pela interface cavaco-ferramenta para determinar a temperatura absoluta e a distribuição da temperatura na zona de contato cavaco-ferramenta. O valor da temperatura máxima na aresta de corte, para todas as ferramentas revestidas, foi inferior quando comparado com a ferramenta não revestida.

Grzesik, Bartoszek e Nieslony (2004) estudaram o processo de usinagem utilizando várias ferramentas de metal duro. Eles mostraram que dependendo do tipo de revestimento da ferramenta, a área de contato entre a ferramenta e o cavaco e a temperatura média na interface de contato ferramenta-peça são modificadas. Os autores chegaram a esta conclusão, mesmo não provando que o revestimento é capaz de isolar o substrato da ferramenta.

Rech, Battaglia e Moisan (2005) investigaram a influência térmica do revestimento nas ferramentas de corte de metal duro. Um modelo analítico para resolver o problema de condução de calor foi proposto, a fim de melhor entender o fluxo de calor que atravessa o substrato da ferramenta durante o processo de torneamento. Os resultados mostraram que o

revestimento não se torna uma barreira térmica em operações de corte contínuas, mas somente para condições de corte interrompido especialmente com altas velocidades de corte.

Brito *et al.* (2009) estudaram a influência dos revestimentos na ferramenta de corte considerando a variação da sua espessura. Ferramentas com substrato de metal duro e diamante e revestimentos de TiN e Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> foram utilizadas. O modelo numérico do problema de usinagem foi resolvido com o software comercial ANSYS® CFX, e experimentos foram realizados para validar a metodologia. Os revestimentos de TiN e Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> não mostraram resultados satisfatórios para reduzir a temperatura na ferramenta de corte.

Martan e Benes (2012) apresentaram um estudo experimental para a determinação da condutividade térmica e o calor específico para diferentes revestimentos na faixa de temperatura de 20 °C até a temperatura de 500 °C. Os revestimentos estudados foram: TiN, TiAlCN (Carbonitreto de titânio e alumínio), TiAlN, AlTiN (Nitreto de alumínio e titânio), TiAlSiN (Nitreto de titânio, alumínio e silício) e CrAlSiN (Nitreto de cromo, alumínio e silício). As propriedades térmicas foram medidas usando o método da radiação pulsada fototérmica (*Pulsed Photothermal Radiometry*). Os resultados mostraram que em geral os valores da condutividade térmica e do calor específico dos revestimentos aumentam com o aumento da temperatura. O menor valor de condutividade térmica e a menor taxa de crescimento em relação a temperatura foi observado para o revestimento de CrAlSiN.

Khajehzadeh, Akhlaghi e Razfar (2014) estudaram a influência do revestimento em ferramentas de metal duro durante a usinagem assistida por ultrassom de uma liga de alumínio aeroespacial. Para isto os autores utilizaram simulações através da técnica dos elementos finitos e testes experimentais. Os resultados mostraram que a temperatura para as ferramentas de corte revestidas tem o mesmo comportamento que a temperatura para a ferramenta não revestida. Porém, a taxa de decaimento da temperatura ao longo da espessura da ferramenta de corte é maior para as ferramentas revestidas.

Puls, Klocke e Vaselovac (2016) desenvolveram um modelo de simulação baseado na técnica dos elementos finitos para analisar como a geração de calor é dividida durante a usinagem a seco de um material metálico usando ferramentas revestidas. O modelo utiliza o método Euleriano-Lagrangiano para simular a formação do cavaco no processo de torneamento e calcular a distribuição da temperatura na peça, cavaco e na ferramenta de corte. Os resultados mostraram que diferentes propriedades termofísicas dos materiais utilizados no revestimento da ferramenta de corte não tem grande influência na taxa de calor que é transferida para a peça, mas sim na taxa de calor que é transferida para a ferramenta de corte.

## 2.3 Técnicas Inversas para a Solução do Problema Térmico de Usinagem

Medir diretamente a temperatura na interface cavaco-ferramenta utilizando sensores durante o processo de usinagem não é uma tarefa fácil, devido ao movimento da peça e também da presença de cavacos. Para contornar esta situação técnicas inversas são utilizadas, uma vez que estas permitem o uso de dados experimentais obtidos de regiões de fácil acesso. A técnica inversa dentro dos problemas de condução de calor consiste basicamente em modelar o problema térmico baseando-se na equação da difusão de calor, tendo como objetivo a estimação de algum parâmetro térmico, como o fluxo de calor superficial, as propriedades térmicas ou ainda a geração interna de calor.

Assim, percebe-se que o problema térmico de usinagem se encaixa nesta classe de problemas, pois se deseja obter a temperatura na interface de corte que não é fácil de ser obtida diretamente. Porém, utilizando a informação de temperaturas obtidas em regiões de fácil acesso o fluxo de calor pode ser estimado e consequentemente a temperatura no ponto desejado calculada. A seguir apresenta-se algumas técnicas de problemas inversos de condução de calor aplicados em problemas térmicos de usinagem.

Santos *et al.* (2009) fizeram uma comparação das técnicas inversas da Seção Áurea, Função Especificada, Recozimento Simulado e Observadores Dinâmicos baseados em funções de Green. Estas técnicas foram utilizadas para determinar o fluxo de calor e posteriormente o campo de temperatura na interface cavaco-ferramenta durante o processo de usinagem. O problema direto foi resolvido pela técnica das diferenças finitas com malha não uniforme, implementado num código computacional específico INV3D. Os resultados foram validados através de um experimento controlado em laboratório. Todas as técnicas inversas apresentaram bons resultados para estimar o fluxo de calor, tendo ambas uma diferença menor que 5% no valor da temperatura calculada comparada com o valor da temperatura medida experimentalmente.

Liang, Quan e Ke (2011) usaram um tubo de cobre como sistema de resfriamento do conjunto ferramenta e porta-ferramentas durante o torneamento a seco do aço 1045. Posteriormente, os resultados foram comparados com um conjunto sem o sistema de resfriamento. O método das diferenças finitas e um procedimento inverso foram utilizados para determinar a temperatura na interface cavaco-ferramenta de ambos os conjuntos.

Resultados mostraram que quando se aumenta a velocidade de corte, o fluxo de calor e a temperatura na interface cavaco-ferramenta aumentam para o conjunto com e sem o sistema de resfriamento. A utilização do tubo de cobre se mostrou eficaz, uma vez que reduziu a temperatura na interface cavaco-ferramenta. Esta redução se mostrou mais acentuada para altos valores de velocidade de corte.

Liang, Xu e Ke (2013) propuseram um método inverso tridimensional para investigar a temperatura na interface cavaco-ferramenta durante a usinagem a seco do aço AISI 1045 usando um inserto de metal duro P10. Usando uma câmera infravermelha os autores mediram a temperatura na superfície de saída da ferramenta, que posteriormente foi utilizada para obter o fluxo de calor através do método do gradiente conjugado. O modelo térmico foi resolvido pelo método das diferenças finitas implícito considerando propriedades térmicas variando com a temperatura e coeficiente de convecção constante. Para a solução numérica, os autores utilizaram o software ABAQUS 6.8.

Brito *et al.* (2015) aprimoraram os trabalhos de Carvalho (2006) e Brito *et al.* (2009), propondo uma geometria mais complexa para representar o modelo numérico do problema de usinagem. Para isto os autores utilizaram uma técnica inversa não linear de condução de calor juntamente com o programa comercial *COMSOL*. Assim, o fluxo de calor e o campo de temperatura na ferramenta durante a usinagem foram determinados. Experimentos foram conduzidos com o objetivo de validar os resultados numéricos obtidos.

Deppermann e Kneer (2015) determinaram o fluxo de calor durante o torneamento a seco de uma peça de aço 1045 usando um método inverso de estimação sequencial. Para melhor entender a influência do avanço, da velocidade de corte e do revestimento de TiN na geração de calor durante o processo, os autores utilizaram o número de Péclet, que compara a entalpia de transporte ao longo do cavaco em relação ao calor conduzido para a peça. Os resultados obtidos para a ferramenta de metal duro revestida e não revestida mostraram que o calor conduzido para a peça diminui quando se utiliza parâmetros de corte que elevam o número de Péclet.

Shabgard e Akhbari (2016) usaram o método inverso de Levenberg-Marquardt para estimar a quantidade de energia transferida para a peça durante a usinagem por eletroerosão. Para isto os autores utilizaram um modelo retangular bidimensional com fluxo de calor pontual. As temperaturas foram medidas através de termopares embutidos no canal de uma peça retangular. Os resultados mostraram que a energia transferida para a peça é função da corrente de descarga e da duração do pulso. Os autores também concluíram que a maior parte

da energia de descarga é perdida por convecção e radiação para o fluido dielétrico e por condução para a ferramenta (anodo).

## 2.4 Estudos Térmicos Utilizando o Programa Comercial COMSOL®

O *COMSOL Multiphysics* é um software de elementos finitos baseado em métodos numéricos avançados para modelar e resolver problemas físicos. Muitos estudos têm sido realizados usando o *COMSOL*.

Cai e White (2011) implementaram um modelo matemático no *COMSOL* para avaliar os efeitos térmicos em uma bateria de lítio durante o processo de galvanoplastia estática por descarga. Os resultados mostraram que ambientes com melhores isolações térmicas proporcionam um aumento no efeito da descarga capacitiva. Os autores também provaram que o aumento da temperatura da célula da bateria faz com que a degradação desta célula também aumente.

Gerlich, Sulovska e Zalesak (2013) utilizaram o *COMSOL Multiphysics* para estudar a transferência de calor em um edifício. Os cálculos obtidos no *COMSOL* foram validados através de resultados analíticos fornecidos pela Agência Internacional de Energia e posteriormente foram comparados com valores experimentais medidos em um edifício real. Os resultados numéricos obtidos pelos autores ficaram próximos dos valores medidos experimentalmente, tendo seus desvios devido ao fato da imprecisão do valor do coeficiente de convecção.

Suarez *et al.* (2013) estudaram a transferência de calor em sólidos usando um sensor de radiação e o software *COMSOL*. Através de um laser um feixe de luz periódico e quadrado foi gerado para excitar a amostra na sua superfície frontal. Um sensor de radiação foi utilizado para obter a temperatura em função do tempo na interface inferior de três amostras: silicone, cobre e madeira. Para obter os valores da temperatura, os autores também resolveram a equação da difusão de calor unidimensional usando a técnica de elementos finitos através do uso do software *COMSOL*. Os resultados mostraram uma boa concordância entre a temperatura numérica obtida quando comparado com as temperaturas medidas experimentalmente, mostrando o potencial do *COMSOL Multiphysics* para resolver este tipo de problema.

Greiby *et al.* (2014) usaram métodos inversos para estimar a condutividade térmica dependente da temperatura da polpa da cereja. Um calorímetro diferencial de varredura foi

usado para estimar o calor específico. Os métodos dos mínimos quadrados juntamente com métodos sequencias de estimação foram usados para estimar os parâmetros dos problemas, através dos programas *COMSOL* e *MATLAB*. Os resultados mostraram a eficácia desta técnica para estimar as propriedades térmicas de alimentos sólidos em elevadas temperaturas sobre condições dinâmicas.

Bahrami *et al.* (2016) investigaram o calor, o escoamento do fluido e a transferência de massa durante a soldagem TIG do aço inoxidável austenítico e aço carbono 1018. Os autores utilizaram o software de elementos finitos *COMSOL* para modelar o problema incluindo os módulos de eletromagnetismo, escoamento de fluidos e transferência de calor e massa. Tanto os resultados numéricos como os experimentais mostraram que os elementos de liga são misturados uniformemente na zona de soldagem.

## CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Nesta seção primeiro é apresentado como o conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramentas são modelados numericamente. Em seguida, mostra-se como o problema térmico é resolvido através de uma metodologia direta e inversa. Finalizando a seção apresenta-se o fluxo de calor estimado através da técnica inversa, fazendo uma comparação com outros trabalhos da literatura.

### 3.1 Descrição do Conjunto

O modelo térmico numérico trata-se de uma ferramenta de corte de metal duro, porta-ferramentas e um calço. Primeiramente, considera-se somente um modelo composto pela ferramenta de metal duro, calço e seu porta-ferramentas. Posteriormente, considera-se um segundo modelo levando em consideração a presença do revestimento. Este revestimento está presente na superfície de saída do cavaco, onde ocorre o contato entre a ferramenta e a peça. Com estes dois modelos, simulações numéricas são realizadas para analisar o efeito do revestimento no campo de temperatura que se forma sobre a ferramenta durante a operação de usinagem. As principais dimensões em mm do substrato da ferramenta de corte de metal duro são mostradas na Fig. 3.1.

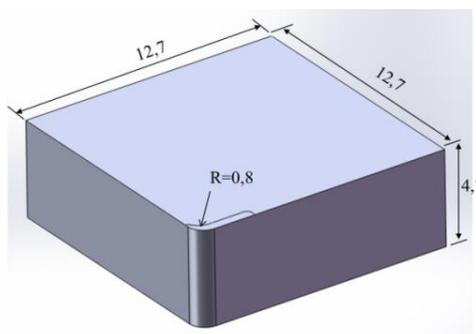


Figura 3.1 - Dimensões da ferramenta de corte de metal duro.

As dimensões do calço e do porta-ferramentas utilizadas nos modelos são mostradas na Fig. 3.2. No modelo da ferramenta revestida, o revestimento é representado por uma fina camada colocada na parte superior do substrato da ferramenta de metal duro (Fig. 3.1). O

contato entre o revestimento e o substrato da ferramenta (Fig. 3.1) é considerado perfeito. A Figura 3.3 apresenta uma porção do revestimento detalhando a área de contato entre a ferramenta de corte e a peça, que é representada na cor amarela nesta figura.

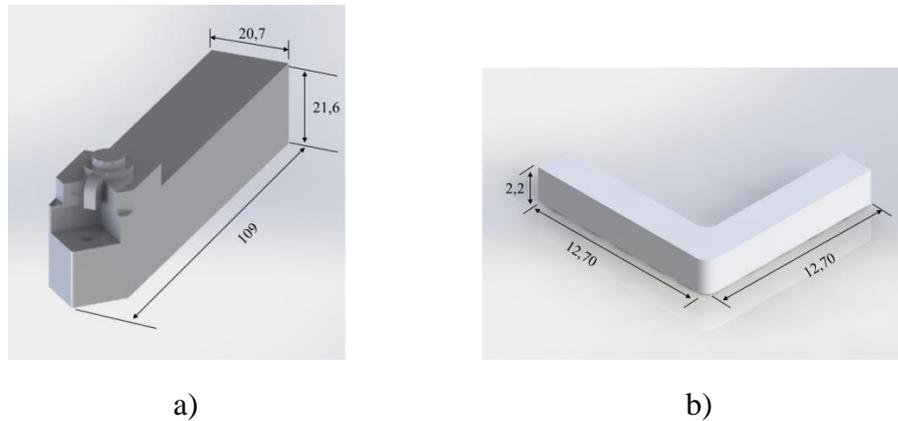


Figura 3.2 - Principais dimensões (mm): a) Porta-ferramentas e b) Calço.

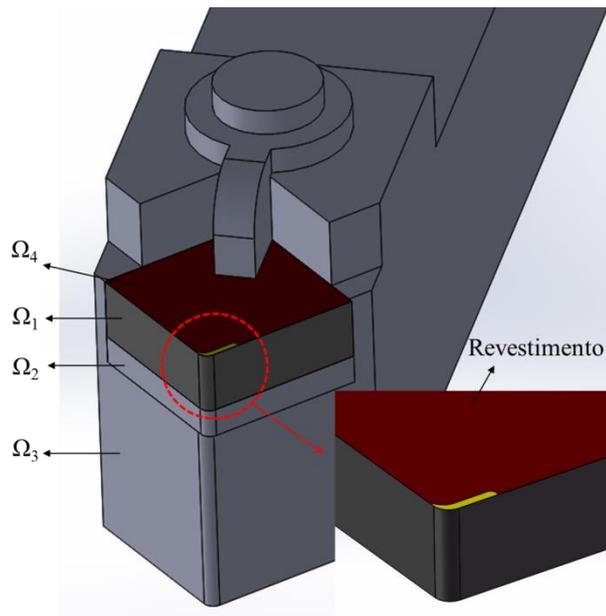


Figura 3.3 - Montagem do conjunto ferramenta e porta-ferramentas e detalhe do revestimento.

Para uma melhor exemplificação ambos os modelos foram divididos em domínios: Substrato da ferramenta de corte de metal duro ( $\Omega_1$ ), calço ( $\Omega_2$ ), porta ferramentas ( $\Omega_3$ ) e revestimento ( $\Omega_4$ ). Em seguida cada domínio foi dividido em regiões, que estão submetidas a diferentes condições de contorno, como fluxo de calor, convecção e interface de contato. Na

Figura 3.4 a seguir, apresenta-se as regiões para o domínio da ferramenta de corte sem revestimento (substrato).

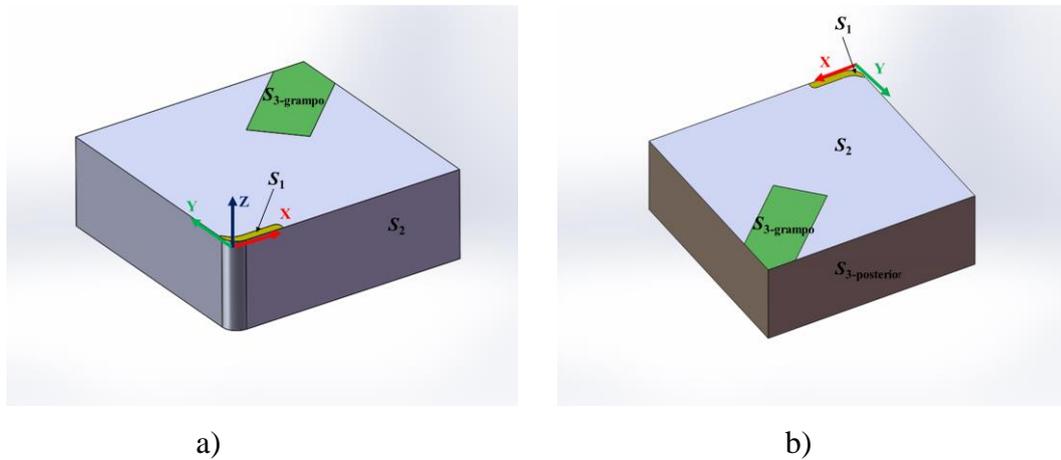


Figura 3.4 - Domínio da ferramenta de corte sem revestimento: a) Interface de contato com a peça e convecção e b) Interface de contato com o porta ferramentas.

A região  $S_1$  destacada na cor amarela representa a região de contato entre a ferramenta e a peça, onde o fluxo de calor é aplicado durante o processo de corte por torneamento. A região  $S_2$  representa todas as superfícies da ferramenta de corte que estão em contato com o ar, cujo a condição de contorno é de convecção natural e radiação. A região  $S_3$  é a interface de contato entre o porta ferramentas e a ferramenta de corte.

O modelo da ferramenta revestida, apresentado na Fig. 3.5, é composto pelo domínio do substrato de metal duro ( $\Omega_1$ ) e pelo domínio do revestimento ( $\Omega_4$ ). As regiões para o modelo da ferramenta revestida são as mesmas da ferramenta não revestida, exceto pela região  $S_4$  que representa a parte superior do revestimento.

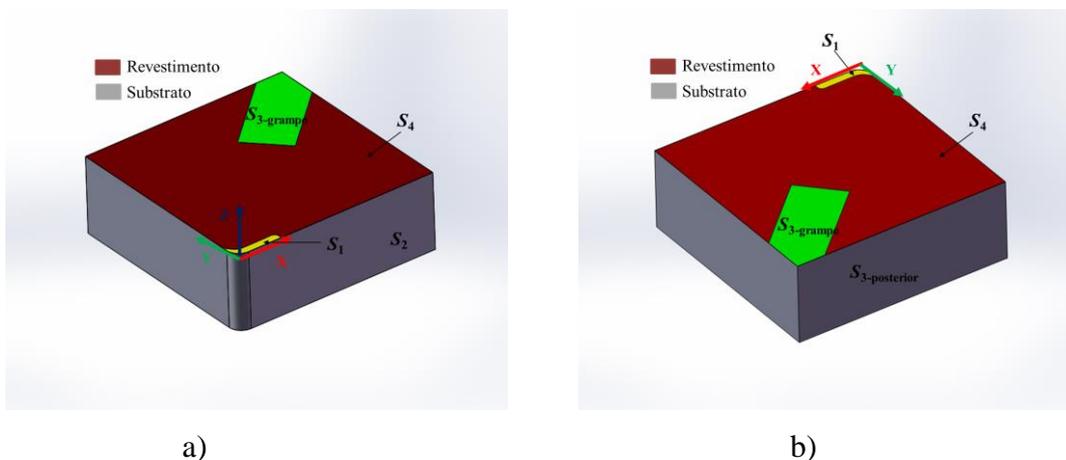


Figura 3.5 - Domínio da ferramenta de corte revestida: a) Interface de contato com a peça e convecção e b) Interface de contato com o porta ferramentas.

A região  $S_1$  é a mesma para o modelo da ferramenta revestida e para o modelo da ferramenta não revestida. Esta região é modelada segundo medição experimental através do uso de um analisador de imagens que foi realizado no trabalho de Carvalho *et al.* (2006). Na Figura 3.6 compara-se a região  $S_1$  medida experimentalmente com a região  $S_1$  do modelo numérico deste trabalho e do modelo numérico do trabalho de Carvalho *et al.* (2006).

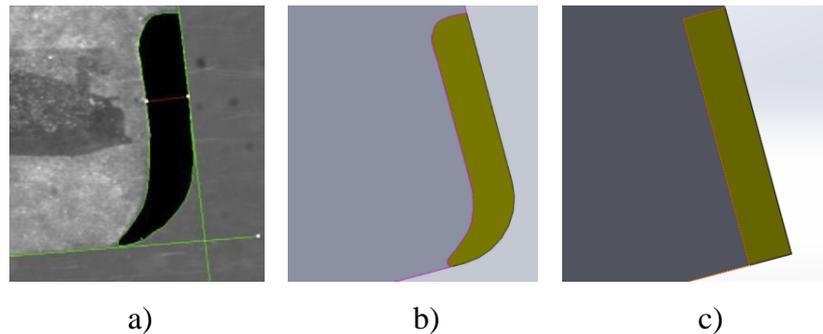


Figura 3.6 - Comparação entre a área de contato da ferramenta de corte: a) Experimental e b) Numérica deste trabalho e c) Numérica do trabalho de Carvalho *et al.* (2006).

O domínio do porta-ferramentas ( $\Omega_3$ ) também é dividido em regiões, uma vez que este recebe parte da energia térmica que é propagada na ferramenta de corte durante o processo de usinagem. Na Figura. 3.7 ilustra-se as regiões do porta ferramentas. A região  $S_5$  compreende todas as superfícies do porta-ferramentas que estão em contato com o calço e a ferramenta de corte. Todas as demais superfícies fazem parte da região  $S_6$  e estão submetidas pela condição de contorno de convecção natural e radiação.

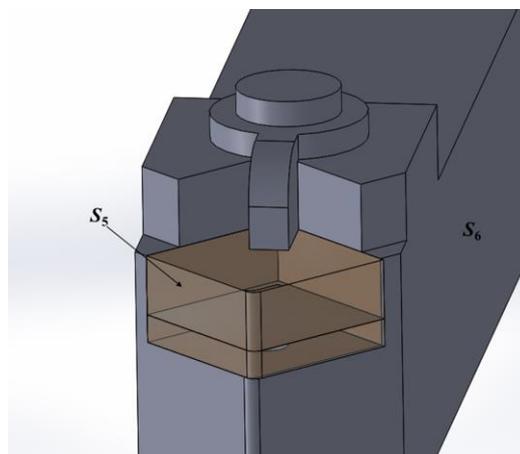


Figura 3.7 - Domínio do porta-ferramentas com interfaces de contato e superfícies sujeitas à convecção natural e radiação.

As propriedades termofísicas dependentes da temperatura adotadas nos modelos, exceto as emissividades, foram retiradas do trabalho de Grzesik, Nieslony e Bartoszek (2009). Para valores de temperatura que extrapolam a curvas das propriedades térmicas, considerou-se o valor da propriedade como sendo constante e igual ao último valor da propriedade apresentado pela curva. Na Figura 3.8a apresenta-se a condutividade térmica e a difusividade térmica em função da temperatura do carboneto de tungstênio (metal duro), material do substrato da ferramenta e do calço. Também nesta figura são apresentadas as curvas da condutividade térmica e da difusividade térmica do revestimento de Nitreto de Titânio (TiN) e Óxido de Alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) em função da temperatura.

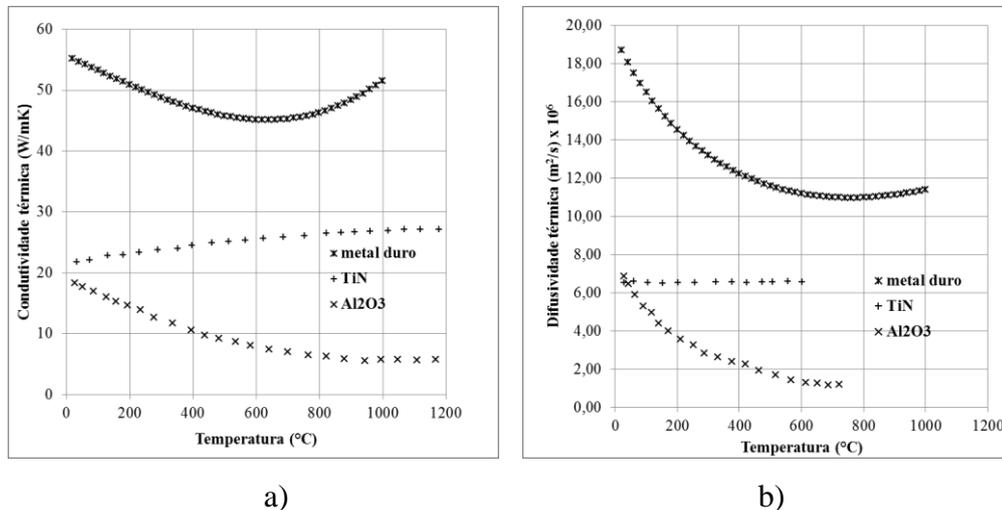


Figura 3.8 - Valores das propriedades térmicas variando com a temperatura para o substrato, calço e revestimentos: a) condutividade térmica e b) difusividade térmica.

Os valores das propriedades térmicas dependentes da temperatura do aço 1045 também obtidos de Grzesik, Nieslony e Bartoszek (2009), material do porta-ferramentas, são mostradas na Fig. 3.9. Na Tabela 3.1 apresenta-se alguns valores das propriedades térmicas das Figs 3.8 e 3.9 para diferentes valores de temperatura.

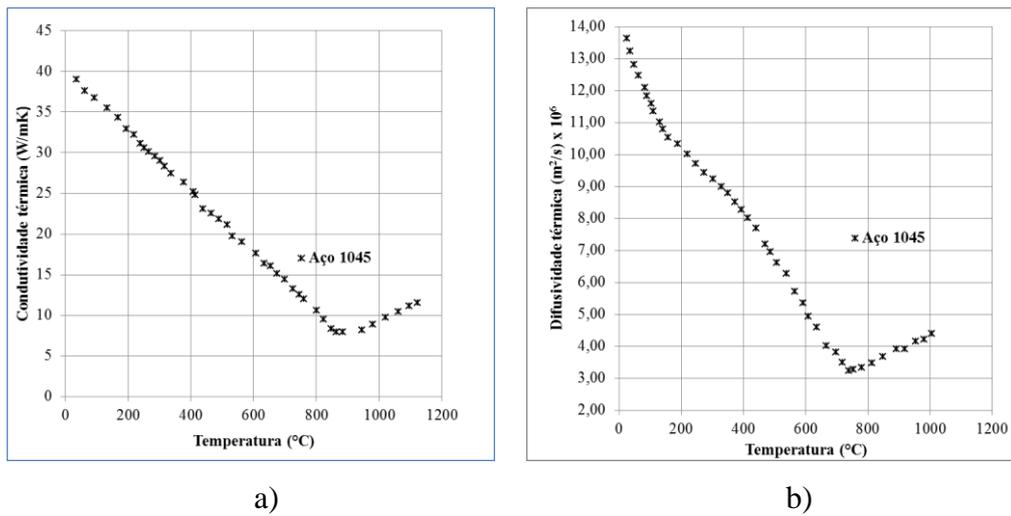


Figura 3.9 - Valores das propriedades térmicas variando com a temperatura para o porta-ferramentas: a) condutividade térmica e b) difusividade térmica.

Tabela 3.1 - Valores das propriedades termofísicas para diferentes materiais.

| $T$ (°C) | Metal duro |  | TiN        |  | $Al_2O_3$  |  | Aço 1045   |  |
|----------|------------|--|------------|--|------------|--|------------|--|
|          | $k$ (W/mK) | $\alpha \times 10^6$ (m <sup>2</sup> /s) | $k$ (W/mK) | $\alpha \times 10^6$ (m <sup>2</sup> /s) | $k$ (W/mK) | $\alpha \times 10^6$ (m <sup>2</sup> /s) | $k$ (W/mK) | $\alpha \times 10^6$ (m <sup>2</sup> /s) |
| 30       | 54,94      | 18,37                                    | 21,78      | 7,00                                     | 18,37      | 6,9                                      | 38,00      | 13,6                                     |
| 50       | 54,46      | 17,77                                    | 21,95      | 7,00                                     | 17,85      | 6,45                                     | 37,58      | 13,2                                     |
| 100      | 53,25      | 16,47                                    | 22,37      | 7,01                                     | 16,61      | 4,95                                     | 36,34      | 12,8                                     |
| 150      | 52,07      | 15,41                                    | 22,76      | 7,01                                     | 15,44      | 4,37                                     | 34,88      | 12,1                                     |
| 200      | 50,92      | 14,53                                    | 23,13      | 7,01                                     | 14,34      | 3,54                                     | 33,23      | 11,8                                     |
| 300      | 48,81      | 13,18                                    | 23,82      | 7,02                                     | 12,33      | 2,62                                     | 29,52      | 10,3                                     |
| 400      | 47,06      | 12,23                                    | 24,44      | 7,02                                     | 10,59      | 2,37                                     | 25,51      | 9,21                                     |
| 500      | 45,80      | 11,59                                    | 25,00      | 7,03                                     | 9,12       | 1,7                                      | 21,50      | 7,98                                     |
| 600      | 45,16      | 11,18                                    | 25,50      | 7,04                                     | 7,91       | 1,28                                     | 17,79      | 6,92                                     |
| 700      | 45,29      | 10,99                                    | 25,95      | 7,04                                     | -          | 1,2                                      | 14,68      | 5,32                                     |
| 800      | 46,30      | 10,97                                    | 26,34      | 7,05                                     | -          | -  | 12,47      | 3,79                                     |
| 1000     | 51,54      | 11,38                                    | 26,92      | 7,06                                     | -          | -  | 11,95      | 3,89                                     |

Uma vez que considera-se a presença de radiação térmica na simulação dos modelos, é necessário conhecer os valores das emissividades dos materiais. Os valores da emissividade do metal duro variando com a temperatura foram obtidos do trabalho de Jiang, Zhang e Yan (2016) e seu comportamento é mostrado na Fig. 3.10. A Tabela 3.2 mostra os valores da emissividade do metal duro para alguns valores de temperatura.

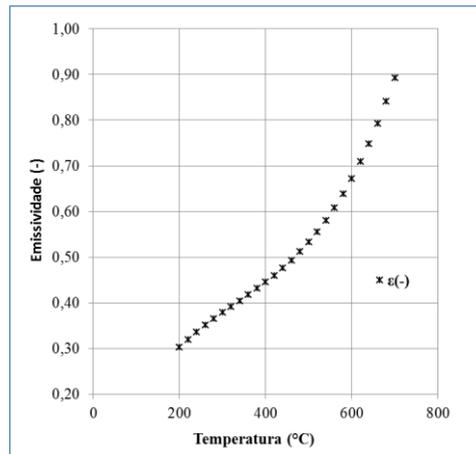


Figura 3.10 - Valores da emissividade do metal duro em função da temperatura.

Tabela 3.2 - Valores da emissividade do metal duro para alguns valores de temperatura.

| $T$ (°C) | $\epsilon$ |
|----------|------------|
| 200      | 0,30       |
| 250      | 0,34       |
| 300      | 0,38       |
| 350      | 0,41       |
| 400      | 0,45       |
| 450      | 0,48       |
| 500      | 0,53       |
| 550      | 0,59       |
| 600      | 0,67       |
| 650      | 0,77       |
| 700      | 0,89       |

Os valores das emissividades para o revestimento de TiN e Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> foram retiradas dos trabalhos de Yuste *et al.* (2010) e Wang *et al.* (2013) respectivamente. Os valores da emissividade do aço 1045, material do porta-ferramentas, foi retirado do trabalho de Polozine e Schaeffer (2005). Na Tabela 3.3 a seguir são apresentados os valores das emissividades dos materiais do revestimento e do material do porta-ferramentas usados nas simulações.

Tabela 3.3 - Valores das emissividades dos materiais dos revestimentos e porta-ferramentas.

| Material      | TiN | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | Aço 1045 |
|---------------|-----|--------------------------------|----------|
| $\varepsilon$ | 0,2 | 0,85                           | 0,83     |

Em ambos os modelos propostos são adotadas ainda algumas hipóteses simplificadoras como contato térmico perfeito entre o revestimento e o substrato; contato térmico perfeito entre as superfícies da ferramenta, do porta-ferramentas e do calço ( região S<sub>5</sub>); emissividade dos materiais constante para o revestimento e porta-ferramentas em relação à temperatura; temperatura ambiente constante e ausência de geração interna de calor em todos os domínios: substrato da ferramenta de corte ( $\Omega_1$ ), calço ( $\Omega_2$ ), porta-ferramentas ( $\Omega_3$ ) e revestimento ( $\Omega_4$ ).

O problema térmico apresentado neste trabalho é resolvido em duas etapas. Na primeira etapa resolve-se o problema inverso que consiste em estimar o fluxo de calor na interface cavaco-ferramenta através dos dados das temperaturas experimentais. Já a segunda consiste em resolver o problema direto para obter o valor das temperaturas numéricas, uma vez que todas as condições de contorno já são conhecidas. Os equacionamentos para a solução do problema inverso e do problema direto são mostrados a seguir.

## 3.2 Modelo Térmico

### 3.2.1 Problema Inverso

Neste trabalho utiliza-se a técnica da Função Especificada que foi desenvolvida por Beck, Blackwell e Clair Jr. (1985) e se baseia na inversão de uma integral de convolução e no uso de passos de tempo futuros. Os cálculos baseados nesta técnica foram escritos em uma

rotina em MATLAB e foram utilizados em conjunto com o software comercial *COMSOL Multiphysics* 5.2.

Inicialmente para se obter o fluxo de calor deve-se minimizar uma função objetivo quadrática baseada no quadrado da diferença entre os valores das temperaturas medidas sobre a superfície de corte e as temperaturas calculadas pelo *COMSOL*:

$$F = \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^J (Y(x, y, z)_{j, M+i-1} - T(x, y, z)_{j, M+i-1})^2 \quad (3.1)$$

onde o índice  $M$  representa a posição atual do sensor de temperatura e  $r$  a posição futura.

Em seguida, a Eq. (3.1) é minimizada em relação a componente do fluxo de calor  $q''(t)$  a ser estimada,

$$\frac{\partial F}{\partial q_M} = \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^J ((Y(x, y, z)_{j, M+i-1} - T(x, y, z)_{j, M+i-1}) \cdot \frac{\partial T(x, y, z)_{j, M+i-1}}{\partial q_M} = 0 \quad (3.2)$$

ou ainda,

$$\frac{\partial F}{\partial q_M} = \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^J ((Y(x, y, z)_{j, M+i-1} - T(x, y, z)_{j, M+i-1}) \cdot X_{j, M+i-1} = 0 \quad (3.3)$$

Embora a relação entre  $T(x, y, z)$  e  $q_M$  seja não linear, a temperatura é uma função contínua do fluxo de calor. Assim, usando uma série de Taylor e expandindo o campo de temperatura em torno de um valor  $q^*$ , arbitrário, retendo somente os termos até primeira ordem obtém-se:

$$T(x, y, z)_{M+i-1} = T_{M+i-1}^*(x, y, z) + X_{M+i-1} \Delta q_M \quad (3.4)$$

onde  $T_{M+i-1}^*$  são as temperaturas calculadas, baseadas numa estimativa inicial de  $q_M^*$ , através do programa comercial.

Substituindo-se a Eq. (3.4) na Eq. (3.3) obtém-se:

$$\Delta q_M = \frac{\sum_{i=1}^r (Y_{M+i-1} - T_{M+i-1}^*) \cdot X_{M+i-1}}{\sum_{i=1}^r X_{M+i-1}^2} \quad (3.5)$$

sendo  $q_M$  obtido através de:

$$q_M = q_M^* + \Delta q_M \quad (3.6)$$

Pode ser notado que nas Eqs. (3.1) e (3.5) que as temperaturas para as posições futuras  $r$ , isto é,  $M+1$ ,  $M+2$ ,  $M+r-1$ , devem ser calculadas. Neste caso, aplica-se o procedimento sequencial descrito por Beck, Blackwell e Clair Jr. (1985).

O procedimento sequencial da função especificada consiste em assumir temporariamente vários fluxos de calor como constantes com a posição, como pode ser observado na Fig. 3.11.

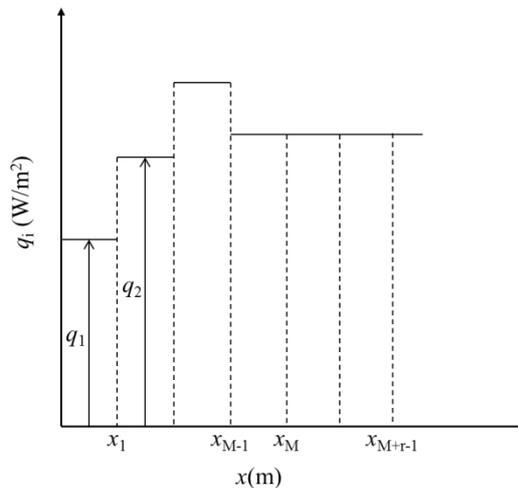


Figura 3.11 - Forma do fluxo de calor constante para o procedimento sequencial.

Assim as componentes do fluxo de calor estimado,  $q_1$ ,  $q_2$ ,  $q_{M-1}$ , são conhecidas e o objetivo passa a ser a estimação de  $q_M$ . Neste caso, assume-se os valores de  $q_{M+1}$ ,  $q_{M+2}$ , ...,  $q_{M+r-1}$  temporariamente constantes:

$$q_M = q_{M+1} = q_{M+2} = q_{M+r-1} = q_M^* \quad (3.7)$$

onde  $r$  é o número de passos de tempo futuros.

Para se obter a solução final de  $q_M$  é necessário previamente calcular o coeficiente de sensibilidade  $X(x,y,z)_{M+r-1}$ , que é definido como a primeira derivada da temperatura em relação à variável que se deseja estimar, sendo neste caso o fluxo de calor:

$$X(x, y, z)_{M+i-1} = \frac{\partial T(x, y, z)_{M+i-1}}{\partial q_M} \quad (3.8)$$

Os coeficientes de sensibilidade têm o papel de indicar as melhores regiões para a localização dos sensores de temperatura. Quanto maior o valor do coeficiente de sensibilidade, maior a sensibilidade de mudanças térmicas no interior, devido a pequenas mudanças nos fluxos. Em contra partida, quanto menor o valor do coeficiente de sensibilidade menor a chance de bons resultados para a estimação do fluxo de calor, uma vez que este problema torna-se muito sensível ao erros de medição (BECK E ARNOLD, 1977).

O algoritmo computacional do procedimento sequencial baseado na técnica da função especificada para a estimação do fluxo de calor pode ser resumido em:

Passo 1: Adota-se um valor arbitrário para o fluxo de calor,  $q^*$ , para  $M = 1$ . Normalmente um valor muito pequeno e diferente de zero;

Passo 2: Através do software computacional obtém-se o valor do campo de temperatura (problema direto);

Passo 3: Calcula-se o coeficiente de sensibilidade  $X(q^*)$ ;

Passo 4: Calcula-se  $\Delta q_M$ , através da Eq. 3.5;

Passo 5: Obtém-se o novo valor de  $q_M$ , através da Eq. 3.6;

Passo 6: Adota-se  $q_M^* = q_M$ ;

Passo 7: Retorna-se ao passo 2, até que se obtenha a convergência, quando  $\frac{(q_M - q_M^*)}{q_M} \leq 10^{-4}$

Passo 8: Adota-se o valor de  $q_M$  convergido como uma estimativa inicial para o valor de  $q_{M+1}$ , retorna-se ao passo 2 até que se obtenha a convergência para a posição  $M+1$ . Este procedimento é repetido até que se atinjam todas as posições existentes ao longo da superfície de corte. Este algoritmo escrito em MATLAB encontra-se no Anexo A.

### 3.2.2 Problema Direto

O modelo térmico é descrito pela equação da difusão de calor tridimensional em regime transiente, considerando propriedades variáveis com a temperatura:

$$\frac{\partial}{\partial x} k(T) \frac{\partial T}{\partial x}(x, y, z, t) + \frac{\partial}{\partial y} k(T) \frac{\partial T}{\partial y}(x, y, z, t) + \frac{\partial}{\partial z} k(T) \frac{\partial T}{\partial z}(x, y, z, t) = \rho c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z, t) \quad (3.9)$$

Sujeito à condição de contorno de convecção e radiação:

$$-k(T) \frac{\partial T}{\partial \eta}(x, y, z, t) = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \text{ em } S_2, S_4 \text{ e } S_6 \quad (3.10)$$

Na área de contato entre a ferramenta e a peça a condição de contorno é de fluxo de calor imposto:

$$-k(T) \frac{\partial T}{\partial z}(x, y, 0, t) = q_0'' \text{ em } S_1 \quad (3.11)$$

A condição inicial do modelo usada para todos os domínios é dada por:

$$T(x, y, z, 0) = T_0 \quad (3.12)$$

### 3.3 Solução Numérica

Todas as simulações numéricas deste trabalho foram realizadas no programa comercial *COMSOL Multiphysics* 5.2. Na Figura. 3.12 pode-se ver a interface do programa.

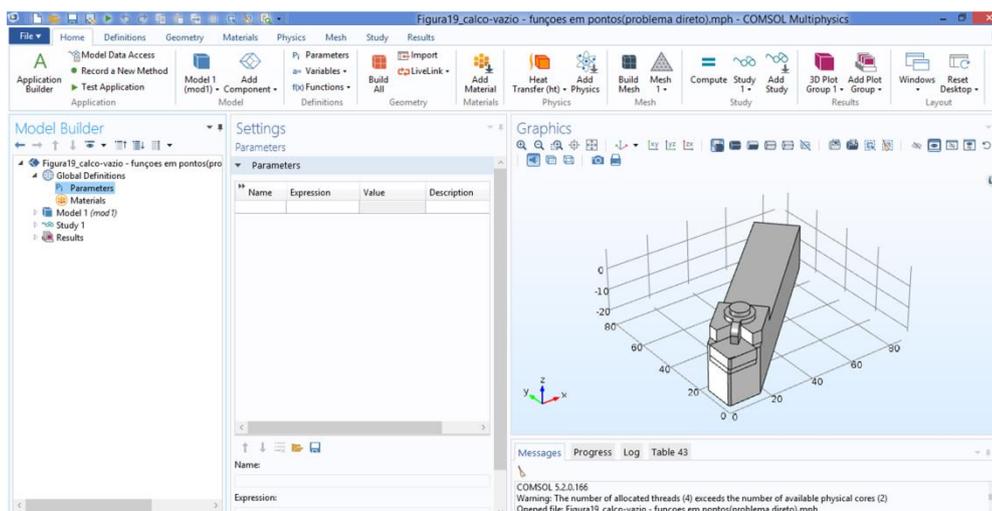


Figura 3.12 - Interface do *COMSOL*.

Para as simulações utilizou-se o módulo de transferência de calor em sólidos do *COMSOL*. Ao selecionar este módulo, o programa apresenta alguns métodos numéricos padrões para a resolução do problema. Isto é uma grande vantagem, uma vez que o *COMSOL* seleciona os métodos que irão atingir uma melhor convergência, com um menor tempo computacional, ao se selecionar determinado módulo.

Para problemas de transferência de calor em sólidos em regime transiente, o *COMSOL* utiliza o método BDF (*backward differentiation formula*) para aproximar as derivadas no tempo. O BDF é um método implícito para integração numérica de equações diferenciais. É um método multi-passo linear, que para uma dada função e tempo, aproxima a derivada da função usando informações anteriormente computadas, aumentando assim sua precisão.

Para a solução do sistema linear, ao selecionar o módulo de transferência de calor em sólidos, o *COMSOL* utiliza o método GMRES (*generalized minimum residual*). Este é um método iterativo para a resolução de sistemas lineares gerais na fórmula  $Ax = b$ .

Para modelar o coeficiente de convecção natural variando com a temperatura, o software utiliza as correlações empíricas de Incropera *et al.* (2011) que já estão implementadas. Para aplicar estas correlações, o modelo numérico foi dividido em três partes: superfícies verticais, superfícies horizontais superiores e superfícies horizontais inferiores.

Para as superfícies verticais, considerou-se uma altura de 31 mm. Para as superfícies horizontais é necessário fornecer o valor do comprimento característico, que é definido pela razão da área da superfície pelo seu perímetro. Assim, para as superfícies horizontais superiores, considerou-se um comprimento característico de 8,55 mm. Já para as superfícies

horizontais inferiores, o comprimento característico considerado foi de 9,06 mm. Esta diferença no comprimento característico entre as superfícies horizontais e verticais deve-se ao fato de se considerar as áreas projetadas. Para todas as superfícies foi utilizado ar como fluido de contato com a superfície, uma pressão absoluta de 1 atm e temperatura externa do ambiente de 29,2 °C. Na Figura. 3.13 são mostradas as dimensões do modelo numérico utilizadas para o cálculo dos comprimentos característicos. No anexo C apresenta-se a malha numérica utilizada neste trabalho.

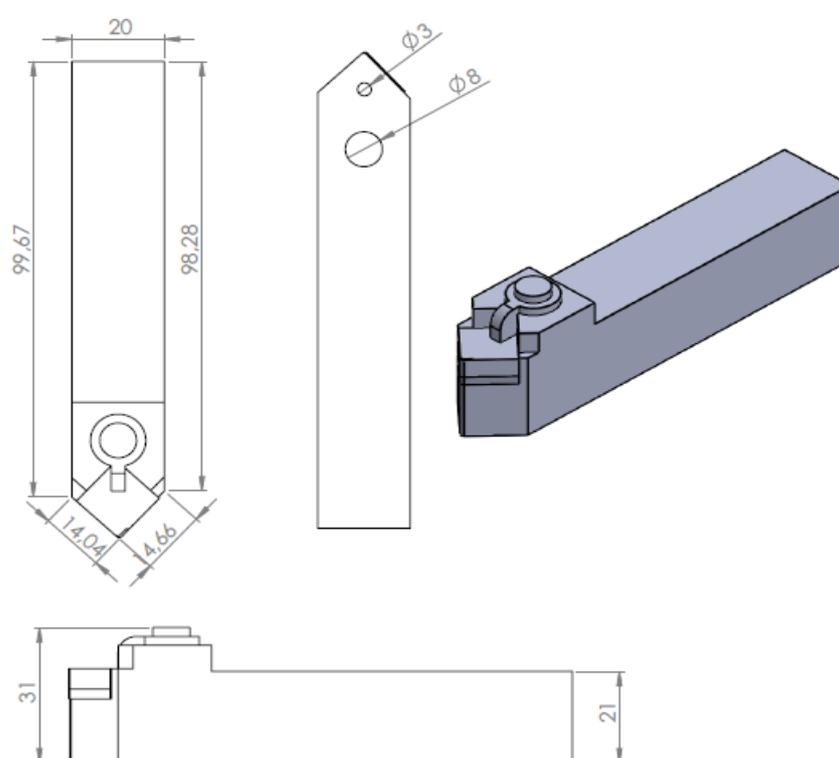


Figura 3.13 - Principais dimensões do modelo numérico.

### 3.4 Procedimento Experimental

Um dos principais problemas da análise térmica de um processo de usinagem é conhecer com precisão o fluxo de calor na interface de contato entre a peça e a ferramenta de corte. Assim, apresenta-se nesta seção o experimento realizado por Carvalho *et al.* (2006), cujos dados foram usados para estimar o fluxo de calor que é aplicado na área de contato entre a peça e a ferramenta

Para analisar a transferência de calor durante o processo de torneamento utilizou-se um torno mecânico convencional IMOR MAXI - II - 520 - 6CV e um sistema de aquisição de dados HP75000 Series B com voltímetro E1326B comandado por um computador. Ainda, foram utilizados oito termopares do tipo K, conectados no computador, para a medição das temperaturas experimentais. Na Figura 3.14 é ilustrado o esquema experimental para a obtenção das temperaturas.

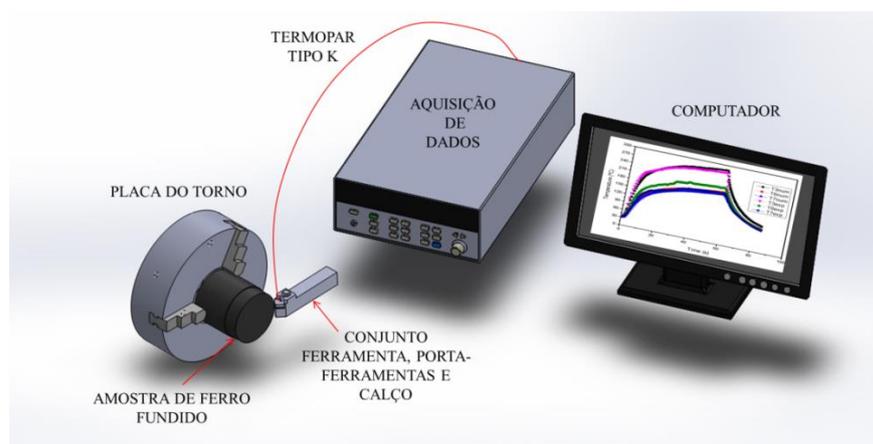


Figura 3.14 - Ilustração do esquema experimental utilizado para estimação do fluxo de calor.

Os oito termopares utilizados no experimento foram posicionados em regiões acessíveis, nas faces inferior e superior da ferramenta e também na superfície do porta-ferramentas e calço. Na Tabela. 3.4 apresenta-se as posições dos sensores segundo os eixos de coordenadas definidos na Fig. 3.15.

Tabela 3.4 - Posição dos termopares no conjunto ferramenta, calço e porta-ferramentas.

| Posição/termopar | 1    | 2     | 3    | 4    | 5    | 6   | 7   | 8    |
|------------------|------|-------|------|------|------|-----|-----|------|
| x [mm]           | 0,0  | 0,0   | 0,0  | 4,5  | 6,5  | 7,2 | 9,5 | 5,3  |
| y [mm]           | 6,5  | 7,3   | 4,0  | 4,1  | 6,6  | 4,7 | 1,7 | 14,6 |
| z [mm]           | -6,6 | -11,7 | -2,1 | -4,7 | -4,7 | 0,0 | 0,0 | 5,4  |

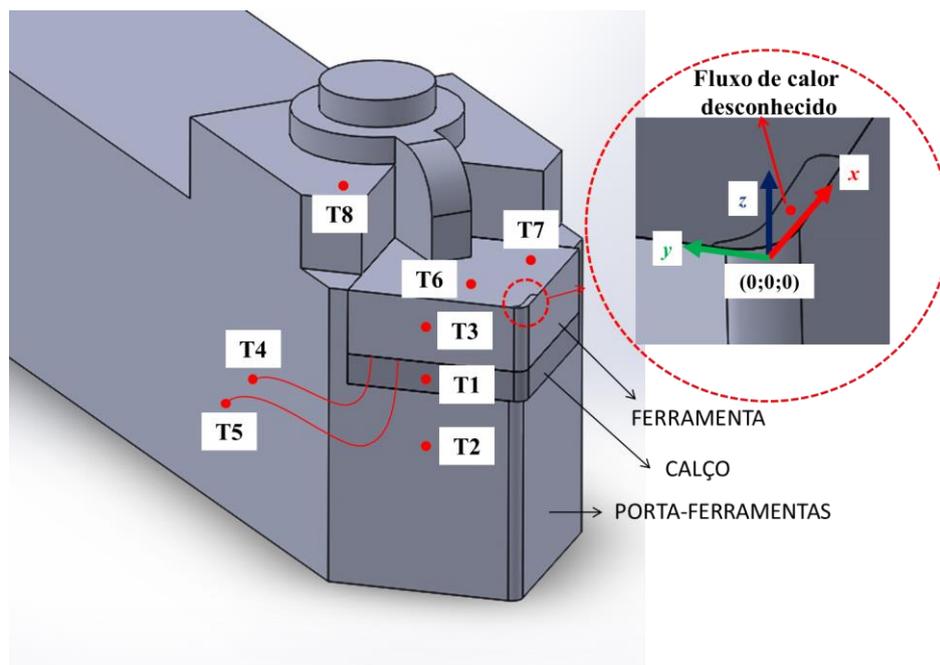


Figura 3.15 - Posicionamento dos termopares T1 a T8 no conjunto ferramenta, calço e porta-ferramentas.

Usou-se uma ferramenta de metal duro SANDVIK (ISO SNUN 12 04 12 H1P - K10) fixada a um porta-ferramentas ISO CSBNR 20K12 (SANDVIK COROMAT). Esta ferramenta foi selecionada devido a sua geometria simplificada octaédrica e sem furo, para facilitar a modelagem numérica. Como material de trabalho, foram usadas amostras de ferro fundido cinzento ABNT FC 20 EB 126A. A escolha deste material foi devido à ferramenta escolhida ser negativa, assim sendo apropriada para usinagem deste tipo de material. Outro motivo é o fato do ferro fundido apresentar cavacos em forma de pó, diminuindo a chance de um cavaco enroscar e romper os termopares durante o torneamento do material. O teste foi realizado em uma barra de ferro fundido cinzento de 77 mm de diâmetro e comprimento de 77 mm.

Carvalho *et al.* (2006) realizaram vários testes para avaliar a influência das condições de usinagem como avanço e velocidade de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta. Na Tabela. 3.5 são apresentados somente os parâmetros utilizados num dos testes realizados pelo autor, cujos dados foram utilizados neste trabalho. Neste teste a duração do aquecimento, tempo em que a ferramenta de corte estava em contato com a peça, foi de aproximadamente 60 s com um intervalo de tempo de aquisição de 0,5 s.

Tabela 3.5 - Parâmetros de usinagem utilizados no teste.

| <b>Parâmetros de usinagem</b> |        |
|-------------------------------|--------|
| Diâmetro inicial (mm)         | 77,0   |
| Comprimento usinado (mm)      | 77,0   |
| Avanço (mm/rotação)           | 0,138  |
| Velocidade de corte (m/min)   | 135,47 |
| Profundidade de corte (mm)    | 5,0    |
| Rotação (rpm)                 | 580    |

Uma das melhorias presentes neste trabalho em relação ao trabalho de Carvalho *et al.* (2006) é a modelagem da área de contato entre a ferramenta e a peça de uma maneira mais realista. Neste trabalho a área modelada numericamente tem um formato bastante próximo da área medida experimentalmente como foi mostrado nas Figs 3.6a e 3.6b, diferentemente da área modelada numericamente com um formato retangular utilizada no trabalho de Carvalho *et al.* (2006). A área experimental (Fig. 3.6a) medida por Carvalho *et al.* (2006) foi de 1,56 mm<sup>2</sup>, enquanto a área numérica modelada neste trabalho é entorno de 1,43 mm<sup>2</sup>.

### 3.5 Resultados do Problema Inverso

Uma vez conhecido os valores das temperaturas experimental, é possível resolver o problema inverso que foi descrito na Seção 3.2.1 e obter o valor do fluxo de calor que foi aplicado na área de contato entre a peça e a ferramenta de corte durante o torneamento. Para estimar o fluxo de calor, todas as propriedades térmicas e o coeficiente de transferência de calor por convecção  $h$  foram considerados constantes e calculados para a temperatura ambiente. Isto foi necessário, pois a técnica inversa da função específica utilizada neste trabalho é baseado no teorema de Duhamel que é linear. Na Figura 3.16 apresenta-se o resultado do fluxo de calor obtido neste trabalho que é comparado com os fluxos de calor obtidos dos trabalhos anteriores de Carvalho *et. al* (2006) e Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015).

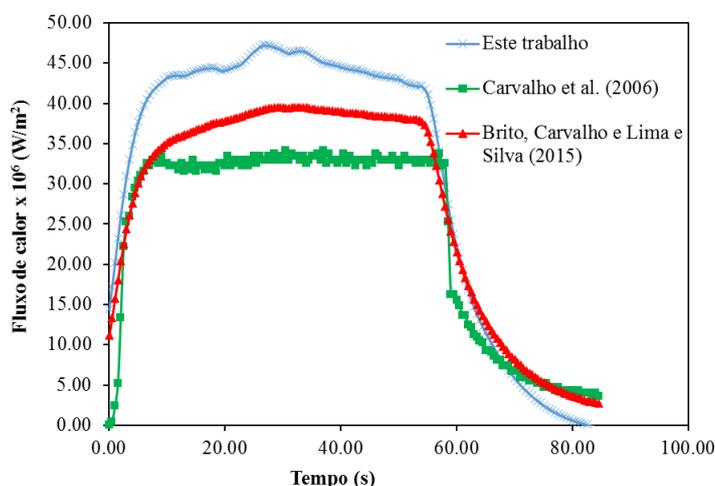


Figura 3.16 - Comparação do fluxo de calor estimado com outros trabalhos.

Pode-se notar que apesar de se tratar do mesmo problema físico, existe uma diferença entre os valores do fluxo de calor obtidos para cada trabalho. Isto se deve ao fato de algumas diferenças durante a modelagem numérica do problema. No trabalho de Carvalho *et al.* (2006) a técnica inversa utilizada foi a da Seção Áurea e o resultado de seu fluxo de calor é uma média dos pontos encontrados após a solução do problema inverso. Este trabalho ainda não considerou a presença da radiação e fez uma discretização do problema utilizando uma geometria cartesiana. Já no trabalho de Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015), apesar dos autores usarem a técnica da Função Especificada, a presença da radiação também não foi considerada. Além disso, algumas simplificações com relação a geometria foram feitas, como o calço que foi considerado inteiriço e não em formato de L como neste trabalho. Na Tabela 3.6 apresenta-se o resumo das principais diferenças na modelagem numérica entre estes trabalhos.

Uma das limitações deste trabalho é a não consideração da resistência térmica de contato presente entre a ferramenta de corte, calço e porta-ferramentas. Outra limitação é o uso de uma técnica inversa linear, fazendo com que para o cálculo do fluxo de calor não seja possível utilizar as propriedades e o coeficiente de transferência de calor por convecção variáveis com a temperatura.

Tabela 3.6 - Principais diferenças na modelagem numérica dos trabalhos.

| <b>Diferença modelagem numérica</b>       | <b>Este trabalho</b>      | <b>Carvalho et al. (2006)</b> | <b>Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015)</b> |
|---|---------------------------|-------------------------------|--|
| Método inverso                            | Função Especificada       | Seção Aurea                   | Função Especificada                          |
| Formato do calço                          | Em L                      | Em L                          | Inteiro                                      |
| Radiação                                  | Presente                  | Ausente                       | Ausente                                      |
| Propriedades térmicas                     | Dependente da temperatura | Constante                     | Constante                                    |
| Coefficiente de convecção natural ( $h$ ) | Dependente da temperatura | Constante                     | Constante                                    |

## CAPÍTULO 4 - Resultados e Discussões

Este capítulo apresenta os resultados obtidos das simulações do conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramentas durante o processo de usinagem. Primeiramente mostram-se os resultados obtidos para a ferramenta de corte sem revestimento. Depois, são apresentados os resultados das ferramentas de corte revestidas com Óxido de Alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e Nitreto de Titânio (TiN).

### 4.1 Ferramenta de Corte sem Revestimento

Inicia-se o estudo realizando a simulação considerando uma ferramenta de corte sem revestimento. Uma vez conhecido o fluxo de calor na área de contato entre a ferramenta de corte juntamente com as condições de contorno, como descrito no Cap. 3, é possível obter o campo de temperatura durante o processo de usinagem. Na Figura 4.1 apresenta-se o campo de temperatura para diferentes tempos durante este processo. Pode-se observar que nos cinco primeiros segundos a temperatura na região próxima a área de contato entre a ferramenta de corte e a peça aumenta bastante, chegando a atingir um valor próximo de  $800\text{ }^\circ\text{C}$  ( região vermelha da Fig. 4.1a). Aos 28 segundos o fluxo de calor na área de contato atinge seu valor máximo, como foi observado na Fig. 3.16 mostrada no Cap. 3. Assim, atinge-se o valor máximo da temperatura nesta região que é acima dos  $1000\text{ }^\circ\text{C}$ . Também na Fig. 4.1a é possível observar que o calor começa a se difundir para as demais regiões da ferramenta de corte, para o calço e o porta-ferramentas (regiões em azul na Fig. 4.1b). Aos 42 s o valor do fluxo de calor praticamente está estabilizado, e não há grandes diferenças nas temperaturas do conjunto. Isto pode ser observado comparando a Fig. 4.1b e Fig. 4.1c. Na Figura. 4.1d é apresentado o campo de temperatura do conjunto no instante  $t = 70\text{ s}$ . Neste instante não existe mais contato entre a ferramenta de corte e a peça, e o valor do fluxo de calor diminui bastante (Fig. 4.1). Assim todo o conjunto começa a se resfriar e o valor da temperatura na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça fica em torno dos  $220\text{ }^\circ\text{C}$ .

Para melhor compreender como a geração de calor durante o processo de usinagem afeta a ferramenta de corte, uma sonda numérica é posicionada na área de contato entre a

ferramenta de corte e a peça (Fig. 4.2). Uma das vantagens do software *COMSOL* é que este consegue obter o valor máximo, médio ou mínimo da temperatura em função do tempo nesta região. Na Figura 4.3 é apresentado o valor das temperaturas máxima, média e mínima nesta região em função do tempo. No anexo B apresenta-se a influência do coeficiente de convecção na temperatura máxima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça.

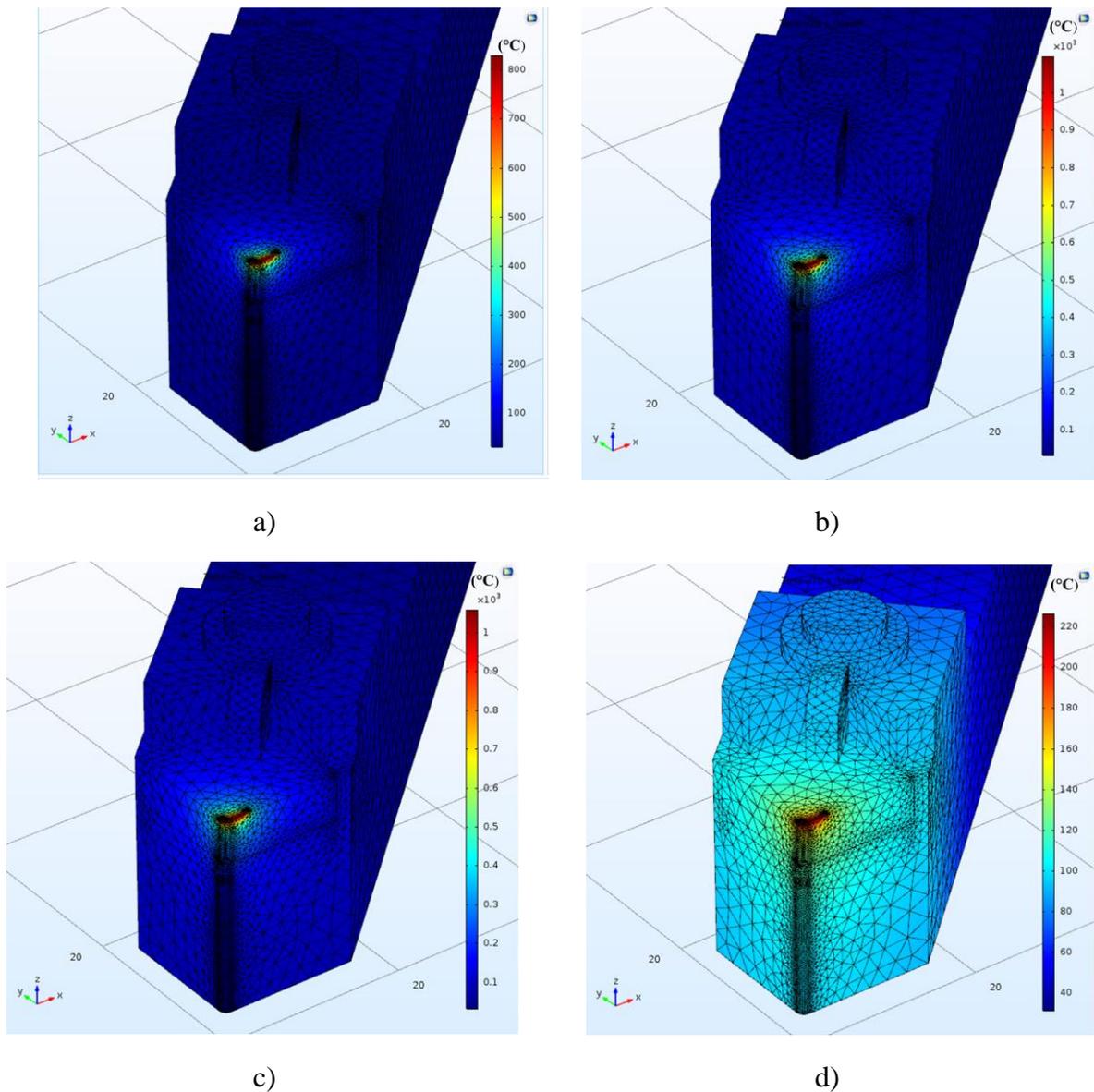


Figura 4.1 - Evolução do campo de temperatura para o conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramentas para diferentes intervalos de tempo de simulação: a) 5 s, b) 28 s, c) 42 s e d)

70 s.

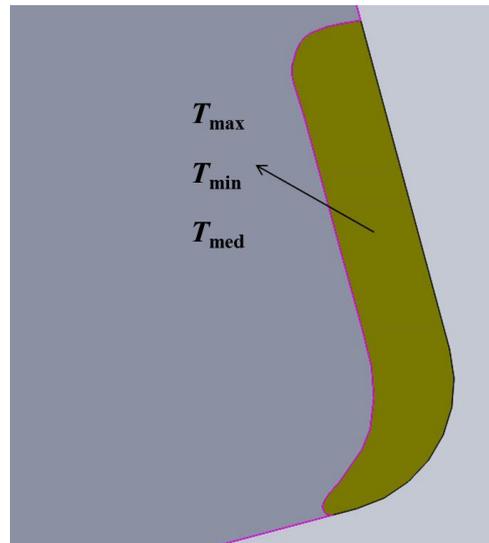


Figura 4.2 - Sonda de fronteira aplicada na área de contato para a identificação da temperatura máxima, mínima e média.

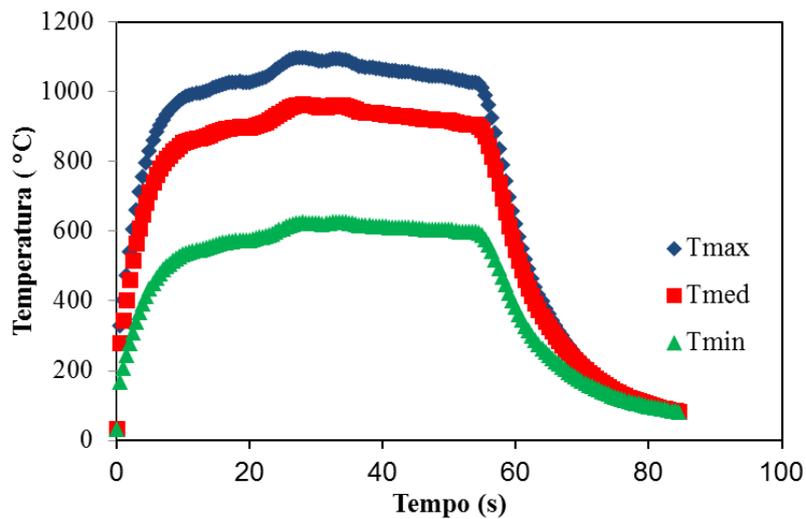


Figura 4.3 - Temperatura máxima, média e mínima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça.

Observa-se na Figura 4.3 que apesar da área de contato entre a ferramenta de corte e a peça ser pequena ( $1,43 \text{ mm}^2$ ), existe grande variações da temperatura ao longo desta área. A temperatura máxima obtida nesta área foi de  $1097 \text{ °C}$ , a temperatura média foi de  $963 \text{ °C}$  e a temperatura mínima foi de  $626 \text{ °C}$ . Na Figura 4.4 são apresentadas as linhas isotérmicas na região próxima da área de contato entre a ferramenta de corte e a peça no instante  $t = 28 \text{ s}$ .

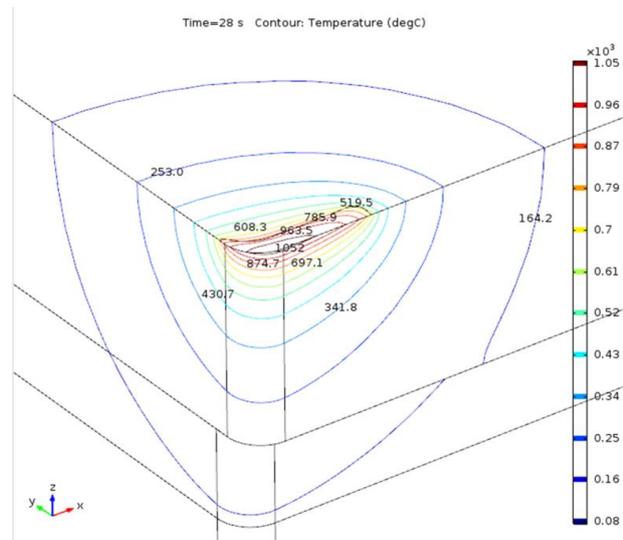


Figura 4.4 - Linhas isotérmicas na região próxima da área de contato entre a ferramenta de corte sem revestimento e a peça.

## 4.2 Ferramentas de Corte Revestidas

Repete-se a simulação descrita no item 4.1, porém agora considerando o revestimento que é representado por uma fina camada de espessura de 10  $\mu\text{m}$ . Nas Figuras 4.5 e 4.6 a seguir são mostradas as linhas isotérmicas próximas da área de contato entre a ferramenta de corte e a peça para as ferramentas de corte revestida de TiN e  $\text{Al}_2\text{O}_3$  no instante  $t = 28$  s, respectivamente.

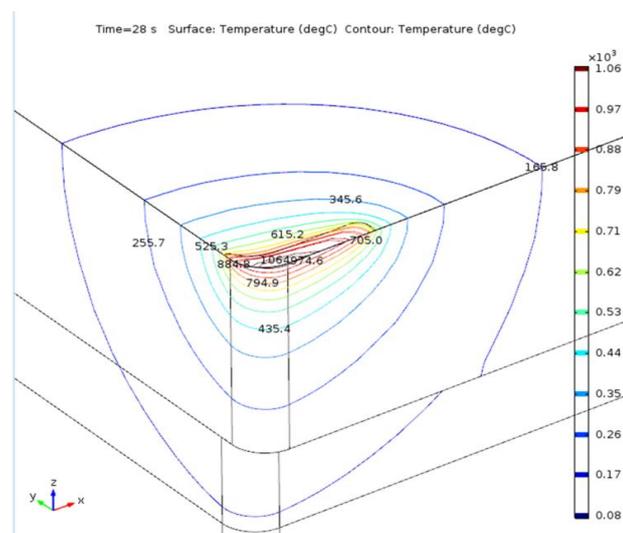


Figura 4.5 - Linhas isotérmicas na região próxima da área de contato entre a ferramenta de corte revestida com TiN e a peça.

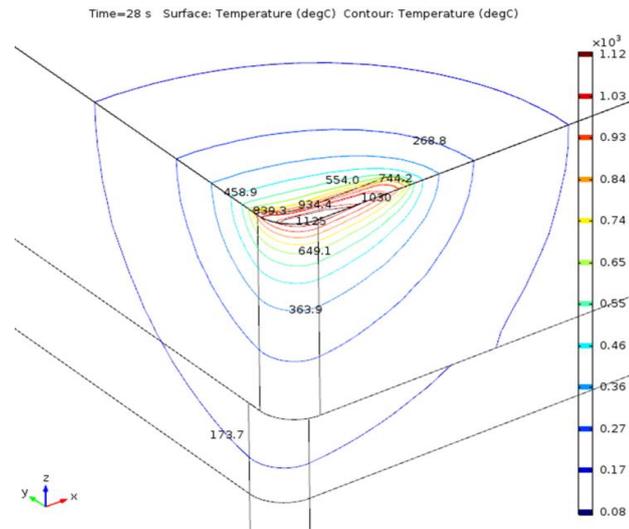


Figura 4.6 - Linhas isotérmicas na região próxima da área de contato entre a ferramenta de corte revestida com  $\text{Al}_2\text{O}_3$  e a peça.

Fazendo uma comparação das Figs. 4.4, 4.5 e 4.6 observa-se que a temperatura na região da área de contato entre a ferramenta e a peça é maior para as ferramentas revestidas do que para a ferramenta não revestida. Para a melhor compreensão deste resultado na Fig. 4.7 são apresentadas as temperaturas máximas nesta região para a ferramenta sem revestimento, ferramenta revestida com TiN e ferramenta revestida com  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Na Figura 4.8 mostra-se a diferença de temperatura das ferramentas revestidas em relação a ferramenta não revestida.

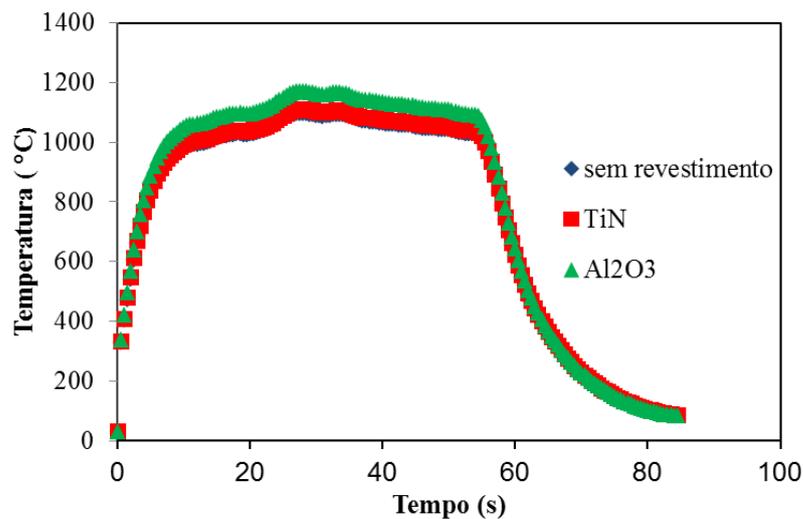


Figura 4.7 - Temperatura máxima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça para as ferramentas revestidas e não revestida.

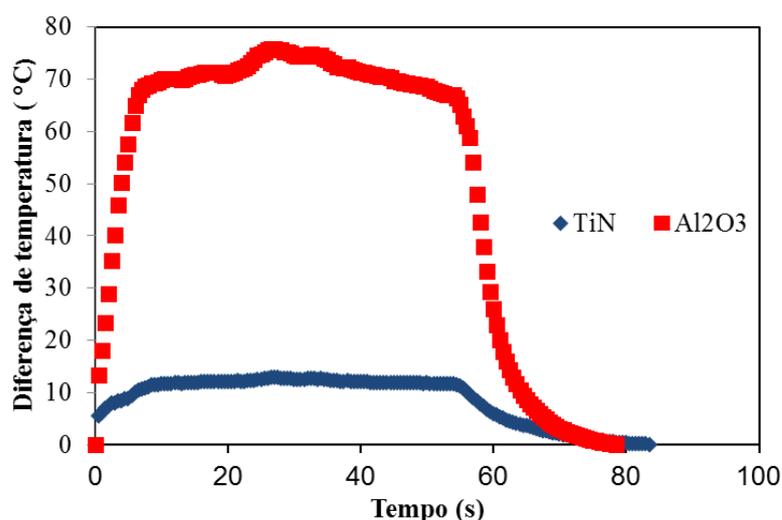


Figura 4.8 - Diferença de temperatura em relação à ferramenta não revestida.

Pode-se observar na Figura 4.7 que para ambos os revestimentos a temperatura máxima na área de contato tem o mesmo comportamento da temperatura máxima na área de contato para a ferramenta sem revestimento. Ainda nesta figura nota-se que a curva da temperatura máxima para o revestimento de TiN está sobreposta a curva da temperatura máxima da ferramenta sem revestimento, não apresentando uma diferença muito significativa. Fato este que poder ser observado na Fig. 4.8, que no instante  $t = 28$  s, a diferença de temperatura máxima para o revestimento de TiN e a ferramenta não revestida é de um pouco mais de  $10$  °C. Já para a ferramenta revestida com  $\text{Al}_2\text{O}_3$  a curva de temperatura máxima ultrapassa a curva de temperatura máxima para a ferramenta sem revestimento, como pode ser observado na Fig. 4.7. Na Figura 4.8 nota-se, que no instante  $t = 28$  s, a diferença de temperatura máxima para o revestimento de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  e a ferramenta não revestida fica em torno de  $75$  °C. No trabalho de Brito *et al.* (2009) utilizando também uma ferramenta de metal duro com um revestimento de  $10$   $\mu\text{m}$  de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  a máxima diferença de temperatura obtida foi de  $8,2$  °C.

Tomando-se como base as figuras anteriores observa-se que para ambos os revestimentos, a temperatura máxima na área de contato é superior que a temperatura máxima na área de contato da ferramenta sem revestimento. Assim, o revestimento retém mais calor na face superior da ferramenta impedindo que este passe para o substrato e possa reduzir a vida útil da ferramenta. O revestimento de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  se mostrou mais benéfico, uma vez que a diferença da temperatura máxima na área de contato foi maior quando comparado ao revestimento de TiN. Isto deve-se ao fato do  $\text{Al}_2\text{O}_3$  apresentar uma característica isolante

melhor, tendo uma condutividade térmica menor, quando comparado ao TiN, como foi mostrado no Cap.3.

### 4.3 Variação da Espessura do Revestimento

Como foi mostrado anteriormente os revestimentos utilizados nas ferramentas de corte tem características isolantes e cumprem o papel de proteger o substrato da ferramenta de corte com relação ao calor. Para evidenciar ainda mais este efeito, repete-se as simulações do item 4.2 considerando espessuras de revestimento maiores: 20  $\mu\text{m}$ , 50  $\mu\text{m}$  e 100  $\mu\text{m}$ .

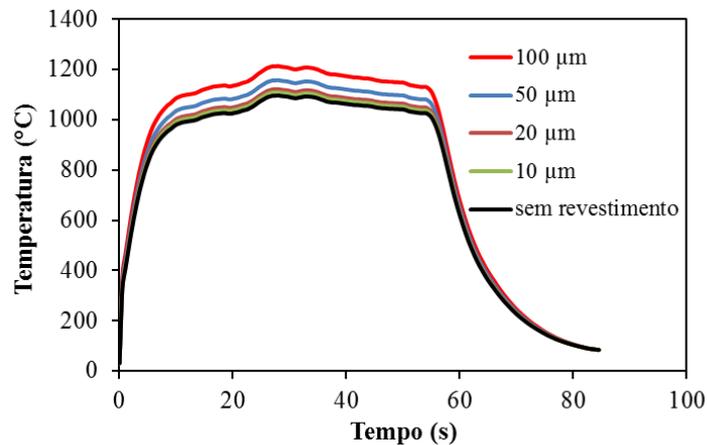


Figura 4.9 - Temperatura máxima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça para diferentes valores de revestimentos para o revestimento de TiN.

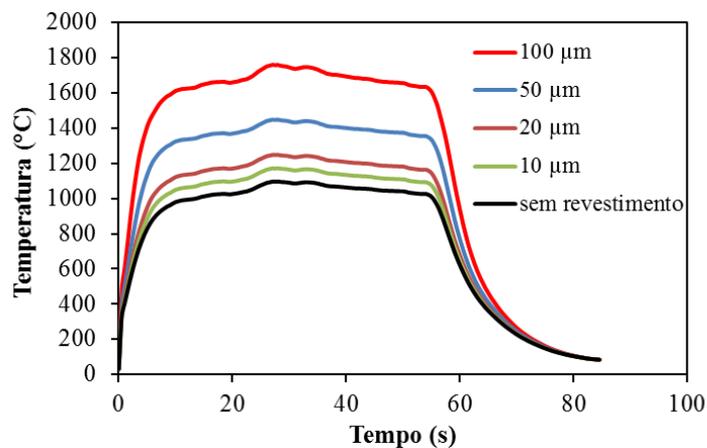


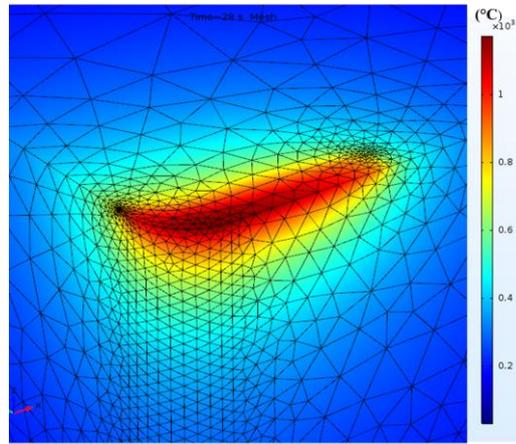
Figura 4.10 - Temperatura máxima na área de contato entre a ferramenta de corte e a peça para diferentes valores de revestimentos para o revestimento de  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .

Nota-se nas Figuras 4.9 e 4.10 que ao se aumentar a espessura do revestimento, para ambos os materiais, a temperatura máxima na área de contato aumenta. Isto também pode ser observado na Tab 4.1 a seguir, onde são mostradas as diferenças da temperatura máxima na área de contato para as ferramentas revestidas com diferentes espessuras e a ferramenta não revestida. Normalmente os valores de espessura usados nos revestimentos de ferramentas de metal duro tem valores de até 12  $\mu\text{m}$  podendo chegar à 20  $\mu\text{m}$  (MACHADO *et al.* 2009).

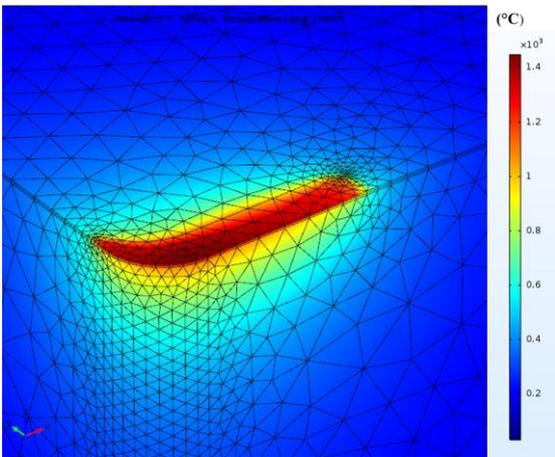
Tabela 4.1 - Diferença da temperatura máxima na área de contato em relação a ferramenta sem revestimento para diferentes espessuras de revestimento.

| <b>Espessura revestimento (<math>\mu\text{m}</math>)</b> | <b>TiN</b> | <b>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b> |
|--|------------|------------------------------------|
| 10   | 12,7 °C    | 75,5 °C                            |
| 20   | 25,2 °C    | 151,5 °C                           |
| 50   | 61,1 °C    | 351,8 °C                           |
| 100  | 117,1 °C   | 663,5 °C                           |

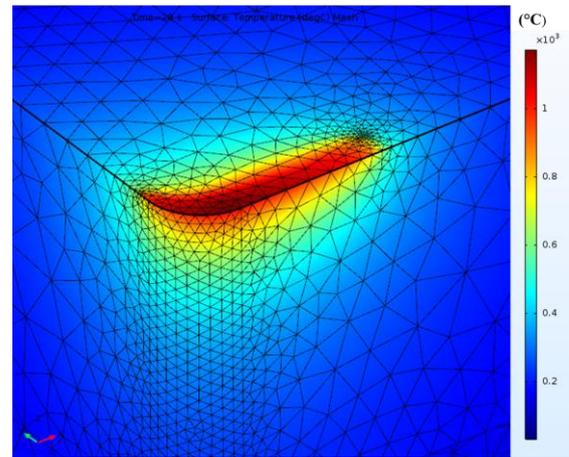
Nas Figuras 4.11a a 4.11e apresenta-se o campo de temperatura na região próxima a área de contato para a ferramenta sem revestimento e para a ferramenta revestida de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> com diferentes espessuras de revestimento no instante  $t = 28$  s. Pode-se observar nestas figuras como o calor se comporta para diferentes espessuras de revestimento. Na Figura 4.11a que representa a ferramenta sem revestimento, nota-se que o calor penetra mais no substrato da ferramenta e conseqüentemente o campo de temperatura é maior, ou seja, tem uma maior distribuição da temperatura. Ao se inserir o revestimento (Fig. 4.11b) o campo de temperatura começa a diminuir levemente. Quando se aumenta a espessura do revestimento, como nas Figs. 4.11c a 4.11e, o campo de temperatura começa a diminuir ainda mais. Isto pode ser notado pela coloração vermelha nas figuras. Assim, o revestimento retém o calor na face superior da ferramenta impedindo que este vá para o substrato, que seria prejudicial para a vida útil da ferramenta de corte.



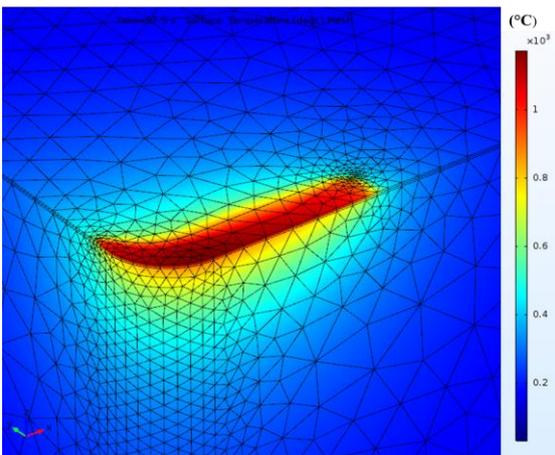
a)



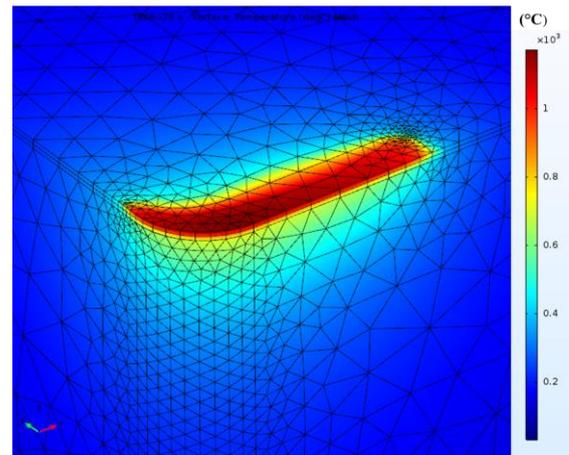
b)



c)



d)



e)

Figura 4.11 - Influência da espessura do revestimento de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  no gradiente térmico da ferramenta: a) sem revestimento, b) 10  $\mu\text{m}$ , c) 20  $\mu\text{m}$ , d) 50  $\mu\text{m}$  e e) 100  $\mu\text{m}$ .

## CAPÍTULO 5 - Conclusões

Apresentou-se neste trabalho um estudo da influência do revestimento em ferramentas de corte de metal duro durante o processo de usinagem. Um diferencial deste trabalho foi o modelamento da camada de revestimento em uma ferramenta de corte de metal duro considerando um modelo numérico tridimensional. Grande parte dos trabalhos encontrados na literatura sobre o estudo da influência térmica do revestimento em ferramentas de corte consideram modelos numéricos unidimensionais ou bidimensionais.

Para a análise numérica foram desenvolvidos dois modelos em CAD 3D representando o conjunto ferramenta de corte, porta-ferramentas e calço. O primeiro modelo numérico foi para uma ferramenta de corte sem revestimento. Já o segundo modelo foi para uma ferramenta de corte revestida, tendo o revestimento representado como uma fina camada posicionada na parte superior da ferramenta de corte. Após a definição dos modelos numéricos, o problema térmico foi resolvido através de uma metodologia inversa e direta.

Para obter o campo de temperatura na ferramenta de corte é preciso primeiro conhecer o fluxo de calor gerado na área de contato entre a peça e a ferramenta de corte durante o processo de usinagem. Para isto faz-se o uso de uma técnica inversa. Neste trabalho utilizou-se a técnica inversa da Função Especificada e seus cálculos foram escritos em uma rotina em MATLAB e foram utilizados em conjunto com o programa COMSOL. As temperaturas experimentais foram obtidas do trabalho de Carvalho *et al.* (2006). O resultado do fluxo de calor obtido foi comparado com os resultados do fluxo de calor de outros trabalhos da literatura para validar a metodologia. As diferenças encontradas entre os valores do fluxo de calor devem-se a diferença na técnica inversa utilizada, presença ou não da radiação na modelagem numérica e diferença na discretização da geometria do problema.

Uma vez conhecido o fluxo de calor durante o processo de usinagem, o programa COMSOL é utilizado novamente para obter o campo de temperatura no modelo numérico. Dentre os diferenciais do modelo numérico deste trabalho em relação a trabalhos anteriores destacam-se: presença da radiação térmica, propriedades térmicas dependentes da temperatura e coeficiente de convecção dependente da temperatura.

Os resultados para a ferramenta de corte sem revestimento mostraram que apesar da pequena dimensão da área de contato entre a ferramenta de corte e peça, existem grandes variações de temperatura nesta área. Para a ferramenta de corte revestida, ambos os materiais

usados no revestimento (TiN e  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) mostraram resultados satisfatórios. Suas temperaturas na área de contato entre a peça e a ferramenta de corte foram superiores quando comparado com a temperatura obtida para a ferramenta de corte sem revestimento. Assim, o revestimento cumpre o seu papel de proteger o substrato da ferramenta de corte com relação ao calor. O melhor resultado foi obtido com o revestimento de  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , uma vez que este possui um valor de condutividade térmica inferior ao valor da condutividade térmica do revestimento de TiN, possuindo assim uma característica mais isolante.

Como sugestão para trabalhos futuros os seguintes tópicos são propostos:

- Avaliar a influência da resistência térmica de contato entre a ferramenta, calço e porta-ferramentas na temperatura de interface cavaco-ferramenta;
- Utilizar outros materiais para o revestimento da ferramenta de corte no modelo numérico;
- Simular ferramentas com mais de uma camada de revestimento;
- Fazer um experimento controlado em laboratório para medir a temperatura experimental durante a usinagem utilizando uma ferramenta de corte revestida;
- Modelar o escoamento do ar ao redor do conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramentas possibilitando o estudo do efeito da convecção.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Bahrami, A.; Helenbrook, B. T.; Valentine, D. T.; Aidun, D. K., 2016, “Fluid Flow and Mixing in Linear GTA Welding of Dissimilar Ferrous Alloys”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 93, pp. 729-741.

Balzers, 2002. [www.balinit.balzers.com](http://www.balinit.balzers.com)

Beck, J. V. and Arnold, K. J., 1977, “Parameter Estimation in Engineering and Science”, John Wiley Sons, New York.

Beck, J.V.; Blackwell, B.; ST. Clair, C. *Inverse Heat Conduction: Ill-posed Problems*. New York: Wiley-Interscience Publication, 1985. 308p.

Boothroyd G., 1961, “Photographic Technique for Determination of Metal Cutting Temperature”, *British Journal of Applied Physics*, Vol.12, pp. 238-242.

Brito, R. F.; Carvalho, S. R.; Lima e Silva, S. M. M.; Ferreira, J. R., 2009, “Thermal Analysis in Coating Tools”, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 36, pp. 314 – 321.

Brito, R. F.; Carvalho, S. R.; Lima e Silva, S. M. M., 2015, “Experimental Investigation of Thermal Aspects in a Cutting Tool Using Comsol and Inverse Problem”, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 86, pp. 60 – 68.

Cai, L.; White, R. E., 2011, “Mathematical Modeling of a Lithium Ion Battery with Thermal Effects in Comsol Inc. Multphysics (MP) Software”, *Journal of Power Sources*, Vol. 196, pp. 5985-5989.

Carvalho, S. R.; Lima e Silva, S. M. M.; Machado, A. R.; Guimarães, G., 2006, “Temperature Determination at the Chip-Tool Interface Using an Inverse Thermal Model Considering the Tool and Tool Holder”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 179, pp. 97-104.

Chan, C. L.; Chandra A., 1991, “A Boundary Element Method Analysis of the Thermal Aspects of Metal Cutting Processes”, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 113, pp. 311-319.

Chen, H. T.; Lin, J. Y., 1997, “Numerical Solution of Two-Dimensional Nonlinear Hyperbolic Heat Conduction Problems”, *Numerical Heat Transfer, Parte B*, Vol. 25, pp. 287-307.

Chow, J. G.; Wright, P. K., 1988 “On-Line Estimation of Tool/Chip Interface Temperatures for a Turning Operation”, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 110, pp. 56-64.

Cohen, G.; Gilles, P.; Segonds, S.; Mousseigne, M.; Lagarrigue, P., 2012, “Thermal and Mechanical Modeling During Dry Turning Operations”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 58, pp. 133-140.

Deppermann, M.; Kneer, R., 2015, “Determination of The Heat Flux to the Workpiece During Dry Turning by Inverse Methods”, *Production Engineering Research and Development*, Vol. 9, pp. 465-471.

Dorr J.; Mertens Th.; Engering, G.; Lahres, M., 2003, “In Situ Temperature Measurement to Determine the Machining Potential of Different Tool Coatings”, *Surface and Coatings Technology*, Vol. 174-175, pp. 389-392.

Gerlich, V.; Sulovska, K; Zalesak, M., 2013, “Comsol Multiphysics Validation as Simulation Software for Heat Transfer Calculation in Buildings: Building Simulation Software Validation”, *Measurement*, Vol. 46, pp. 2003-2012.

Gottwein, K., 1925, “Die Messung der Schneidentemperatur beim Drehen, Maschinenbau Betrieb”, Vol. 4, pp. 1129–1135.

Greiby I.; Mishra, D. K.; Dolan, K. D., 2014, “Inverse Method to Sequentially Estimate Temperature-Dependent Thermal Conductivity of Cherry Pomace During Nonisothermal Heating”, *Journal of Food Engineering*, Vol. 127, pp. 16-23.

Groover, M. P.; Kane, G. E., 1971, “A Continuing Study in the Determination of Temperatures in Metal Cutting Using Remote Thermocouples”, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 2, pp. 603-608.

Grzesik, W.; Bartoszek, M.; Nieslony, P. 2004, “Finite Difference Analysis of the Thermal Behavior of Coated Tool in Orthogonal Cutting of Steels”, *International Journal of Machining Tools and Manufacture*, Vol. 44, pp. 1451 - 1462

Grzesik, W.; Nieslony, P.; Bartoszek, M., 2009, “Modeling of the Cutting Process Analytical and Simulation Methods”, *Advances in Manufacturing Science and Technology*, Vol. 33, pp. 5-29.

Herbert, E. G., 1926, “The Measurement of Cutting Temperatures, Proceeding of the Institution of Mechanical Engineers”, Vol. 1, pp. 289–329.

Incropera, F.P.; DeWitt, D. P.; Bergman, T. L.; Lavine, A. S., 2011, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, John Wiley & Sons, 7<sup>th</sup> ed., USA, 1076 p.

Jiang F.; Zhang T.; Yan, L., 2016, “Estimation of Temperature-Dependent Heat Transfer Coefficients in Near-Dry Cutting”, *International Journal of Advanced Manufacturing Tehcnology*, Vol. 86, pp. 1207-1218.

Khajehzadeh, M.; Akhlaghi, M.; Razfar, M. R., 2014, "Finite Element Simulation and Experimental Investigation of Tool Temperature During Ultrasonically Assisted Turning of Aerospace Aluminum Using Multicoated Carbide Inserts", *International Journal of Advanced Manufacturing Tehcnology*, Vol. 75, pp. 1163-1175.

Liang, L.; Quan, Y.; Ke, Z., 2011, "Investigation of Tool-Chip Interface Temperature in Dry Turning Assisted by Heat Pipe Cooling", *International Journal of Manufacturing Technology*, Vol. 54, pp. 35-43.

Liang, L.; Xu, H.; Ke, Z., 2013, "An Improved Three-Dimensional Inverse Heat Conduction Procedure to Determine the Tool-Chip Interface Temperature in Dry Turning", *International Journal of Thermal Sciences*, Vol. 66, pp 152-161.

Machado, A. R.; Abrão, A. M.; Coelho, R. T.; Silva, M. B., 2009, "Teoria das Usinagens dos Materiais", Editora Blucher, 1ª ed, São Paulo, Brasil, 2009, 191 p.

Martan, J. e Benes, P., 2012, "Thermal Properties of Cutting Tool Coatings at High Temperatures", *Thermochimica Acta*, Vol. 539, pp. 51-55.

Mitsuichi, M.; Sugita N.; Ishii K.; Furusho T.; Harada K., 2015, "Cutting Temperature Measurement by a Micro-Sensor Array Integrated on the Rake Face of a Cutting Tool", *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 64, pp. 77-80.

Nicolson, J.T. 1905, *The Engineer*, Vol. 99, pp. 385.

Polozine, A.; Schaeffer, L., 2005, "Exact and Approximate Methods for Determining the Thermal Parameters of the Forging Process", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 170, pp. 611 - 615.

Puls, H.; Klocke, F; Veselovac, D, 2016, "FEM-Based Prediction of Heat Partition in Dry Metal Cutting of AISI 1045", *International Journal of Advanced Manufacturing Tehcnology*, Vol. 86, pp. 737-745.

Rapier, A. C., 1954, "A Theoretical Investigation of the Temperature Distribution in the Metal Cutting Process", D.I.C, Plasticity Division, Mechanical Engineering Research Laboratory, East Kilbride, Glasgow.

Rech, J.; Battaglia, J. L.; Moisan, C. 2005, "Thermal Influence of Cutting Tool Coatings", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 159, pp. 119 – 124.

Santos Jr., M. C.; Araújo Filho, J. S.; Barrozo, M. A. S.; Jackson, M. J.; Machado, A. R., 2016, "Development and Application of a Temperature Measurement Device Using the Tool-Workpiece Thermocouple Method in Turning at High Cutting Speeds", *International Journal of Advanced Manufacturing Tehcnology*, DOI 10.1007/s00170-016-9281-1.

Santos, M. R.; Sousa, P. F. B.; Guimarães, G.; Carvalho, S. R., 2009, "Comparison of Inverse Methods in Determination of Heat Flux and Temperature in Cutting Tools During a Machining Process", *High Temperatures-High Pressures*, Vol. 38, pp. 119-136.

Shabgard, M. e Akhbari, S., 2016, “An Inverse Heat Conduction Method to Determine the Energy Transferred to the Workpiece in EDM Process”, *International Journal of Advanced Manufacturing Tehcnology*, Vol. 83, pp. 1037 - 1045.

Shaw, M. C., 1984, “Metal Cutting Principles”, London: Oxford University Press.

Shet, C. e Deng, X., 2000, “Finite Element Analysis of the Orthogonal Metal Cutting Process”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 105, pp. 95-109.

Shore, H., 1925, “Thermoelectric measurement of cutting tool temperatures”, *J. Washington Academy of Science*, Vol.15, pp. 85-88.

Stephenson, D. A., 1991, “Aassessment of Steady-State Metal Cutting Temperature Models Based on Simultaneous Infrared and Thermocouple Data”, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 113, pp. 121-128.

Suarez, V.; Wong, J. H.; Nogal, U.; Calderon, A.; Rojas-Trigos, J. B.; Juarez, A. G.; Marin, E., 2013, “Study of the Heat Transfer in Solids Using Infrared Photothermal Radiometry and Simulation by COMSOL Multiphysics”, *Applied Radiaton and Isotopes*, Vol. 83, pp. 260-263.

Taylor, F.W. 1907, *Trans. A.S.M.E.*, Vol. 28, pp. 31.

Thompson, B, 1798, “An Inquiry Concerning the Source of Heat Which is Excited by Friction”, *Philos. T. R. Soc. Lond.*, Vol.18, pp. 278–287.

Tlusty, J.; Orady, E., 1981, “Effect of Thermal Cycling on Tool Wear in Milling”, in: 9th NAMRC Conf., Penn.State University, May

Trent, E. M.; Wright, P. K., 2000, “Metal Cutting”, 4th ed., Butterworth-Heinemann, Boston, USA.

Usui, E. T. Shirakashi, T; Kitagawa, 1978, “Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process”, Part 3: Cutting Temperature and Crater Wear of Carbide Tool, *Transactions of ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 100, pp. 236–243.

Wang, Y. M.; Tian, H.; Shen, X. E.; Wen, L.; Ouyang, J. H.; Zhou, Y.; Jia, D. C.; Guo, L. X., 2013, “An Elevated Temperature Infrared Emissivity Ceramic Coating Formed on 2024 Aluminium Alloy by Microarc Oxidation”, *Ceramics International*, Vol. 39, pp. 2869 - 2875.

Young, H. T.; Chou, T. L., 1994, “Modeling of Tool/Chip Interface Temperature Distribution in Metal Cutting”, *International Journal Mech. Sci.*, Vol. 36, no. 10, pp. 931-943.

Yuste, M.; Galindo, R. E.; Sánchez, O.; Cano, D.; Casasola, R.; Albella, J.M., 2010, “Correlation Between Structure and Optical Properties in Low Emissivity Coatings for Solar Thermal Collectors”, *Thin Solid Films*, Vol. 518, pp. 5720 - 5723.



## ANEXO A - Algoritmo em MATLAB para o cálculo do fluxo de calor

Apresenta-se a seguir o código escrito no programa MATLAB para o cálculo do fluxo de calor:

```
% Programa que estima o fluxo de calor [W/m^2] pelo método da Função
% Especificada, onde os phi's são obtidos do ANSYS CFX ou COMSOL
% via arquivo de entrada phiCFX.dat.
% Este programa trabalha com 8 termopares.
% Forma funcional para o fluxo de calor constante.

close all;
clear all;
clc;
format long
%Propriedades do material, dados do experimento, número de Fourier
r=9; %número de passos futuros (5% de 179 pontos = NPT)

load phiCOMSOL3sensores_vazio.dat; %entrada dos phi's, calculados
pelo COMSOL
load Texp_367.dat; %
load flab03.dat; %fluxo estimado solidônio
qex(:,1)=flab03(:,2); %fluxo estimado solidônio
t(:,1)= phiCOMSOL3sensores_vazio(:,1); %vetor com os passos de tempos
Y(:,1)= Texp_367(:,1); %vetor das temperaturas medidas no termopar 1
Y(:,2)= Texp_367(:,2); %vetor das temperaturas medidas no termopar 2
Y(:,3)= Texp_367(:,3); %vetor das temperaturas medidas no termopar 3
%Y(:,4)= Texpsolid(:,4); %vetor das temperaturas medidas no termopar 4
%Y(:,5)= Texpsolid(:,5); %vetor das temperaturas medidas no termopar 5
%Y(:,6)= Texpsolid(:,6); %vetor das temperaturas medidas no termopar 6
%Y(:,7)= Texpsolid(:,7); %vetor das temperaturas medidas no termopar 7
%Y(:,8)= Texpsolid(:,8); %vetor das temperaturas medidas no termopar 8
for i=1:3
    T0(1,i) = Y(1,i);
end
D=size(phiCOMSOL3sensores_vazio,1); %comando size para calcular o NPT,
usando phiCFX.dat
NPT=D;
dt=t(2,1)-t(1,1); % incremento de tempo

%Cálculo (leitura) das sensibilidades térmicas corpo para os 2 termopares

% xm=x1/L;
for M=1:NPT
    phi(M,2)=phiCOMSOL3sensores_vazio(M,2);
    phi(M,3)=phiCOMSOL3sensores_vazio(M,3);
    phi(M,4)=phiCOMSOL3sensores_vazio(M,4);
    %phi(M,5)=phiCOMSOL2(M,5);
    %phi(M,6)=phiCOMSOL2(M,6);
    %phi(M,7)=phiCOMSOL2(M,7);
    %phi(M,8)=phiCOMSOL2(M,8);
    %phi(M,9)=phiCOMSOL2(M,9);
```

```

end

%Cálculo das sensibilidades térmicas para 3 termopares
% xm=x2/L;

%Calculos dos deltaphi's
for M=1:NPT-1

    for j=1:3
        dphi(M,j)=phi(M+1,j)-phi(M,j);
    end
end

%cálculo do coeficiente de ganho para os 3 sensores

sphi=0;
for i=1:r
    for j=1:3
        sphi=sphi+phi(i,j)^2;
    end
end

for j=1:3
    for i=1:r

        K(i,j)=phi(i,j)/sphi;
    end
end

%cálculo do fluxo estimado pelo metodo da funcao especificada com 3
%sensores de temperatura

for M=1:NPT-r

    if M==1
        q(M)=0;
        for i=1:r
            for j=1:3
                q(M)=q(M)+K(i,j)*(Y(M+i-1+1,j)-T0(1,j));
            end
        end
    end

    else

        for J=1:3
            for i=1:r
                j=M+i-1;

                for p=M:j
                    q(p)=0;
                end
                soma1=0;
                for ii=1:j-1
                    soma1=soma1+q(ii)*dphi(j-ii,J);
                end
            end
        end
    end
end

```

```

        end

        T(j,J)=soma1+T0(1,J);

    end
end

soma2=0;

for i=1:r
    j=M+i-1;
    for J=1:3
        soma2=soma2+K(i,J)*(Y(j+1,J)-T(j,J));
    end
end

q(M)=soma2;

end

end

%Gráficos e criação de arquivo .dat com os fluxos estimado e experimental

subplot(2,1,1)
%plot(flab03(1:2046,1),q) mudei de 1 para 2 para pegar a coluna do fluxo
% e nao do tempo, do arquivo flab03.dat
plot(flab03(1:NPT-1,1),q)

hold on
plot(flab03(:,1),flab03(:,2),'r')
grid on

title('fluxo de calor')
xlabel('tempo (s)')
ylabel('fluxo (W/m^2)')
legend('fluxo estimado','fluxo solidonio')

% Criar o arquivo qfunc1.dat com o tempo, fluxo estimado e
% fluxo experimental para plotagem no Excel, Sigmaplot, etc.
for M=1:NPT-r
    tp(M,1)=(M-1)*dt;
    qq(M,1)=q(M);
    qexx(M,1)=qex(M,1);
end

tempo=tp(:,1);
fluxoestimado=qq(:,1);
fluxoexperimental=qexx(:,1);

a=tempo;           %(coluna do tempo)
b=fluxoestimado;  %(coluna do fluxo estimado)
c=fluxoexperimental; %(coluna do fluxo experimental)
d=[a,b,c];
save qfunc1_vazio.dat /ascii d % cria o arquivo de saída qfunc1.dat

```

## ANEXO B - Influência do coeficiente de convecção na temperatura na interface cavaco-ferramenta

Para compreender melhor o efeito da convecção no conjunto ferramenta de corte, calço e porta ferramentas, repete-se a simulação para o caso da ferramenta de corte sem revestimento para diferentes valores de convecção. A Tabela B1 a seguir apresenta o valor máximo da temperatura máxima na interface cavaco-ferramenta para diferentes valores de coeficiente de convecção segundo alguns trabalhos da literatura. Na Figura B.1 mostra-se as curvas das temperaturas máximas para os diferentes valores de coeficiente de convecção.

Tabela B.0.1 - Valor máximo da temperatura máxima na interface cavaco-ferramentas para diferentes valores do coeficiente de convecção.

| Trabalho                              | Coefficiente de convecção<br>(W/m <sup>2</sup> K) | T <sub>max</sub> (°C) |
|---------------------------------------|---|-----------------------|
| Este trabalho                         | $h = h(T)$  | 1096,8                |
| Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015) | 20  | 1094,8                |
| Liang <i>et al.</i> (2011)            | 10  | 1096,7                |
| Liang <i>et al.</i> (2013)            | 6   | 1097,4                |

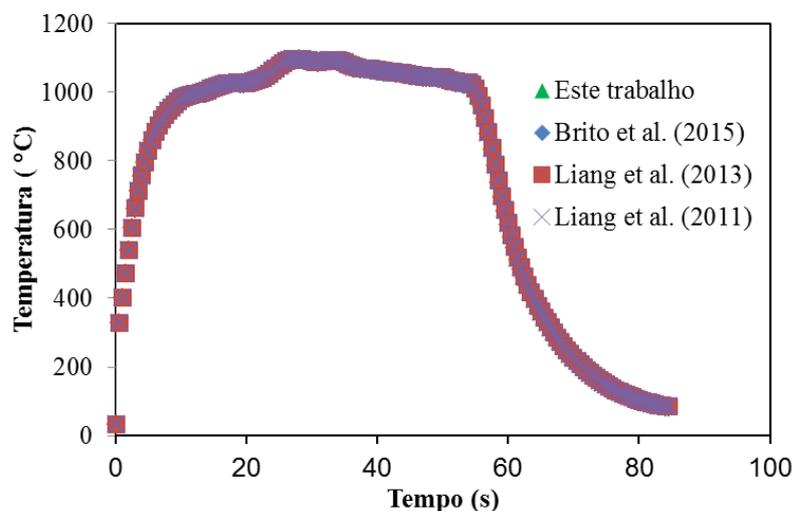


Figura B.1 - Temperatura máxima na interface cavaco-ferramenta para diferentes valores de coeficientes de convecção.

Analisando a Figura B.1 observa-se que as curvas de temperatura se sobrepõem, não havendo uma diferença significativa na temperatura para os diferentes valores do coeficiente de convecção. Isto pode ser observado analisando os valores máximos da temperatura na Tab. B.1. Para o maior valor do coeficiente de convecção ( $h = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) a redução de temperatura foi de apenas  $2^\circ\text{C}$  quando comparada com o coeficiente de convecção utilizado neste trabalho. Ainda nesta tabela observa-se que ao utilizar o coeficiente de convecção  $h = 6 \text{ W/m}^2\text{K}$  há um aumento na temperatura na interface cavaco-ferramenta. Assim, conclui-se que o valor médio do coeficiente de convecção deste trabalho se encontra entre o intervalo de  $h = 6 \text{ W/m}^2\text{K}$  e  $h = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$ . Os resultados encontrados mostraram que quando o resfriamento é por convecção natural (ar), a variação do coeficiente de transferência de calor  $h$  não tem influência na temperatura na interface cavaco-ferramenta.

## ANEXO C - Malha numérica

Como a malha numérica geralmente tem grande influência nos resultados obtidos, é necessário escolher a malha mais adequada ao problema. Uma das vantagens do programa *COMSOL* é a função estatística da malha, onde se pode visualizar o número de elementos, fator de qualidade e um histograma mostrando a qualidade da malha. Nas Figuras C.1 a C.5 apresentam-se a malha e seus respectivos gráficos da estatística da qualidade da malha. Na Tabela C.1 mostra-se os principais parâmetros de cada malha.

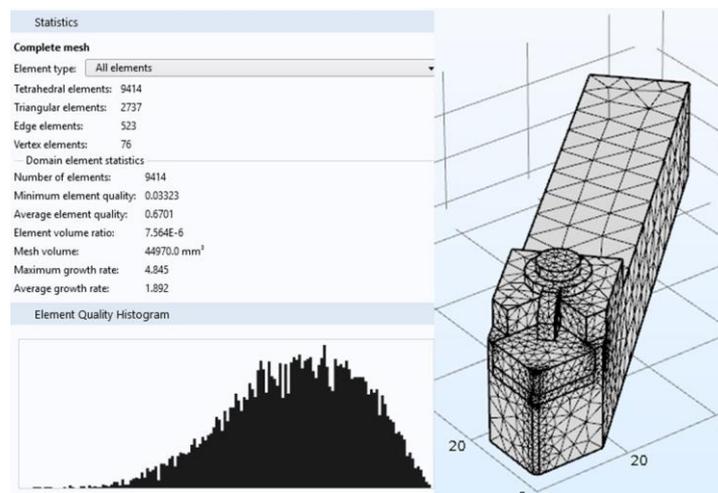


Figura C.1 - Configurações da malha 1.

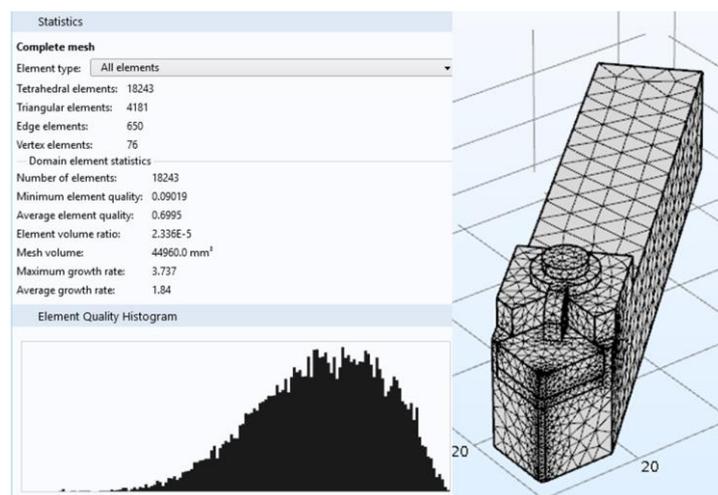


Figura C.2 - Configurações da malha 2.

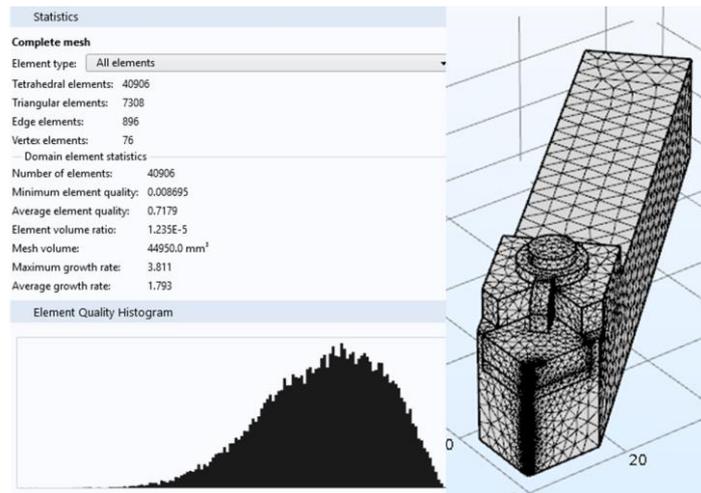


Figura C.3 - Configurações da malha 3.

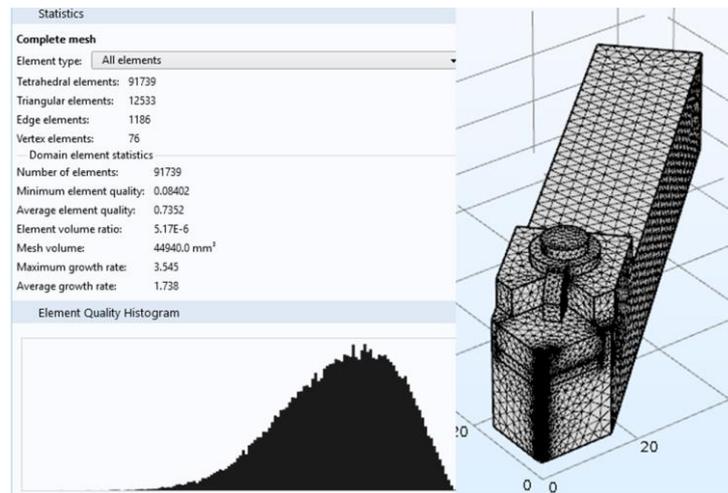


Figura C.4 - Configurações da malha 4.

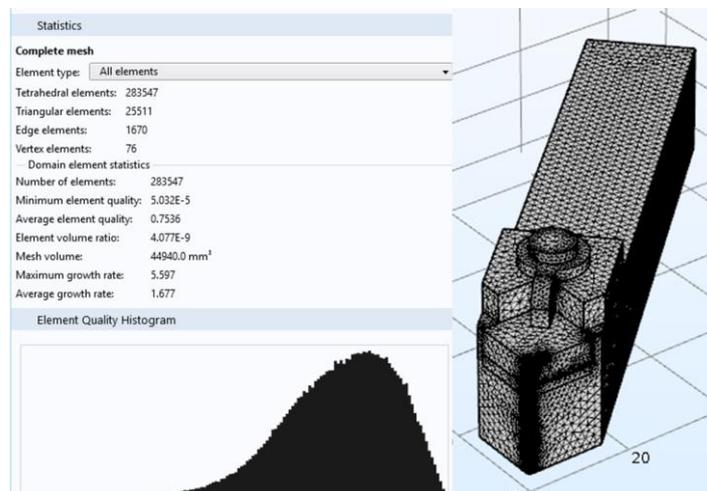


Figura C.5 - Configurações da malha 5.

Tabela C.0.1 - Principais parâmetros das malhas numéricas.

| <b>Malha</b> | <b>Número de elementos</b> | <b>Tipo</b> | <b>Qualidade média do elemento de malha</b> |
|--------------|----------------------------|-------------|---|
| 1            | 9414                       | Tetraédrica | 0,67  |
| 2            | 18243                      | Tetraédrica | 0,70  |
| 3            | 40906                      | Tetraédrica | 0,72  |
| 4            | 91739                      | Tetraédrica | 0,74  |
| 5            | 283547                     | Tetraédrica | 0,75  |

Na Figura C.1 é possível notar que para malha 1 o histograma de qualidade da malha apresenta grande variações na qualidade dos elementos. A medida que se aumenta o número de elementos, nota-se que o histograma de qualidade da malha vai se tornando mais uniforme e simétrico (Figs. C.2 a C.5). Na Tabela C.1 observa-se que a medida que se aumenta o número de elementos da malha, a qualidade média do elemento da malha também aumenta. Para este trabalho optou-se por utilizar a malha número 5, objetivando obter resultados mais precisos.