

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
DEPARTAMENTO ACADÊMICO DA MECÂNICA
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

LEONARDO JUNGLES

**COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELAMENTOS TEÓRICOS DE
TEMPERATURA DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO PLANA
TANGENCIAL COM AS TÉCNICAS INVERSAS DAS
TEMPERATURAS EQUIVALENTES E DA SEÇÃO ÁUREA.**

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO

CORNÉLIO PROCÓPIO

2016

LEONARDO JUNGLES

**COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELAMENTOS TEÓRICOS DE
TEMPERATURA DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO PLANA
TANGENCIAL COM AS TÉCNICAS INVERSAS DAS
TEMPERATURAS EQUIVALENTES E DA SEÇÃO ÁUREA.**

Trabalho apresentado à disciplina de trabalho de conclusão de curso 2, do curso superior de Engenharia Mecânica do Departamento Acadêmico da Mecânica – DAMEC - da Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR, como requisito parcial para obtenção do título de engenheiro mecânico.

Orientador: Prof. Dr. Henrique Cotait Razuk.

CORNÉLIO PROCÓPIO

2016

Dedico todo esse trabalho para mim mesmo.

AGRADECIMENTOS

Agradeço à perseverança, dedicação, insistência, vontade e demais qualidades minhas adquiridas até aqui, que foram os fatores que fizeram com que eu me formasse. À minha Mãe Maria Madalena Tomen, ao meu Pai Sérgio Jungles, meu Irmão Sérgio Jungles Júnior e meu cachorro Arnoldinho, pelo amor, incentivo, apoio incondicional, que me fortaleceram, o que para mim foi muito importante, e também aos demais parentes numericamente incontáveis que me ajudaram (tios, avós, primos, amigos da família etc.).

Pela orientação, apoio e confiança agradeço aos meus orientadores Dr. Henrique Cotait Razuk e Dr. Rubens Gallo, em especial ao Razuk pela amizade adquirida ao longo do curso. Também ao Professor Dr. Ricardo de Vasconcelos Salvo pela colaboração na elaboração desse trabalho.

Sou muito grato aos que, mesmo com todos os defeitos que possuo, me suportaram dividindo república, sala de aula, trabalho etc. Ressalto amigos André F. Damasceno, Boni, Fernando Pai, Érico, Loirão, Alexandre Bátima, Mainardes, Daniel, Brunão Traci, Carlos, Larissa, Elaine, Carois, MariCota, Marina, Mayrão, Japonesa, Seu Vírço (melhor garçom do mundo), Pakito (pelo Bariloche), ao Cilíco e família, ao Kid Van Helsing (“Assombrado no último!”), ao Nane, Diego, Yuri, Turbina, Orides, Ricardin, Chucrute, Getulin, Renan Rezende, Pexe, Ferreira, Regina, Freitas, às Rep.: Duff, Cafofo, Vam°ET, BatCaverna, Tô Pronto, Tudo Pela Dona, P7, Os BarTira e é claro ao Leonardo Teixeira Virgílio por me ensinar a ser melhor, mais calmo e paciente, pela amizade, por todas as cervejas tomadas, pelas risadas, etc.

A todos os Chefs e restaurantes que me contrataram como garçom ou auxiliar de cozinha, em especial Neto (Francys) e família.

Aqui, exclusivamente para todas as mulheres que me ajudaram durante o curso: Talita, Mari Terrível, Rebeca, Aline, Amanda, Karen, Priscila, Sophia, Elisa, Tutti, Jéssica, Sara, Rafaela, Luana, Bianca, Natália e demais que não pude recordar os nomes.

Hebert, Pelopes e familiares, Além de todo povo de Curitiba.

A todos que, direta ou indiretamente, fizeram parte da minha formação, o meu muito obrigado.

Os meus inimigos tem que levantar e me aplaudir de pé.
LEVANTAR E ME APLUDIR DE PÉ!
(Alborghetti, Luiz Carlos)

RESUMO

JUNGLES, Leonardo. COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELAMENTOS TEÓRICOS DE TEMPERATURA DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO PLANA TANGENCIAL COM AS TÉCNICAS INVERSAS DAS TEMPERATURAS EQUIVALENTES E DA SEÇÃO ÁUREA. 2016. 59 f. Monografia (Graduação em Engenharia Mecânica) – Graduação em Engenharia, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Cornélio Procópio, 2016.

A retificação é um processo realizado como o último da sequência de fabricação por ser um processo de acabamento. Então, qualquer benefício obtido através da retificação tem grande valor para todo o processo de fabricação. Uma das limitações principais do processo de retificação são os danos térmicos, por isso, é importante saber os fatores que afetam a temperatura de retificação. Será comparado os modelamentos teóricos de temperatura do processo de retificação plana tangencial com as técnicas inversas das temperaturas equivalentes e da seção áurea, além de estimar o fluxo de calor dissipado para a peça de trabalho podendo verificar o máximo aumento da temperatura superficial na zona de contato entre o rebolo convencional de Al₂O₃ e a peça de aço AISI/SAE 52100, considerando as variáveis como a distribuição total de fluxo de calor e como ele é modelado (retangular ou triangular), as características térmicas da peça de trabalho, a geometria da interface do rebolo/peça de trabalho etc. A partir da equação de difusão de calor associado ao problema de condução de calor bidimensional em regime transiente o problema direto foi solucionado, utilizando-se do Método de Volumes Finitos visando sua discretização. Já na solução do problema inverso em transferência de calor usou-se as temperaturas medidas para estimar o fluxo de calor na interface entre o rebolo e a superfície da peça (função objetivo). Com as técnicas da temperatura equivalente e da Seção Áurea será possível a estimativa do fluxo de calor e temperatura além de comparar a eficiência entre elas. Para a validação do modelo matemático, os dados experimentais de temperaturas serão extraídos da literatura e comparados com o resultado numérico do modelo matemático, a fim de demonstrar de forma clara a aplicabilidade da metodologia escolhida para o desenvolvimento do trabalho.

Palavras-Chave: Retificação a Seco, Tangencial, Plana, Seção Áurea, Método Inverso de temperatura, Técnica Inversa de Temperatura.

ABSTRACT

JUNGLES, Leonardo. COMPARISON BETWEEN THE THEORETICAL TEMPERATURE MODELING OF THE FLAT TANGENTIAL GRINDING PROCESS WITH TECHNICAL INVERSES OF EQUIVALENTS TEMPERATURES AND ÁUREA SECTION. 2016. 59 p. Monograph (Graduation in Mechanical Engineering) – Engineering Graduation, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Cornélio Procópio, 2016.

Grinding is the last process executed in the manufacturing sequence because is a finishing process, so any benefit obtained through the grinding has great value for the entire manufacturing process. One of the main limitations of the grinding process is the thermal damage. So it is important to know the factors that affect the temperature. In the future will compare the theoretical modeling by temperature tangential plane grinding process by the inverse techniques of equivalent temperatures and áurea section, and estimate the flow of heat dissipated to the workpiece may ascertain the maximum increase in surface temperature in the zone contact between the conventional grinding wheel of Al_2O_3 and the piece of steel AISI / SAE 52100, taking (considering the variables) variables such as the total distribution of heat flow and how it is shaped (rectangular or triangular), the thermal characteristics of the workpiece, and the geometry of the grinding wheel interface / workpiece etc. The problem was solved by using the heat diffusion equation associated with the two-dimensional heat conduction problem in transient direct, using the Finite Volume Method aiming its discretization. In the solution of the inverse problem in heat transfer temperatures used to measured to estimate the heat flux at the interface between the grindstone and the workpiece surface (objective function). Using the techniques of the equivalent temperature and the áurea Section it was possible to estimate heat flux and temperature, also compare the efficiency between them. For the validation of the mathematical model, the temperatures of experimental data is extracted from the literature and compared with the numerical result of the mathematical model, in order to clearly demonstrate the applicability of the methodology chosen for development work.

Keywords: Dry Rectification, Tangential, Flat, Áurea Section, Inverse Method temperature, Reverse Technical Temperature.

LISTA DE FIGURAS

| | |
|--|----|
| Figura 1 - Fases na formação do cavaco na retificação. | 14 |
| Figura 2 - Intensidade do Fluxo de calor. | 16 |
| Figura 3 - Fluxos de calor para o rebolo, peça de trabalho, fluido e cavaco. | 17 |
| Figura 4 - Modelo proposto por Marinescu et al. (2004). | 20 |
| Figura 5 - Modelo TCM. | 21 |
| Figura 6 - Diagrama esquemático para um grão cônico (a) e para o modelo de matriz transversal de grãos arranjados ordenadamente (b). | 22 |
| Figura 7 - Diâmetro médio equivalente do grão. | 23 |
| Figura 8 - Número de grãos efetivos ao longo da direção do comprimento de contato. | 24 |
| Figura 9 - Modelo TCM-I. | 27 |
| Figura 10 – Ponto mínimo da função F | 30 |
| Figura 11 – O algoritmo da Seção Áurea. | 31 |
| Figura 12 - Corpo de Prova. | 33 |
| Figura 13 - FLUXOGRAMA DO PROCESSO. | 35 |
| Figura 14 – Gráfico da temperatura superficial: Experimental e teórica (método das temperaturas equivalentes). | 37 |
| Figura 15 - Gráfico da temperatura superficial: Experimental e teórica (método da seção áurea). | 38 |
| Figura 16 – Simulação da retificação. | 39 |
| Figura 17 - Gráfico de comparação da partição de energia de R_w | 41 |
| Figura 18 - Gráfico de comparação da partição de energia de R_{ws} | 42 |
| Figura 19 - Gráfico de comparação da partição de energia de R_{ch} | 43 |
| Figura 20 - Gráfico de comparação da partição de energia de R_s | 43 |
| Figura 21 - Gráfico de comparação do fluxo de calor de q_w | 44 |
| Figura 22 - Gráfico de comparação do fluxo de calor de q_{ws} | 45 |
| Figura 23 - Gráfico de comparação do fluxo de calor de q_{ch} | 45 |
| Figura 24 - Gráfico de comparação do fluxo de calor de q_{total} | 46 |
| Figura 25 - Gráfico comparativo das máximas temperaturas na superfície de trabalho. | 47 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|--|----|
| Tabela 1 - Raios de contato efetivos para diferentes de profundidades de corte. | 26 |
| Tabela 2 - Propriedades térmicas do AÇO 52100. | 34 |
| Tabela 3 – Técnica inversa das temperaturas equivalente para partição de energia. | 39 |
| Tabela 4 – Técnica inversa da seção áurea para partição de energia. | 40 |
| Tabela 5 – Técnica inversa das temperaturas equivalente para fluxos de calor. | 40 |
| Tabela 6 – Técnica inversa seção áurea para fluxos de calor..... | 41 |

LISTA DE SIMBOLOS E ABREVIATURAS

| | |
|-------------------|---|
| a | Profundidade de corte [mm] |
| b | Largura de retificação [mm] |
| c | Calor específico [J/kg.K] |
| d_s | Diâmetro do rebolo [mm] |
| F_t | Força Tangencial [N] |
| h_{cu}, h_{max} | Espessura do cavaco não deformado [mm] |
| h_{eq} | Espessura de corte equivalente [mm] |
| h_{cuelff} | Espessura efetiva de usinagem [mm] |
| h_f | Coeficiente de transferência de calor por convecção para o fluido [W/m ² .K] |
| h_w | Coeficiente de transferência de calor por convecção para a peça de trabalho [W/m ² .K] |
| k | Condutividade térmica [W/m.K] |
| L | Comprimento da peça [mm] |
| l_c | Comprimento de contato [mm] |
| n | Rotação [rpm] |
| P | Potência de retificação [W] |
| Q_w | Taxa de remoção de material [mm ³ /s] |
| q_0 | Fluxo de calor médio na zona de contato [W/m ²] |
| q_t | Fluxo de calor total [W/m ²] |
| q_s | Fluxo de calor dissipado para o rebolo [W/m ²] |
| q_w | Fluxo de calor para a peça de trabalho [W/m ²] |
| q_f | Fluxo de calor que é dissipado pelo fluido [W/m ²] |
| R | Razão de partição [-] |
| R_w | Partição de energia da peça de trabalho [-] |
| R_s | Partição de energia do rebolo [-] |
| R_f | Partição de energia do fluido [-] |
| R_{ch} | Partição de energia do cavaco [-] |
| t | Tempo [s] |
| T | Temperatura dimensional [-] |
| T_o | Temperatura inicial [°C] |

| | |
|----------|--|
| u | Energia específica de corte [J/mm ³] |
| u_{ch} | Energia específica referente à remoção do cavaco [J/mm ³] |
| u_s | Energia específica devido ao cisalhamento [J/mm ³] |
| u_{sl} | Energia específica referente ao deslizamento dos grãos abrasivos [J/mm ³] |
| u_{pl} | Energia referente ao deslocamento de material por deformação plástica [J/mm ³] |
| VNS | Vistas Necessárias e Suficientes |
| v_s | Velocidade da peça [m/min] |
| v_w | Velocidade do rebolo [m/s] |
| x | Coordenada cartesiana na direção axial do rebolo [-] |
| Y | Temperatura experimental [-] |
| y, z | Coordenada cartesiana na direção vertical [-] |

LETRAS GREGAS

| | |
|---------------|---|
| α | Difusividade térmica [m ² /s] |
| ε | Partição de energia para a peça; erro pré definido. [-] |
| ρ | Massa específica [kg/m ³] |
| ν | Viscosidade cinemática [m ² /s] |
| μ | Viscosidade absoluta [kg/ms] |

SUMÁRIO

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | INTRODUÇÃO..... | 7 |
| | 1.1 O Problema | 8 |
| | 1.2 Objetivos..... | 10 |
| 2 | REVISÃO BIBLIOGRÁFICA | 11 |
| | 2.1 Usinagem e o Processo de Retificação | 11 |
| | 2.1.1 Formação do cavaco..... | 12 |
| | 2.1.2 Danos térmicos | 15 |
| | 2.1.3 O particionamento de energia | 17 |
| | 2.2 Modelos da Literatura | 19 |
| | 2.3 O Método Inverso das Temperaturas Equivalente..... | 27 |
| | 2.4 O Problema Direto e o Método Inverso da Seção Áurea..... | 28 |
| 3 | MATERIAS E MÉTODOS..... | 31 |
| | 3.1 TERMOPAR | 32 |
| | 3.1.1 Termopar tipo K | 32 |
| | 3.2 Corpo de prova | 33 |
| | 3.2.1 Propriedades Térmicas do Material e Condições de Retificação. 33 | |
| | 3.3 LabVIEW | 34 |
| 4 | FLUXOGRAMA DO PROCESSO..... | 35 |
| 5 | RESULTADOS E CONCLUSÕES..... | 36 |
| | 5.1 Resultados..... | 37 |
| | 5.2 Conclusões..... | 48 |
| | REFERÊNCIAS..... | 49 |

1 INTRODUÇÃO

Todo produto ou peça encontrado no mercado passou por uma transformação de uma matéria prima, tornando-as tamanho e formas desejadas. Essa transformação denomina-se processo de fabricação industrial, que é a maneira que uma determinada tarefa de construção e/ou transformação é realizada. Os processos de fabricação dependem do formato, dimensões, tipo do material e do produto desejado pelo consumidor.

Na área da indústria tem-se:

- A indústria metal-mecânica, que o produto principal de fabricação se dá a partir do aço, ferro, ligas, etc.;
- A indústria de cerâmicas, que o produto principal de fabricação é aquele considerado cerâmica convencional (vasos, pratos, pisos, revestimentos, etc.);
- A indústria de plásticos, cuja fabricação de plásticos é voltada, em sua maioria, para utensílios domésticos;
- A indústria agro-industrial, que utiliza os variados produtos dos outros tipos de indústrias já citadas;
- Indústria da informática, portuária, telecomunicações, etc.

Através dos processos de fabricação pode ser possível uma evolução de novos materiais como os “compósitos”, sendo esses o metal-plástico, metal-cerâmica, cerâmica-plástico.

Aprofundando o assunto em questão nessa pesquisa, será abordado a indústria metal-mecânica, na qual o produto final é proveniente de aço, ferro-fundido, ligas de alumínio e ligas de cobre, etc. O processo estudado será a usinagem, essa tem por característica a criação de novos objetos a partir da retirada de material. São alguns tipos de usinagem: torneamento, fresagem, furação, plainar, retificar, serrar, mandrilar, etc. Na futura análise térmica usando técnicas de transferência de calor reversa estudaremos o processo de retificação no aço AISI/SAE 52100. A retificação consiste em retirada de material a partir de abrasão. Muito usada na indústria metal-mecânica esse processo geralmente é o último feito na superfície do produto.

1.1 PROBLEMA

Machado et al. (2009) dizem que por maior que seja a dureza e a resistência ao desgaste das ferramentas e por menor que seja a resistência mecânica da peça, a ferramenta sempre sofrerá desgaste e em algum momento precisará ser substituída. O motivo é que durante a usinagem, a ferramenta é exposta a diversos fatores de origem abrasiva, mecânica, química e térmica. Visto que os materiais tanto da peça quanto da ferramenta não são homogêneos, os desgastes e as avarias podem ser observados durante o processo.

Os autores ainda distinguem três fenômenos pelas quais as ferramentas de corte perdem sua eficácia na usinagem: avaria, desgaste e deformação plástica. Tais fenômenos alteram a geometria da aresta de corte.

Avaria é uma forma repentina e inesperada, esse fenômeno causado pela quebra, lasca ou trincas na aresta de corte. A trinca acarreta em uma fenda no corpo da ferramenta de corte e apesar de não causar a perda total da ferramenta compromete a continuidade do processo podendo também levar ao lascamento e à quebra. Intuitivamente o lascamento é quando uma parte do material da peça se desprende e a quebra é a destruição total da peça ou uma grande quantidade de material que deixa, de forma repentina e imprevisível, a peça. (DINIZ, 2003).

Causada pela perda de massa, o desgaste é a mudança da forma original da forma da ferramenta durante o corte por influência de altas temperaturas, diferente da deformação plástica que é o deslocamento da massa causado pelo cisalhamento durante a operação de trabalho (CHIAVERINI, 2008).

Com as elevadas temperaturas pode haver os seguintes problemas na peça:

- Alteração dimensional reativa ao coeficiente de expansão térmica do material;
- Alteração micro estrutural da peça;
- Aparecimento de trincas;
- Indução de tensões devido aos esforços de tração.

Caracterizado pela tolerância apertada e com baixas rugosidades e baixa remoção de cavaco a retificação é um trabalho de acabamento. Analisando esse cenário, detectou-se, com a necessidade, a viabilidade da determinação do fluxo de

calor, tendo assim um controle das altas temperaturas da retificação, para a garantia da otimização da vida da ferramenta, da precisão e integridade da peça requerida.

Considerando toda a energia mecânica convertida em energia térmica no processo de retificação, através das deformações plásticas e elásticas do cavaco e do atrito entre a ferramenta e a peça. Sendo assim o problema de usinagem pode ser considerado um problema térmico em que se tem uma fonte de energia (calor) dissipada para a peça de trabalho, com isso, gerando um gradiente térmico.

Devido à intensa presença de atrito nos processos de usinagem, uma grande quantidade de calor se concentra região de contato entre a peça e a ferramenta de corte podendo gerar altas temperaturas na região de trabalho, aumentando o risco de danos térmicos. (DINIZ, 2003).

Conhecendo as características do processo de retificação, é evidente a dificuldade da medição via experimento desse fluxo de calor. Uma maneira de obter tal dado é o uso de técnicas inversas de condução de calor. Os problemas inversos em transferência de calor fazem uso das temperaturas medidas experimentalmente e da equação de difusão de calor para estimar algum parâmetro térmico desconhecido, que pode ser uma propriedade térmica do material, o coeficiente de transferência de calor por convecção ou o fluxo de calor, que é o foco deste trabalho.

1.2 OBJETIVOS

Devido à dificuldade de estimar o aumento da temperatura superficial nos processos de retificação plana tangencial, uma comparação entre os modelamentos teóricos de temperatura existentes na literatura com as técnicas inversas de transferência de calor, será abordada neste trabalho.

O objetivo principal do presente trabalho é estimar, mediante as técnicas inversas das temperaturas equivalentes e da seção áurea, o fluxo de calor na superfície de retificação à seco e assim compara-lo os modelos teóricos existentes na literatura, visando:

- Estimar o fluxo de calor na superfície de retificação de corpos de prova de AÇO AISI/SAE 52100, utilizando um rebolo convencional de óxido de alumínio para as retificações e assim determinar a máxima temperatura superficial.
- Revisar os estudos dos modelamentos teóricos dos processos de retificação plana tangencial existentes na literatura e compara-los com os resultados simulados pelas técnicas inversas das temperaturas equivalentes e da seção áurea.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Dada a problematização, será realizado primeiramente o levantamento e a revisão bibliográfica encontrada em livros e artigos técnicos dedicados ao mesmo tema de estudo deste trabalho, com objetivo de consolidar a teoria e entendimento dos assuntos aqui presentes.

Após as especificações de projeto serem definidas, será dado início dos estudos e leitura de artigos concordantes com essa pesquisa, e seguidamente realizar-se-á a coleta de dados. Concluídos isso, para a solução do problema inverso, será utilizado o algoritmo desenvolvido (Razuk, 2014) para obter a identificação do fluxo de calor através da técnica de otimização da Seção Áurea, e compara-lo com método das temperaturas equivalente (Guo and Malkin, 1993).

Nesta revisão será apresentado o desenvolvimento teórico, ou seja, será abordado de forma resumida de todos os conceitos teóricos necessários para a compreensão do sistema proposto.

2.1 Usinagem e o Processo de Retificação

Pode-se classificar a usinagem como um processo simples e complicado ao mesmo tempo. “Simples” pelo fato de consistir-se em produzir peças a partir de retirada de material (DINIZ, 2003). Em contrapartida é necessário um estudo profundo para determinação dos parâmetros de corte:

- Material da peça.
- Geometria da peça.
- Velocidade de corte e velocidade de avanço.
- Profundidade de corte.
- Necessidade de um fluido de corte.
- Etc.

O processo de retificação, apesar de ser muito empregado na indústria, ainda não é totalmente entendido como outros processos de usinagem em que a ferramenta tem uma geometria de corte bem definida, devido à alta complexidade

envolvida no processo. Retífica é um processo durante o qual ocorrem elevadas temperaturas na região de corte podendo dar origem a grandes danos nas peças, como queima, danos micro estruturais e tensões residuais indesejáveis (Razuk, 2014).

Segundo Lavine e Malkin (1989) dentre todos os processos a retificação é o menos entendido e o mais negligenciado na prática. Devido à multiplicidade de pontos de corte e geometria indefinida, alta velocidade de corte e pequenos espaços entre cada grão abrasivo, assimilar os mecanismos do processo de retificação é quase impossível.

Nos próximos sub tópicos será abordado os aspectos tribológicos na retificação plana, sob o ponto de vista térmico.

2.1.1 Formação do cavaco

Diferente dos demais processos de usinagem, a formação do cavaco no processo de retificação se dá de uma maneira diferente. Por ser um processo abrasivo, a abrasão é fator fundamental na retirada de cavaco. Segundo Malkin (1989), uma forma de compreender melhor este tipo de usinagem, que utiliza ferramenta com geometria indefinida, é reunir evidências que identifiquem os mecanismos de interação. Neste sentido, um dos parâmetros fundamentais é a energia específica de corte que é derivada da potência.

O mecanismo de formação de cavaco se dá por intenso cisalhamento do material, em uma região extremamente localizada, seguido por atrito do cavaco que desliza sobre a superfície de saída da ferramenta de corte. Cerca de 3/4 da energia total provém do cisalhamento e o restante do efeito do atrito. Com isso, segundo Malkin (1989), toda energia procedente do processo de deformação plástica em retificação é convertida em calor de uma maneira tão rápida, por conter altas velocidades e grandes deformações, podendo considerar o processo adiabático.

Malkin (1974), propõe então que a energia específica total deve ser formada por outros componentes. Assim, parte da energia específica consumida no processo provém do deslizamento das áreas planas contra a peça. É possível

afirmar então que as forças de retificação e, conseqüentemente, as energias de corte podem ser formadas por parcelas de corte e deslizamento.

De acordo com o modelo de análise dos mecanismos de geração do cavaco, a energia total de retificação (u) inclui as energias referentes à remoção do cavaco propriamente dita (u_{ch}), ao deslizamento dos grãos abrasivos de áreas de topo de grãos desgastadas com a peça (u_{sl}), e a energia referente ao deslocamento de material por deformação plástica (“plowing”) sem a remoção do mesmo (u_{pl}), conforme a Eq. (2.1) (KANNAPPAN e MALKIN, 1972).

$$u = u_{ch} + u_{pl} + u_{sl} \quad (2.1)$$

A partição de energia para a peça (ε) pode ser escrita conforme a Eq. (2.2):

$$\varepsilon = \frac{(0,55u_{ch} + u_{pl} + u_{sl})}{u} \quad (2.2)$$

Malkin e Anderson (1974) indicaram que u_{ch} foi obtido a partir da experiência e é estimado em de cerca de $13,79 \text{ J/mm}^3$. Combinando as Eqs. (2.1) e (2.2):

$$\varepsilon = \frac{u - 0,45u_{ch}}{u} = \frac{u - 0,45 \cdot 13,79 \text{ J/mm}^3}{u} = \frac{u - 6,21 \text{ J/mm}^3}{u} \quad (2.3)$$

O rebolo é uma ferramenta com inúmeras arestas de corte que estão distribuídas de forma aleatória. Cada grão, ao entrar em contato com a peça promove a formação de um cavaco muito pequeno, que tem início no momento em que o gume penetra na peça numa espessura de cavaco não deformada (h_{cu}) igual à penetração de início de corte (T_μ). Durante o processo, uma parte do material da peça continua sendo forçada para as laterais, além da formação de cavaco. A eficiência da remoção de material é determinada através do quanto da espessura de cavaco não deformado (h_{cu} ou t_c) é transformada em cavaco e o quão grande é a

espessura efetiva de usinagem ($h_{cu\text{eff}}$). Quando o grão começa a atritar com a peça causa, inicialmente, deformação elástica. Continuando o seu caminho na peça, as tensões vão aumentando e, então, o grão passa a causar deformação plástica. Por fim, com o crescimento das tensões, a tensão de ruptura do material à frente do grão excede e ocorre a extração de uma pequena porção de material (remoção do). A Figura 1 ilustra a formação de cavaco na retificação.

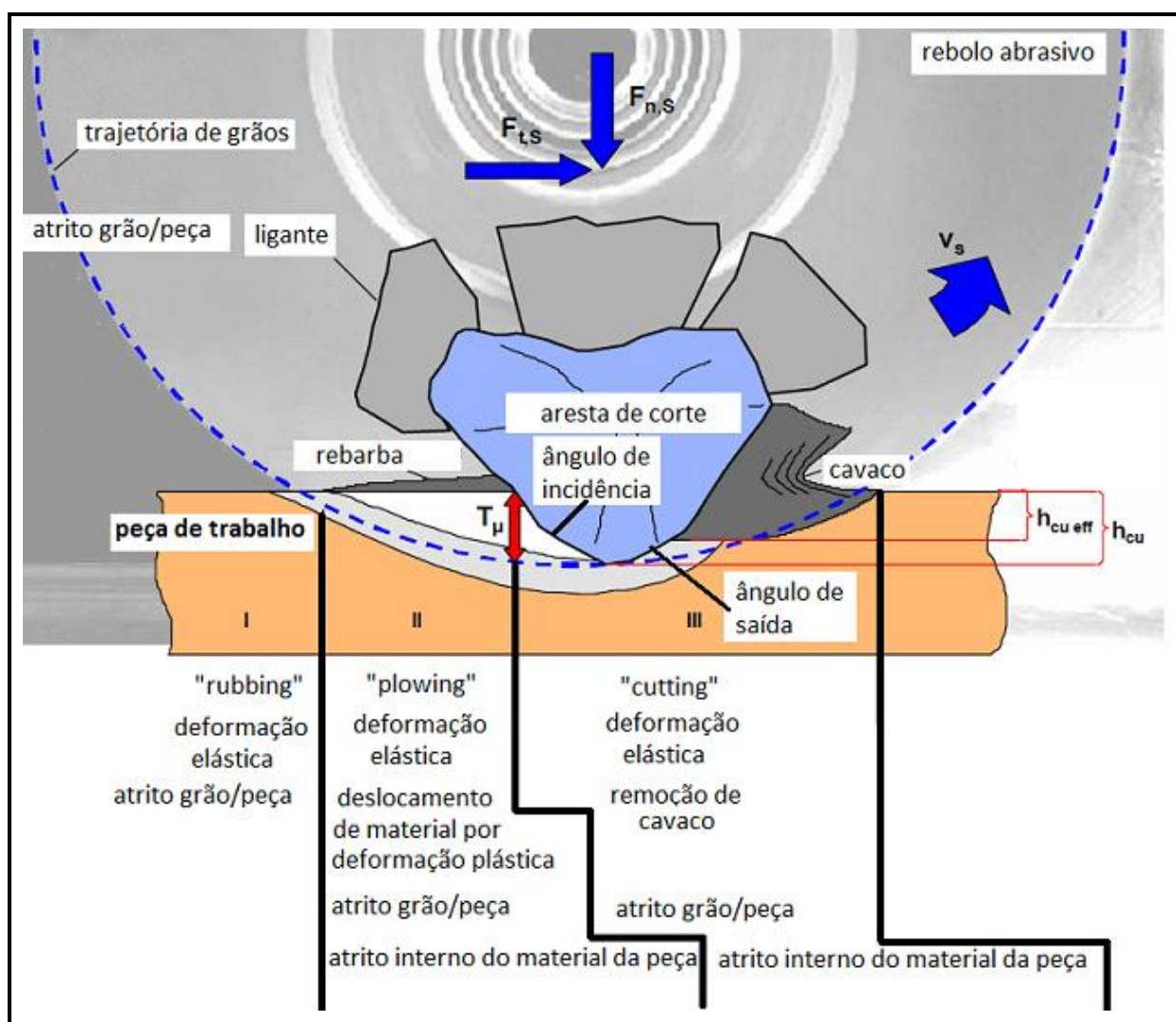


Figura 1 - Fases na formação do cavaco na retificação.
Fonte: Razuk (2014).

Neste tipo de formação de cavaco, conjunto com a alta velocidade do grão abrasivo (aproximadamente dez vezes maior que a velocidade de corte em processos como o torneamento), geram os seguintes fatos:

- As forças normais (radiais) são bem superiores às forças tangenciais, pois o atrito prevalece sobre a força de corte;
- Altas temperaturas de corte são desenvolvidas em retificações a seco.
- Como o tempo de exposição a esta temperatura é muito curto (da ordem de milésimos de segundo), é possível ao material atingir e superar sua temperatura de fusão, sem se fundir.

A energia total requerida para o processo de retificação é da ordem de 2 a 20 vezes maior que para outros processos de usinagem, para o mesmo volume de cavaco removido na unidade de tempo. Como em outros processos, quase toda esta energia se transforma em calor;

O calor que vai para o rebolo não causa dano considerável, pois o rebolo é de material refratário, na maioria das vezes é bem grande e tem bastante área para dissipar o calor. O calor que vai para o cavaco também não causa preocupações.

O maior problema está no calor que vai para a peça, por receber a maior parcela de calor. Com isso, existe a necessidade de utilização de fluido de corte de uma maneira eficiente. Também, as condições de usinagem e as características do rebolo devem ser tais que diminuam este problema.

2.1.2 Danos térmicos

As maiorias dos danos observados no processo de retificação são de origem térmica. Somente com a utilização de termopares embutidos nas peças a serem retificadas, foi possível obter-se indicações satisfatórias das temperaturas nas proximidades da região de corte, as quais podem ser efetivamente correlacionadas com os danos térmicos (KOHLI, GUO e MALKIN, 1995).

Segundo Guo e Malkin (1996), o calor gerado na zona de retificação é dissipado através da peça, do rebolo, do cavaco gerado e pelo fluido de corte, sendo que a partição de energia que flui por cada um desses elementos tem sido o objeto de estudo e, de modo particular, aquela que flui pela peça, pois o aumento de temperatura em sua superfície é decorrente de uma maior partição de energia para a mesma.

Para o controle dos danos térmicos necessita um conhecimento detalhado desta partição de energia, do controle da energia introduzida na peça pelo processo de retificação através da otimização das condições de usinagem e da escolha correta do par fluido-ferramenta (GUO e MALKIN, 1995). Uma ilustração do calor gerado é mostrada na Figura 2.

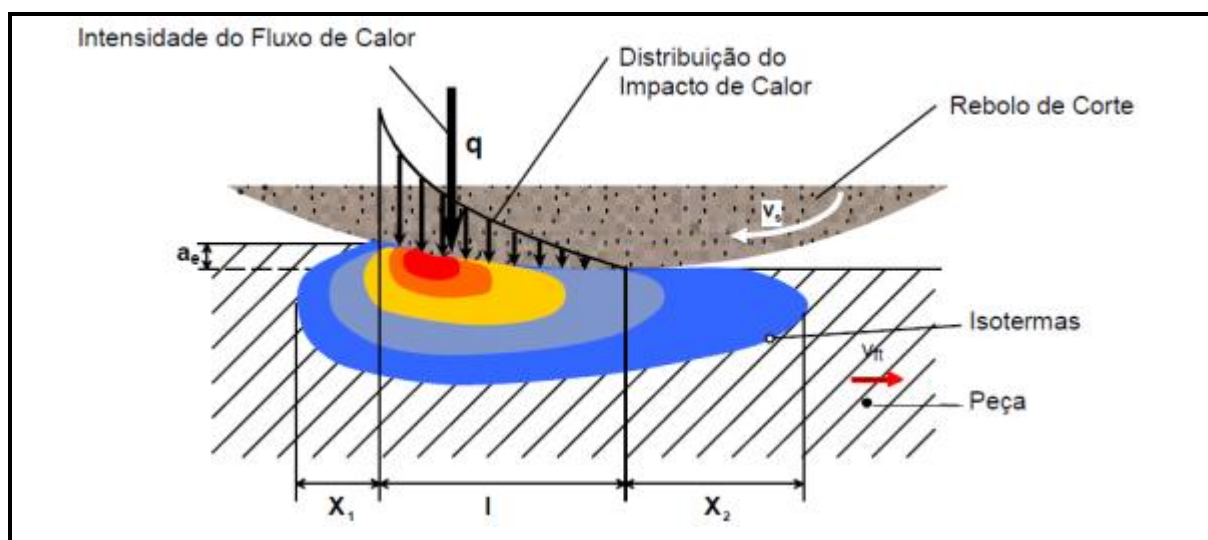


Figura 2 - Intensidade do Fluxo de calor.
Fonte: GUO e MALKIN (1995).

O atrito no flanco dos grãos desgastados e a deformação plástica do material retificado geram a maior parte do calor, que é dissipado por três elementos do processo: o próprio grão abrasivo, o cavaco e o fluido refrigerante.

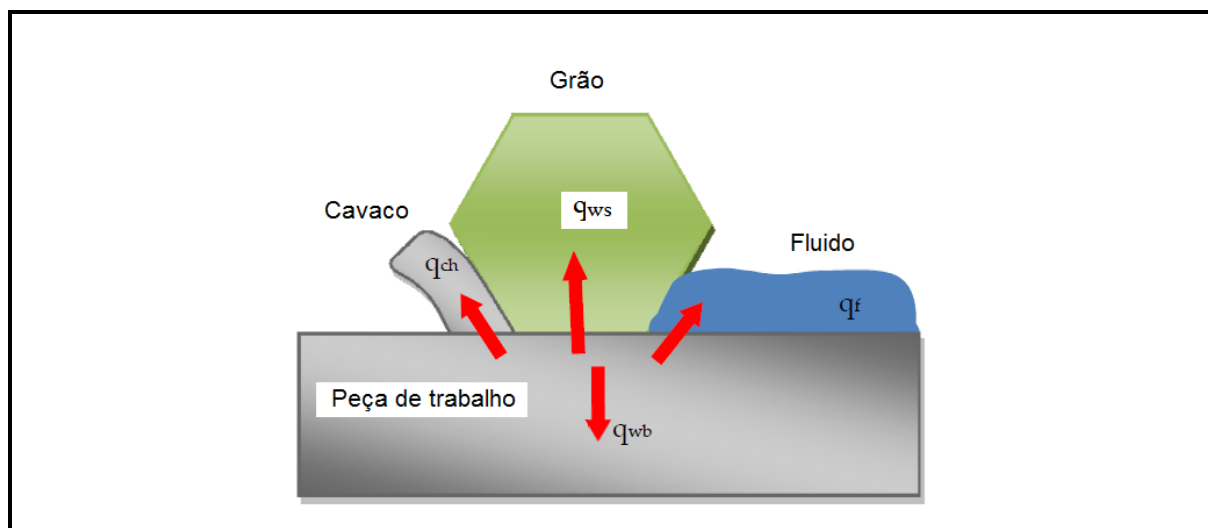


Figura 3 - Fluxos de calor para o rebolo, peça de trabalho, fluido e cavaco.
Fonte: Zhang (2012).

2.1.3 O particionamento de energia.

Segundo Zhang, L. (2012) há basicamente quatro regiões onde a energia mecânica introduzida no processo é transformada em calor. O atrito no flanco dos grãos desgastados e a deformação plástica do material retificado geram a maior parte do calor, que é dissipado por três elementos do processo: o próprio grão abrasivo, o cavaco e o fluido refrigerante. O fluxo de calor, q_{wb} , conduzido para a peça de trabalho é apenas uma parte do fluxo de calor total, q_t . Por conveniência, a potência total de usinagem é representada como o fluxo total de calor de acordo com a Eq. (1). Pode-se, portanto, escrever:

$$q_t = \frac{P}{l_c \cdot b} = \frac{F_t \cdot v_s}{\sqrt{a} \cdot d_s \cdot b} = q_w + q_s + q_{ch} + q_f \quad (2.4)$$

Onde q_w é o fluxo de calor que entra na peça de trabalho na zona de contacto, q_s é o fluxo de calor que é dissipado para o rebolo, q_{ch} é o fluxo de calor que é levado pelo cavaco, e q_f é o fluxo de calor que é dissipado pelo fluido no interior da zona de contacto. Definindo esta proporção como R_w , o fluxo de calor, que entra na peça de trabalho é $q_{wb} = R_w \cdot q_t$. Tipicamente, a razão de partição da peça de trabalho, R_w , varia de acordo com o tipo de abrasivo, do material da peça de trabalho, da energia

específica, do fluido de refrigeração e do comprimento de contato. O fluxo de calor compartilhado pela peça de trabalho e o rebolo abrasivo, q_{ws} , é dado pelo rearranjo da Eq. (2.5), ou seja:

$$q_{ws} = q_w + q_s = q_t - q_{ch} - q_f \quad (2.5)$$

sendo:

$$R_{ws} = \frac{q_w}{q_w + q_s} \quad (2.6)$$

As expressões para as temperaturas máximas podem ser apresentadas de várias formas diferentes. Segundo Zhu, D. *et al.* (2012) uma das formas mais simples para contatos de usinagem abrasivos é dada pela Eq. (2.7).

$$T = C.R_w \cdot \frac{q_0}{\beta_w} \cdot \sqrt{\frac{l_c}{v_w}} \quad (2.7)$$

onde β_w é o parâmetro de propriedade térmica do material da peça de trabalho, dado pela Eq. (2.8).

$$\beta_w = \sqrt{(k \cdot \rho \cdot c)_w} \quad (2.8)$$

Na Eq. (2.7), C é um fator de temperatura que leva em conta o número de Peclet, a distribuição do fluxo de calor e a geometria.

O fluxo de calor para o fluido de trabalho irá depender se as temperaturas da zona contato permanecem inferiores à temperatura de ebulição ou se esta temperatura é substancialmente ultrapassada. Sendo a ebulição do fluido evitada, a convecção de calor através do fluido é proporcional à média da temperatura da superfície, T_{av} , da área de contato, $b.l_c$, e do coeficiente de convecção, h_f . Em geral, a temperatura média na área de contato é de aproximadamente dois terços da temperatura máxima, de modo que:

$$q_f = \frac{2}{3} \cdot h_f \cdot T_{\max} \quad (2.9)$$

Segundo Zhu, D. *et al.* (2012) para o caso de não evaporação do fluido de trabalho, a Eq. (7), que pode ser usada a temperatura máxima na zona de contato.

$$T_{\max} = \frac{3}{2} \cdot \frac{q_w}{h_w} = \frac{3}{2} \cdot \frac{q_t - q_{ch}}{h_w/R_{ws} + h_f} \quad (2.10)$$

A Eq. (2.10) pode ser escrita sob a forma de um coeficiente de convecção, h_w , desde que por condução para a peça, definida pela Eq. (2.11).

$$h_w = \frac{3}{2} \cdot \frac{\beta}{C} \cdot \sqrt{\frac{v_w}{l_c}} \quad (2.11)$$

2.2 MODELOS DA LITERATURA

Neste trabalho serão comparados os modelos propostos por Marinescu et al. (2004), e no modelo citado do trabalho de Zhu, D. et. al. (2012).

Para o primeiro modelo de Marinescu et al. (2004), o fluxo total pode ser calculado de acordo com a energia específica de retificação de 40 J/mm³. Um valor fixo para h_f foi assumido a ser 10.000 W/m².K, bem como a razão de partição compartilhado pela peça de trabalho e o rebolo abrasivo foi estabelecido a ser $R_{ws} = 0,8$.

A Figura 4 ilustra o modelo proposto por Marinescu et al. (2004).

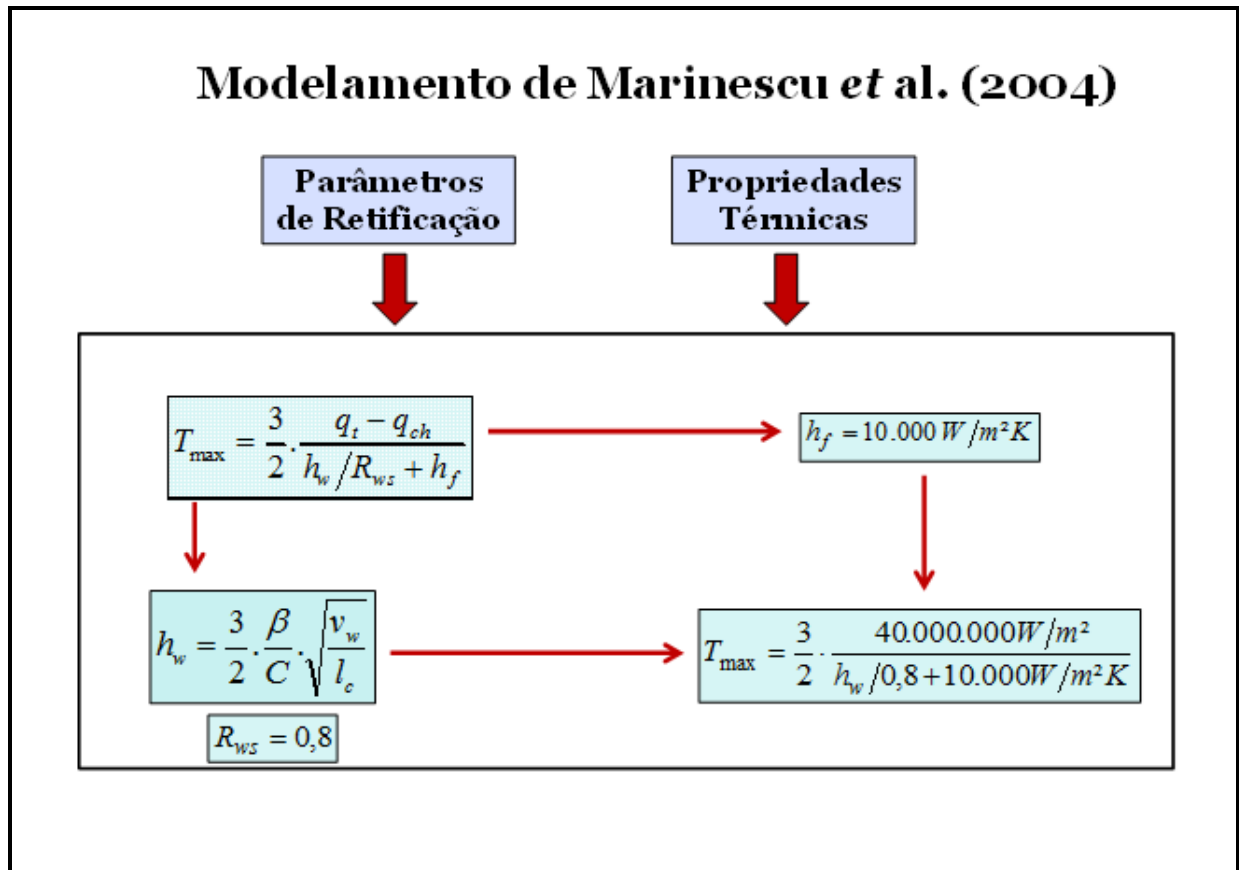


Figura 4 - Modelo proposto por Marinescu et al. (2004).
Fonte: Autoria Própria.

Um segundo modelo de cálculo de temperatura de retificação também proposto por Marinescu et al. (2004) e nomeado pelo trabalho de Zhu, D. et. al. (2012) por “grinding temperature calculation model” (TCM).

Pelo modelamento proposto por Zhu, D. et al. (2012), e com bases sobre o modelo de Hahn R. S. (1962) a partição de energia na interface peça/rebolo, R_{ws} , no regime permanente, é definida pela Eq. (2.12).

$$R_{ws} = \left(1 + \frac{0,974 \cdot k_g}{\beta_w \cdot \sqrt{r_0 \cdot v_s}} \right)^{-1} \quad (2.12)$$

Onde r_0 representa o raio de contacto efetivo de grãos abrasivos. Com base no modelo de Rowe et. al. (1991) o coeficiente convectivo h_f é dado pela Eq. (2.13).

$$h_f = 0,94 \cdot \beta_f \cdot \sqrt{\frac{v_s}{l_c}} \quad (2.13)$$

A Figura 5 ilustra o modelo TCM.

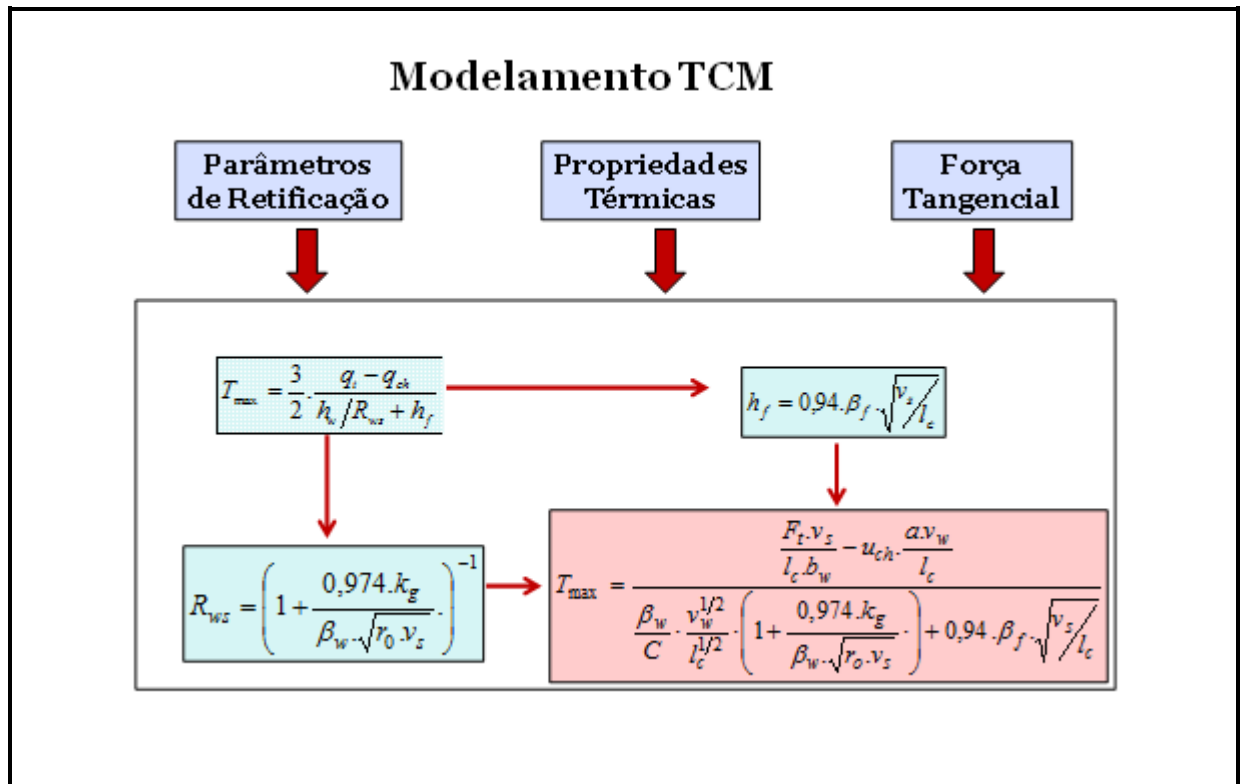


Figura 5 - Modelo TCM.
Fonte: Autoria Própria.

Evidente que nos métodos existentes de estimar o h_f , foram negligenciadas as influências da geometria, das dimensões e da distribuição da densidade do grão, na transferência de calor do fluido de retificação.

Para este fim, o trabalho de Zhu, D. et. al. (2012) propõem um modelo de cálculo de h_f baseado numa matriz transversal de grãos, na qual as hipóteses e as definições envolvidas são as seguintes:

Um modelo de grão cônico mostrada na Figura 6-a é dado por Lavine et al. (1989), onde o ângulo do cone é θ , e os grãos na superfície do rebolo abrasivo estão dispostos ordenadamente por uma matriz transversal, representado na Figura 6-b.

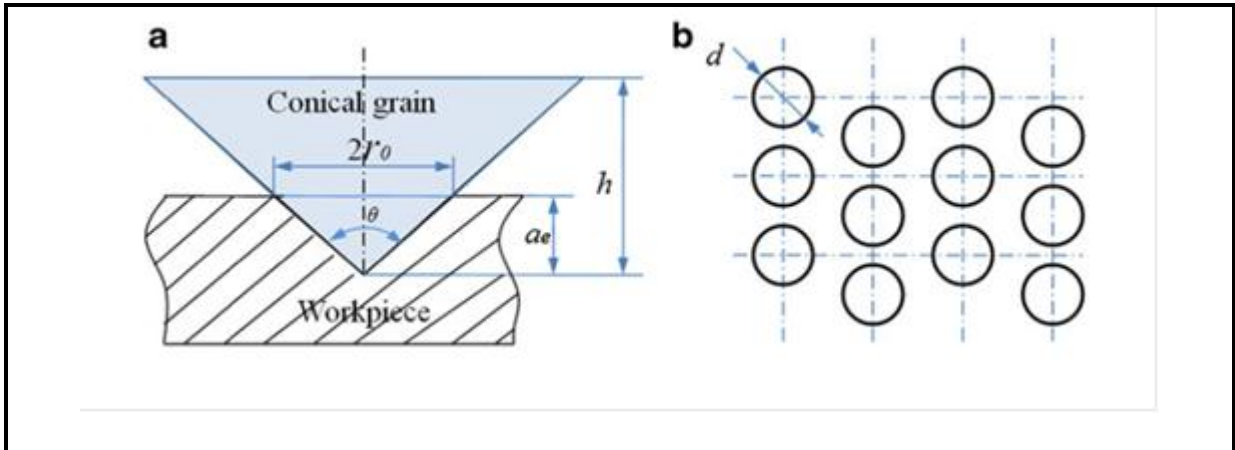


Figura 6 - Diagrama esquemático para um grão cônico (a) e para o modelo de matriz transversal de grãos arranjados ordenadamente (b).

Fonte: Zhu, D. et al. (2012).

Assumi-se que em qualquer seção transversal do rebolo tem N_g grãos por unidade de área, e o diâmetro médio dos grãos para diferentes granulometrias, d_{mean} é, em seguida, então o N_g no volume de $1 \times 1 \times d_{mean}$ está de acordo com Eq. (2.14).

$$N_g \times \frac{\pi}{6} d_{mean}^3 = V_g \times 1 \times 1 \times d_{mean} \quad (2.14)$$

Onde V_g indica onde a concentração dos grãos. Hou e Komanduri (2003) obtiveram a equação de melhor ajuste do diâmetro médio de grãos versus o tamanho de grão nominal g dada pela Eq. (2.15).

$$d_{mean} = 28,9g^{-1,18} \quad (2.15)$$

A Eq. (2.14) pode ser reescrita como:

$$N_g = \frac{6V_g}{\pi d_{mean}^2} \quad (2.16)$$

Assim, o espaçamento de grão no rebolo, L'_g é dado por:

$$L'_g = \frac{1}{\sqrt{N_g}} = \sqrt{\frac{\pi}{6V_g}} d_{mean} \quad (2.17)$$

Deve ser sabido que, na superfície do rebolo, devido ao arrancamento e quebra de grãos, o espaçamento médio de grãos é muito maior, cerca de 1,5 a 2 vezes o espaçamento entre grãos dentro do rebolo (MARINESCU et al., 2004). O espaçamento médio de grãos é reescrito conforme a Eq. (2.18).

$$L_g = 1,5.L'_g = 1,5 \cdot \sqrt{\frac{\pi}{6V_g}} d_{mean} \quad (2.18)$$

- O corpo prismático localizado entre a superfície da peça e a superfície do rebolo no processo de retificação seria equivalente a um cilindro com a mesma altura e volume, sendo o diâmetro do cilindro definido como o diâmetro equivalente médio de grão, mostrado na Figura 7.

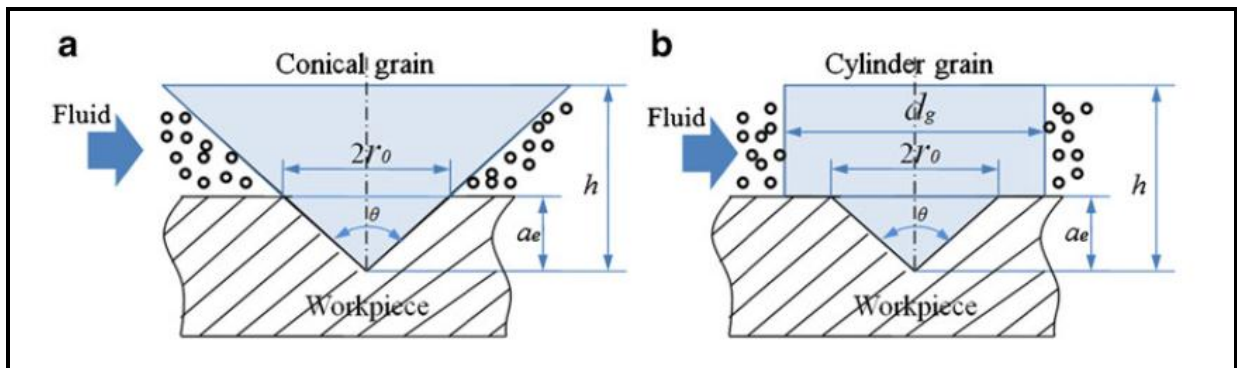


Figura 7 - Diâmetro médio equivalente do grão.
Fonte: Zhu, D. et al. (2012).

De acordo com a Figura 7, o diâmetro médio equivalente do grão, d_g , é dado pela Eq. (2.19).

$$d_g = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \tan \frac{\theta}{2} \cdot \sqrt{h^2 + a^2 + h \cdot a} \quad (2.19)$$

Onde a altura do cone de grão h é calculada pela Eq. (2.20).

$$h = \frac{d_{\max} + d_{\min}}{4} = \frac{d_{\text{mean}}}{2} \quad (2.20)$$

Onde d_{\max} e d_{\min} denotam o máximo e o mínimo diâmetro de grão para um tamanho de grão padrão.

Um modelo de cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção sobre a superfície de retificação é dado pela Eq. (2.21).

$$h_f = \frac{Nu_f \cdot k_f}{L} = \frac{Nu_f \cdot k_f}{d_g \cdot N} = \frac{Nu_f \cdot k_f}{d_g \cdot (l_c / L_g)} \quad (2.21)$$

Em que o número de Nusselt Nu_f é dada pela Eq. (2.22), k_f é a condutividade térmica do fluido e L é o comprimento característico; a seleção do comprimento característico deve ser na direção de crescimento ou a espessura da camada limite; aqui, L é o diâmetro externo de um cilindro em fluxo cruzado (perpendicular ao eixo do cilindro) e é igual ao produto do diâmetro equivalente médio do abrasivo d_g e do número de grãos efetivos N ao longo da direção do comprimento de contato que equivale ao comprimento de contato dividido pelo espaçamento médio de grãos, mostrado na Figura 8. A equação semi-empírica da teoria de convecção forçada é dada por Ramesh et al. (2004).

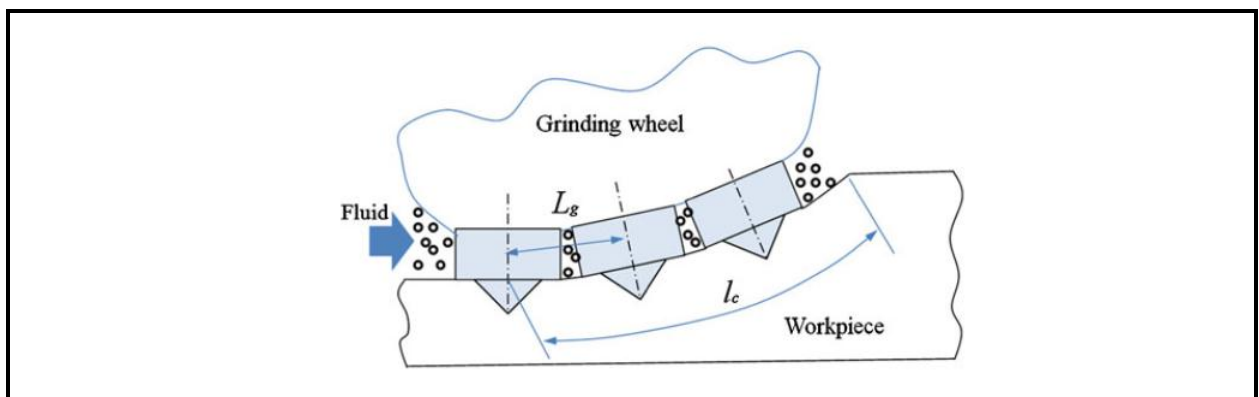


Figura 8 - Número de grãos efetivos ao longo da direção do comprimento de contato. Fonte: Zhu, D. et al. (2012).

$$Nu_f = 0,664 \cdot Re_f^{1/2} \cdot Pr_f^{1/3} \quad (2.22)$$

Onde Re_f e Pr_f são número de Reynolds e Prandtl, respectivamente, e os subscritos "f" e "w" denotam os parâmetros físicos, que podem ser previstos pela temperatura do fluido e da parede, de acordo com as Eqs. (2.23) e (2.24).

$$Re = \frac{v.L}{\nu} = \frac{v_s.d_g.(l_c/L_g)}{\nu} \quad (2.23)$$

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} \quad (2.24)$$

Pelo modelamento proposto por Zhu, D. et al. (2012), nomeado de TCM-I, substituindo as Eqs. (2.22), (2.23) e (2.24) na Eq. (2.21), o modelo de cálculo do coeficiente convectivo de transferência de calor na superfície da peça pode ser reescrita como a Eq. (2.25).

$$h_f = \frac{0,664.v_s^{1/2}.L_g^{1/2}.k_f}{\nu_f^{1/6}.\alpha_f^{1/3}.d_g^{1/2}.l_c^{1/2}} \quad (2.25)$$

Pelo modelamento proposto por Zhu, D. et al. (2012), nomeado de TCM-I para o cálculo da partição de energia na interface peça/rebolo, R_{ws} , no regime transiente, é necessário integrar a solução da relação de partição em todo o comprimento de contato. Portanto, se introduz uma função transitória, F , dada pela Eq. (2.26).

$$R_{ws} = \left(1 + \frac{0,974.k_g}{\beta_w.\sqrt{r_0}.v_s} \cdot \frac{1}{F} \right)^{-1} \quad (2.26)$$

Onde F é a função transiente, definida pela Eq. (2.27).

$$F = 1 - e^{-\frac{\tau}{2}} \quad (2.27)$$

E a Eq. (2.28) mostra o modelo de cálculo para o tempo adimensional, τ .

$$\tau = \sqrt{\frac{\alpha_g J_c}{r_0^2 \cdot v_s}} \quad (2.28)$$

Na Eq. (2.28), α_g é a difusividade térmica do grão abrasivo dada pela Eq. (2.29).

$$\alpha_g = \frac{k_g}{\rho_g \cdot c_g} \quad (2.29)$$

O raio de contato efetivo com diferentes profundidades e diferentes ângulos de corte é modelado pela Eq. (2.30).

$$r_0 = a \cdot \tan(\theta/2) \quad (2.30)$$

De acordo com a Eq. (2.30), o ângulo de cone do abrasivo θ é geralmente dado por 106° , os valores de raios de contato efetivos para diferentes de profundidades de corte, a , estão apresentados Tabela 2.1.

| | | | | | | | | | | |
|-------------------------|-----|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| a (μm) | 5 | 10 | 15 | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 | 50 |
| r_0 (μm) | 6,6 | 13,3 | 19,9 | 26,5 | 33,2 | 39,8 | 46,4 | 53,1 | 59,7 | 66,4 |

Tabela 1 - Raios de contato efetivos para diferentes de profundidades de corte.
Fonte: Zhu, D. et al. (2012).

Portanto, uma equação mais razoável para a partição de energia na interface peça/rebolo, R_{ws} é apresentada pela Eq. (2.31).

$$R_{ws} = \left(1 + \frac{0,974 \cdot k_g}{\beta_w \cdot \sqrt{a \cdot \tan(\theta/2)} \cdot v_s} \cdot \frac{1}{F} \right)^{-1} \quad (2.31)$$

A Figura 9 ilustra o modelo TCM-I.

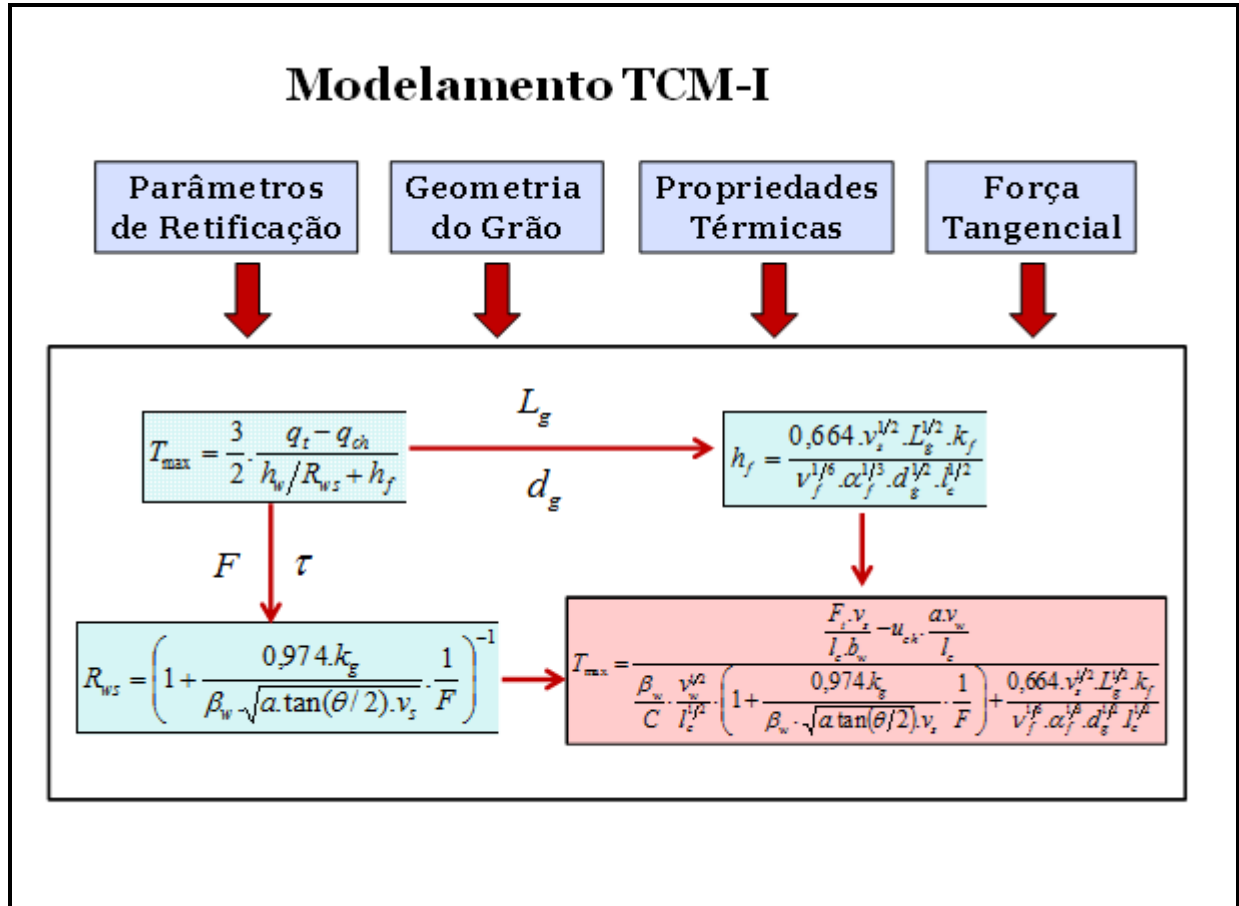


Figura 9 - Modelo TCM-I.
Fonte: Autoria Própria

2.3 O MÉTODO INVERSO DAS TEMPERATURAS EQUIVALENTE.

O método de transferência de calor inversa das temperaturas equivalente foi desenvolvido, para estimar a distribuição do fluxo de calor sobre a superfície do corpo de prova a partir do conhecimento de uma temperatura em um determinado ponto abaixo da superfície.

Um fluxo de calor positivo é associado com o aquecimento do corpo de prova na região de retificação, enquanto um fluxo de calor negativo ao resfriamento da peça. O método da temperatura equivalente corresponde a estimar o fluxo de calor desconhecido para o corpo de prova diretamente combinando o modelo de distribuição de temperatura calculada com a distribuição de temperatura medida.

Para isso é necessário a solução do sistema de equação simultânea dado pela Eq. (2.32):

$$\sum_{i=1}^n C_{ij} q_i = T_j \quad j = 1, 2, \dots, n \quad (2.32)$$

Onde q_i é o fluxo de calor desconhecido para i -ésima posição abaixo da superfície, T_j é a temperatura medida para a profundidade $z = z_e$, abaixo da superfície da peça, e C_{ij} é um coeficiente definido pela Eq. (2.33):

$$C_{ij} = \frac{1}{\pi k} \int_{\varphi_i}^{\varphi_i+1} e^{-\frac{v_w(x_j-\varphi)^2}{2\alpha}} K_0 \left\{ \frac{v_w}{2\alpha} \left[(x_j - \varphi)^2 + Z_e^2 \right]^{1/2} \right\} d\varphi \quad (2.33)$$

Onde k é a condutividade térmica do corpo de prova, α é a difusividade térmica, v_w a velocidade de trabalho, K_0 a função de Bessel modificada de segunda espécie e ordem zero, x_j o ponto onde a temperatura T_j é medida e $[\varphi_i, \varphi_{i+1}]$ é a i -ésima subseção de q_i .

2.4 O PROBLEMA DIRETO E O MÉTODO INVERSO DA SEÇÃO ÁUREA.

Em geral, os problemas que envolvem equações diferenciais mais difíceis necessitam de uma variedade de ferramentas para sua resolução. Além das soluções analíticas, diversos métodos numéricos podem ser utilizados para obtenção aproximada da solução de uma equação diferencial parcial. Os principais métodos numéricos utilizados para resolução dessas equações são: método das diferenças finitas, método dos elementos finitos, método dos elementos de contorno e método dos volumes finitos.

O problema direto envolve a determinação do campo de temperaturas na peça de trabalho, sendo conhecido o fluxo de calor na sua superfície. A formulação deste problema é obtido pela solução da equação da difusão bidimensional transiente, Eq. (2.34).

$$k \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right] = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.34)$$

As condições de contorno são mostradas nas Eqs. (2.35) e (2.36), e a condição inicial é dada pela Eq. (2.37):

$$-k \frac{\partial T(x,t)}{\partial y} = -q_w(x,t) \text{ para } -l_c/2 \leq x \leq +l_c/2 \text{ e} \quad (2.35)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial y} = hT(x,t) \text{ para } y = 0 \quad (2.36)$$

Como condição inicial adotou-se:

$$T(x, y, 0) = 0 \quad (2.37)$$

Onde, h é o coeficiente de transferencia de calor convectivo resultante do fluido de corte. Uma vez assumidas estas considerações tornam-se possíveis as formulações do Problema Direto.

O problema inverso em questão consiste na estimativa do fluxo de calor na superfície $q(x)$, utilizando medidas de temperaturas no interior da peça. Esta estimativa é realizada sem que nenhuma informação acerca da função funcional do fluxo de calor na superfície da peça seja conhecida. A solução de um problema inverso mal posto, de modo em geral, envolve sua reformulação em termos de um problema bem-posto. Na técnica aqui utilizada, o problema inverso é reformulado em termos de um problema de minimização envolvendo o seguinte funcional definido pelo quadrado da diferença entre as temperaturas experimentais, Y , e as temperaturas calculadas pelo modelo Teórico, T . Assim a função objetivo a ser minimizada pode ser escrita como:

$$F(q'') = [Y - T(q'')]^2 \quad (2.38)$$

Onde q'' representa o fluxo de calor desconhecido.

Em alguns problemas de transferência de calor o cálculo de derivadas se torna muito complicado, em razão da complexidade matemática envolvida. Para estes casos, há técnicas que não necessitam de derivadas para encontrar a melhor solução. Um exemplo é a técnica Seção Áurea, onde o intervalo de busca da solução se reduz em 62% a cada iteração, até que os critérios de parada sejam alcançados. A Figura 10 ilustra o ponto mínimo da função F .

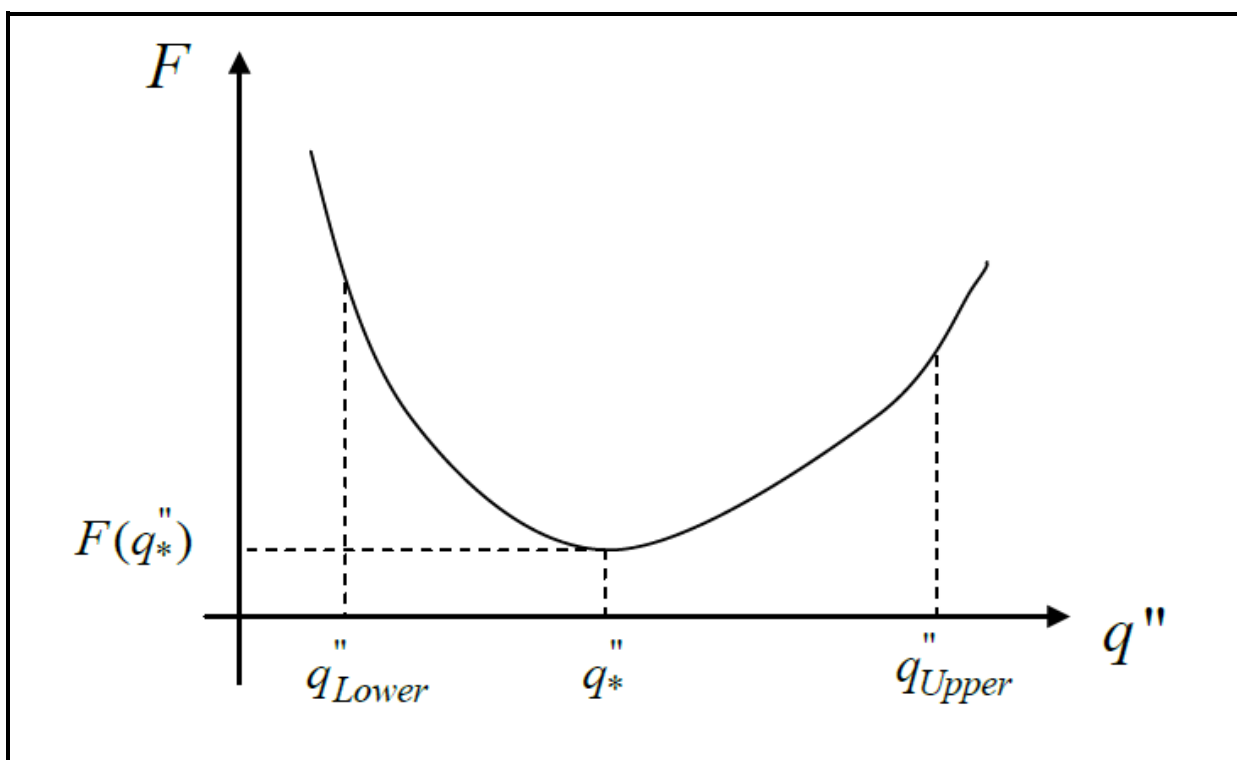


Figura 10 – Ponto mínimo da função F .
Fonte: Carvalho, S. R. (2005).

A Técnica de otimização da Seção Áurea é uma técnica inversa que já possui incorporada um processo de minimização da função objetivo dentro de seu algoritmo (CARVALHO S. R., 2005). A Figura 11 ilustra o algoritmo da Seção Áurea.

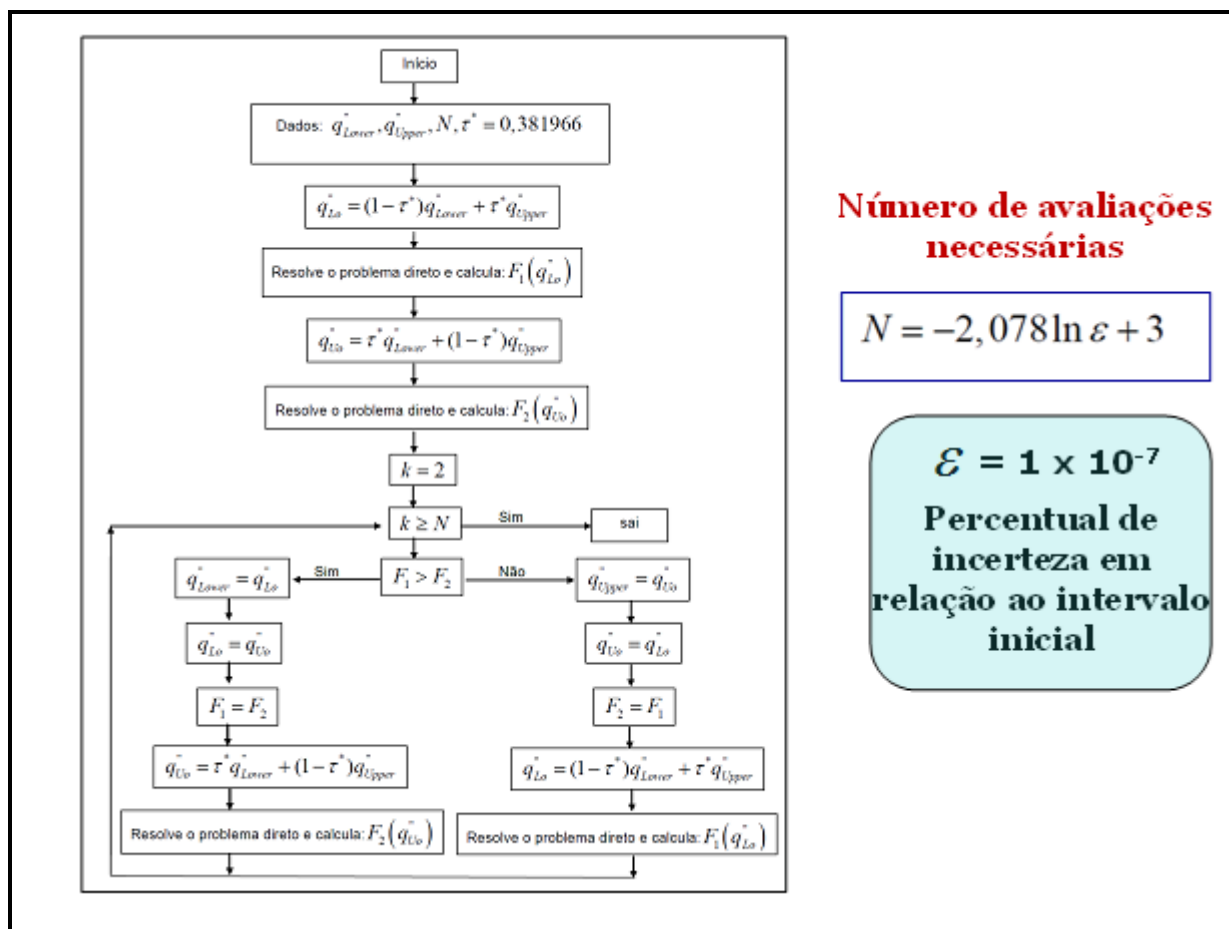


Figura 11 – O algoritmo da Seção Áurea.
Fonte: Carvalho, S. R. (2005).

3 MATERIAS E MÉTODOS

A partir do artigo escrito por HADDAD e SADEGHI, as temperaturas foram coletadas do ensaio por eles realizados e então implementados no software Plato IDE - Silverfrost FTN95, que por intermédio de uma simulação (problema inverso) estimou-se o fluxo de calor gerado. Com esse fluxo podemos calcular a máxima temperatura e comparar com os outros métodos teóricos, através de cálculos e gráficos, gerados no VisIt 2.10.2 – LLNL e também no Matlab R2010.

Agora serão apresentadas as matérias e métodos utilizados pelos autores acima citados.

Os corpos de prova, que adiante serão melhor descritos, foram usinados a seco em uma máquina CNC ELB micro-cut AC8, com rebolo de Al_2O_3 .

Para a obtenção das temperaturas, o termopar, de 0,5 milímetros (Mantel-Thermo elemento do tipo 12, K (NiCr / NiAl); DIN EN 60 584-1 e classe de tolerância 2; DIN EN 60 584-2-fabricado pela TC Mess-und Regeltechnik GmbH-Alemanha) foi fixado ao final do furo cego com resina tipo epóxi e os sinais de temperatura foram amostrados a 3000 Hz ligado diretamente à placa de aquisição de dados da National Instruments, modelo utilizando DAQCard-6024E-National Instrument e software LabVIEW, fornecendo o um gráfico de temperatura pelo tempo.

Descritos os métodos empregados, a seguir será demonstrado os materiais mais relevantes nos seguintes sub tópicos.

3.1 TERMOPAR

Termopares são sensores de temperatura, normalmente simples, robustos e de baixo custo, utilizados em grande escala nos mais variados processos de medição de temperatura. Um termopar é constituído de dois metais distintos que, unidos por sua extremidade formam um circuito fechado, desta maneira gera uma força eletro-motriz, possibilitando, quando conectada a um instrumento de leitura (multímetro), a leitura da temperatura.

3.1.1 Termopar tipo K

Esse tipo de sensor possui revestimento de tranças de fio de Amianto, fazendo com que além de ser extremamente flexível apresente resistência química, térmica e à tração. Além disto, conta com um conector macho tipo flecha, padrão com a maioria dos multímetros vendidos no mercado.

3.2 CORPO DE PROVA

Como já mencionado, os corpos de provas foram feitos de aço AISI/SAE 52100. A Figura 12, abaixo, mostra as VNS – Vistas necessárias e suficientes, já contendo suas devidas cotas, em milímetros.

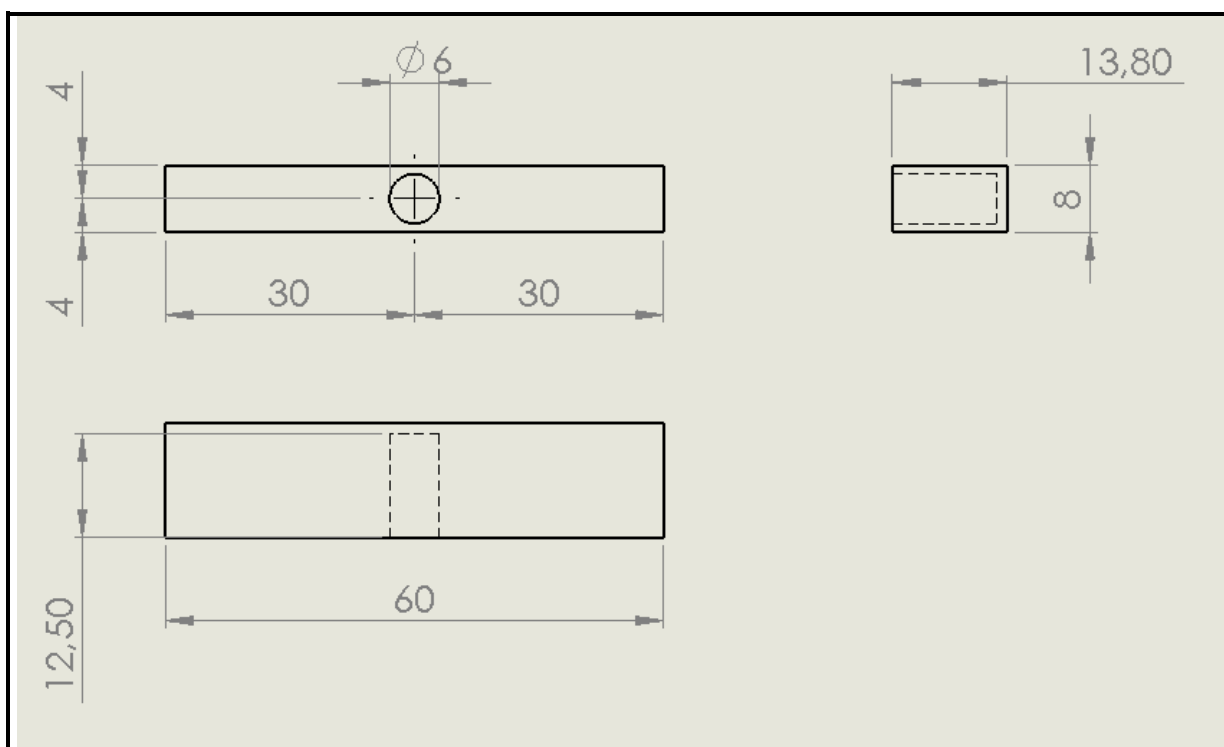


Figura 12 - Corpo de Prova.
Autor: Aatoria Própria.

É fácil perceber que o termopar será fixado a 1,3 mm da superfície, ao fim do furo cego de 12,50 mm.

3.2.1 Propriedades Térmicas do Material e Condições de Retificação.

Na tabela 2 está demonstrado as propriedades térmicas do AÇO 52100, necessárias para as condições de retificação.

Propriedades térmicas do AÇO 52100.

| Rebolo | Diâmetro do Rebolo [mm] | v_c [m/s] | v_{ft} [mm/min] | Passo a_e [um] | Densidade específica (ρ) | Calor específico(c) [Kg/m ³] | Condutibilidade térmica(k) [W/m K] | Difusibilidade térmica (α) [m ² /s] |
|--------|-------------------------|-------------|-------------------|------------------|---------------------------------|--|------------------------------------|---|
| Al2O3 | 350 | 30 | 2000 | 30 | 7600 | 450 | 60,5 | $1,77 \times 10^{-5}$ |

Tabela 2 - Propriedades térmicas do AÇO 52100.

Fonte: Autoria Própria.

3.3 LABVIEW

Muito usado na indústria, este *software* (de domínio da *National Instruments*) é usado para aquisições de dados de temperatura, pressão, corrente elétrica etc.

Programado em linguagem chamada de “linguagem G”, muito fácil e dinâmica de se programar, pois esta é feita através de fluxogramas, tornando-a até auto-didática.

Além disso, neste há a possibilidade de programa-lo de tal forma a desligar sistemas automaticamente em caso de rico (falhas mecânicas, superaquecimento, altas pressões, altas temperaturas, etc), por tais motivos apresentados ele é tão utilizado nas universidades e indústrias (LARSEN, 2010).

4 FLUXOGRAMA DO PROCESSO

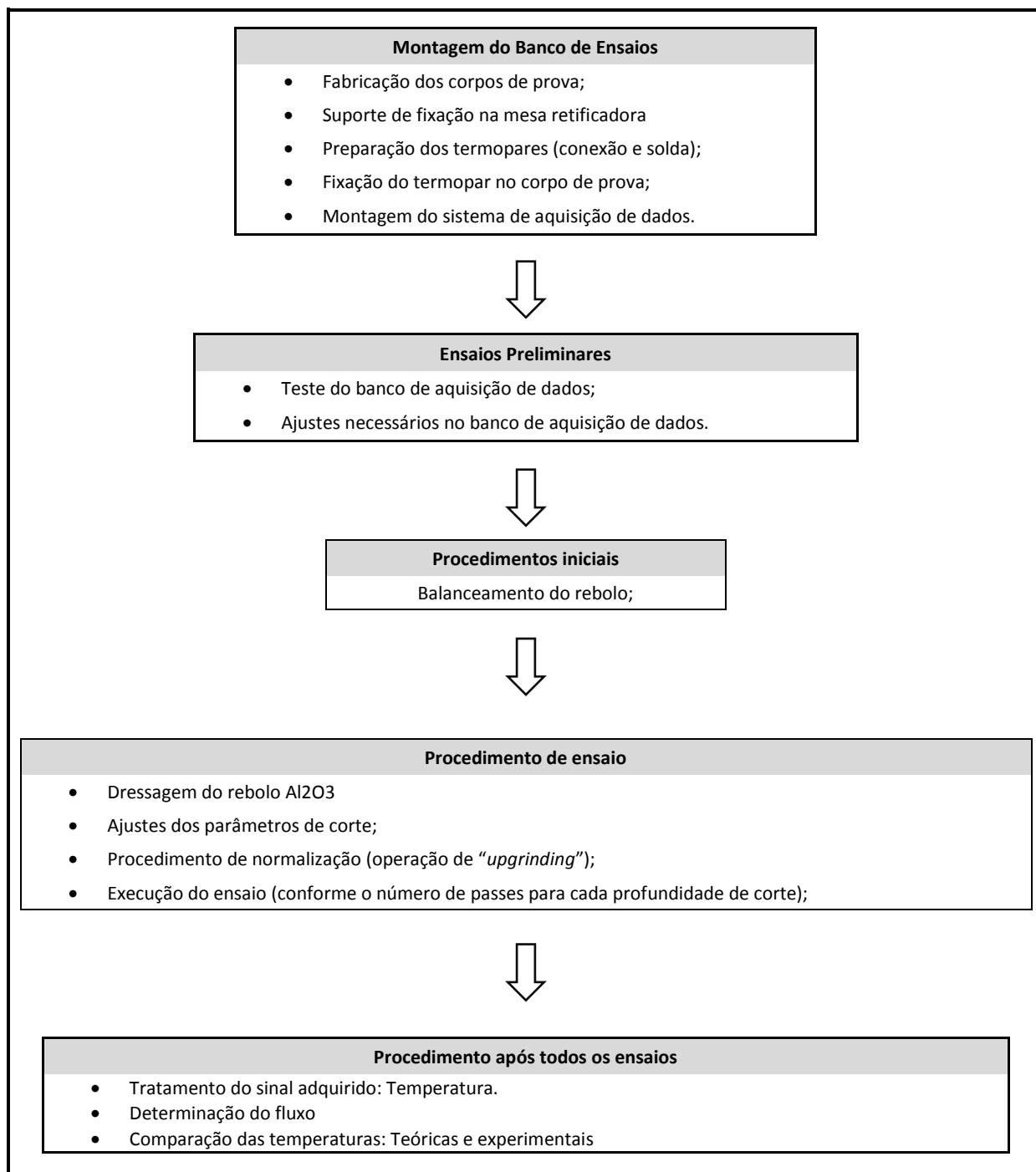


Figura 13 - FLUXOGRAMA DO PROCESSO.
Fonte: Aatoria Própria.

5 RESULTADOS E CONCLUSÕES

Similares a este trabalho, Zhu, Beizhi Li e Han Ding (2012) realizaram uma pesquisa investigativa, publicando um artigo sobre, em que analisaram o comportamento da temperatura no processo de retificação. Além do ensaio semelhante ao aqui apresentado, os cálculos de temperatura teórica foram realizados de acordo com dois modelos: o TCM (*Temperature Calculation Model*) e o I-TCM (*improved temperature calculation model*). Este segundo seria uma versão melhorada do primeiro.

Com base em Marinescu et al. o TCM faz a análise de temperatura a partir de das equações já demonstradas no capítulo 2, considerando os parâmetros de entrada de cinemática, a geometria de grãos, as propriedades do material, e da força tangencial etc. Já no modelo I-TCM duas variáveis são otimizadas: h_f e R_{ws} . Isso só foi possível ao considerar a geometria angular do grão do rebolo abrasivo.

No artigo publicado em *International Journal of Machine Tools & Manufacture* / Elsevier os autores Mohammadjafar Hadad e Banafsheh Sadeghi (2012) analisaram os efeitos da temperatura na ferramenta de trabalho, qualidade da superfície da peça, eficiência da retificação à seco e o uso de líquidos refrigerantes e suas técnicas. Para esse trabalho de conclusão de curso foi abordado os métodos e resultados da retificação sem o uso de líquido refrigerante. Em específico, um caso estudado: Retificação à seco com rebolo de óxido de alumínio.

Ao longo do artigo Haddad (2012) apresenta, também as temperaturas de simulação que será comparada às conforme TCM e I-TCM, além da calculada a partir do fluxo fornecido pelo software *Plato IDE* e o *VisIT* e a temperatura experimental.

5.1 RESULTADOS

Abaixo estão os gráficos comparativos entre a temperatura experimental e teórica (método das temperaturas equivalentes) na Figura 14 e as temperaturas experimental e teórica (método da seção áurea) na Figura 15.

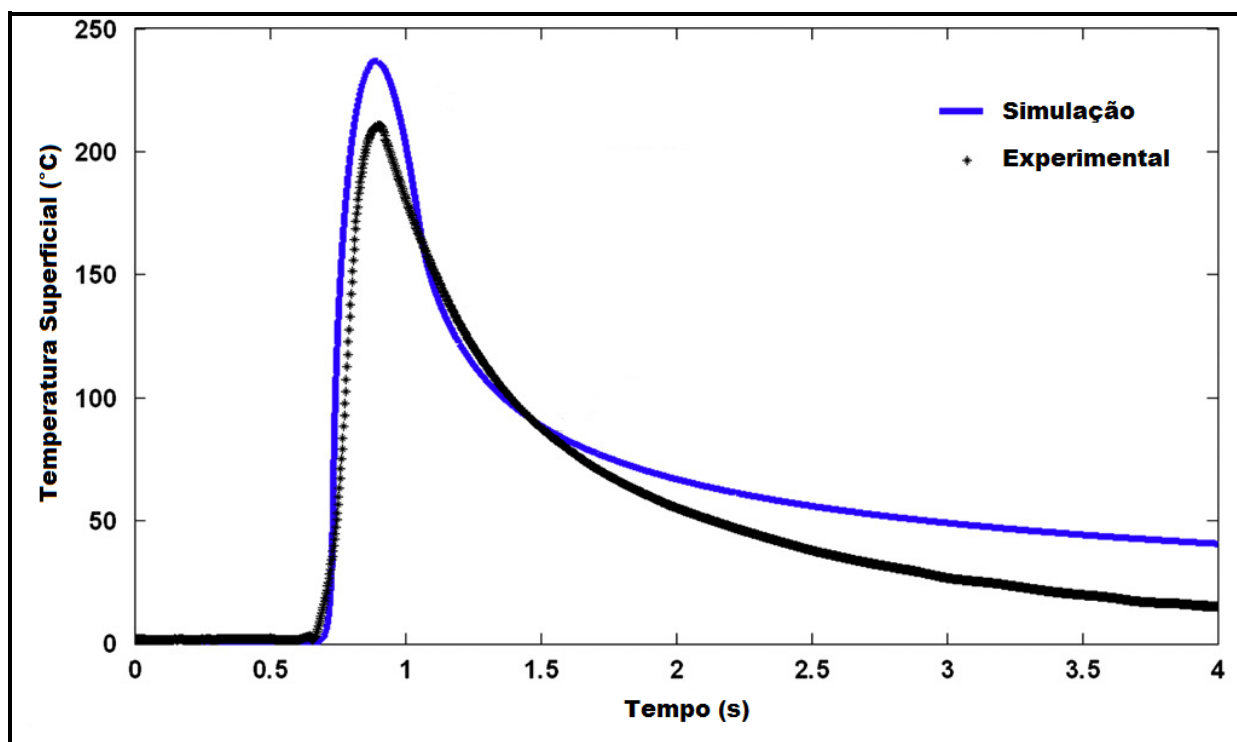


Figura 14 – Gráfico da temperatura superficial: Experimental e teórica (método das temperaturas equivalentes).

Fonte: Autoria Própria.

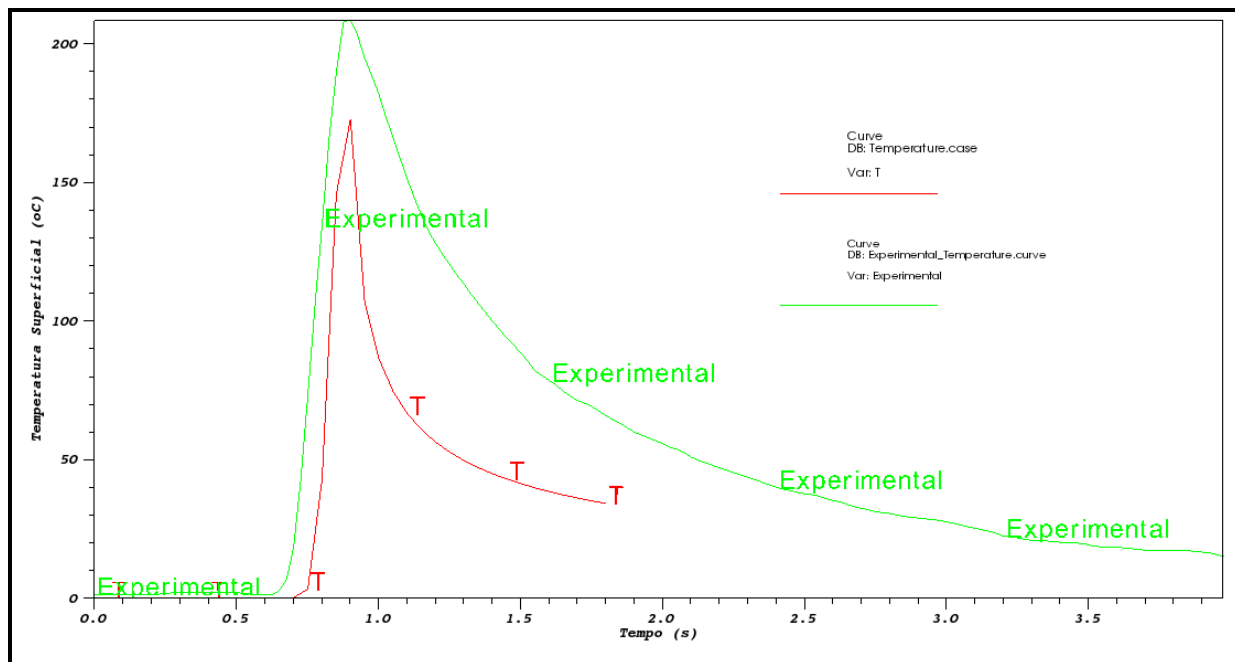


Figura 15 - Gráfico da temperatura superficial: Experimental e teórica (método da seção áurea).
Fonte: Autoria Própria.

Observa-se claramente a coincidência do momento em que a temperatura começa a se elevar entre os dois gráficos, do momento de apogeu e da queda de temperatura.

A diferença de pico entre as temperaturas dos métodos é de 23°C (9,9%) entre as simuladas e de 41,5°C (diferença de 19%, aproximadamente) entre as experimentais. No primeiro gráfico a diferença de temperaturas máximas entre a simulada e a experimental é de 13°C (6%) e no segundo gráfico a amplitude é de 31,5°C (cerca de 15%).

Na figura 16, a seguir, está demonstrado a simulação da retificação e a dissipação do calor ao longo da peça. Nota-se também que a máxima temperatura na superfície retificada no instante de 0,9 s é de 176,5°C. O fluxo de calor estimado para a peça foi de 8.411.379 W/m².

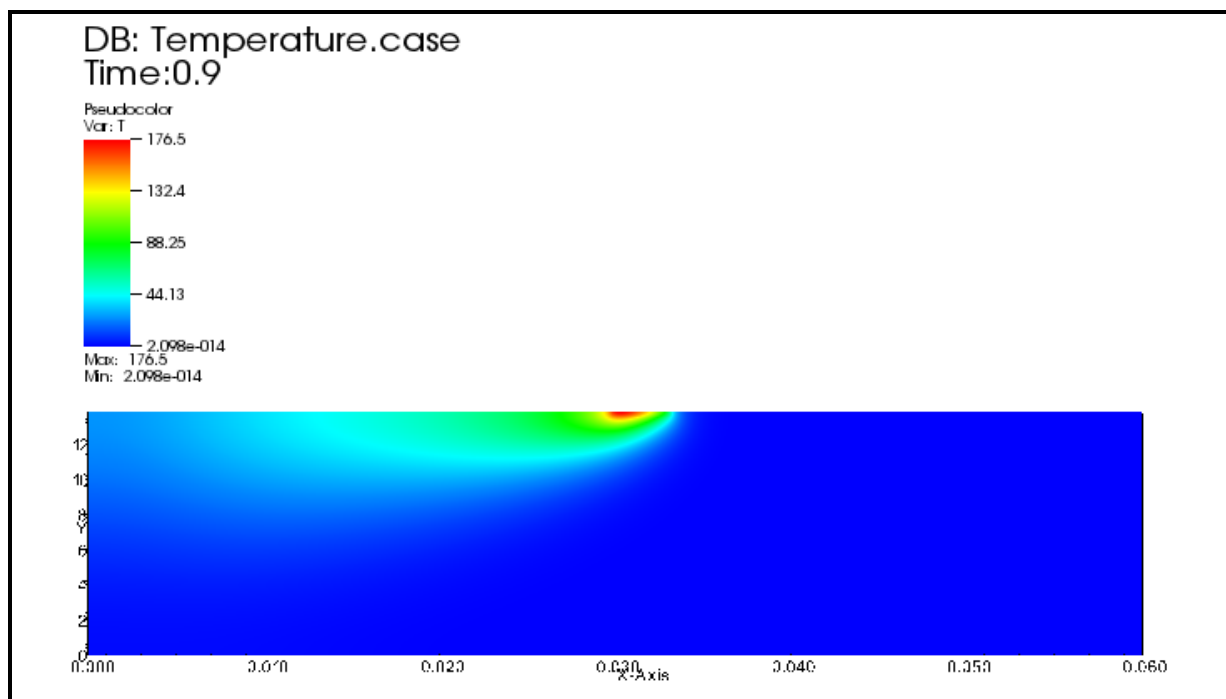


Figura 16 – Simulação da retificação.
Autor: Autoria própria.

A seguir serão demonstrados a tabela e os gráficos comparativos do fluxo de calor, partição de energia e temperatura máxima na superfície de trabalho a partir do método de temperaturas equivalentes e o método da seção áurea. Começaremos a partir das tabelas.

Nas tabelas abaixo estão apresentados os resultados calculados para a tabela 3 e 4 os fluxos de calor dissipado e nas tabelas 5 e 16 as partições de energia.

A tabela_ apresenta os dados calculados a com base em Marinescu, TCM e I-TCM para a técnica inversa das temperaturas equivalente da dissipação do fluxo de calor.

Técnica Inversa das Temperaturas Equivalente

| | q_w (W/m ²) | q_{ws} (W/m ²) | q_{ch} (W/m ²) | q_f (W/m ²) | q_t (W/m ²) | T_{max} (°C) Simulado | T_{max} (°C) Experimental | T_{max} (°C) Teórico |
|-----------|---------------------------|------------------------------|------------------------------|---------------------------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------|
| Marinescu | 13.276.603 | 16.595.754 | 1.916.447 | 0 | 18.512.201 | 231 | 218 | 184,2 |
| TCM | 13.276.603 | 16.653.108 | 1.916.447 | 0 | 18.569.555 | 231 | 218 | 213,4 |
| TCM-I | 13.276.603 | 16.486.208 | 1.916.447 | 0 | 18.402.655 | 231 | 218 | 185,7 |

Tabela 3 – Técnica inversa das temperaturas equivalente para partição de energia.
Fonte: Autoria própria.

Vemos que q_w e q_{ch} apresenta valor idêntico para o método das temperaturas equivalente que a maior diferença de fluxo q_{ws} e q_t é aproximadamente 1%.

A tabela 4 apresenta os dados calculados a com base em Marinescu (2007), TCM e I-TCM para a técnica inversa seção áurea da dissipação do fluxo de calor.

Técnica Inversa da Seção Áurea

| | q_w (W/m ²) | q_{ws} (W/m ²) | q_{ch} (W/m ²) | q_f (W/m ²) | q_t (W/m ²) | T_{max} (°C) Simulado | T_{max} (°C) Experimental | T_{max} (°C) Teórico |
|-----------|------------------------------|------------------------------|---------------------------------|------------------------------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------|
| Marinescu | 8.411.379 | 10.514.224 | 1.916.447 | 0 | 12.430.671 | 208 | 176,5 | 184,2 |
| TCM | 8.411.379 | 10.550.560 | 1.916.447 | 0 | 12.467.007 | 208 | 176,5 | 213,4 |
| TCM-I | 8.411.379 | 10.444.821 | 1.916.447 | 0 | 12.361.268 | 208 | 176,5 | 185,7 |

Tabela 4 – Técnica inversa da seção áurea para partição de energia.

Fonte: Autoria própria

Assim como no outro método, q_w e q_{ch} apresentam o mesmo valor e que q_{ws} e q_t apresentam a maior diferença de 1%.

A tabela 5 apresenta os dados calculados a com base em Marinescu, TCM e I-TCM para a técnica inversa das temperaturas equivalente da partição de energia.

Técnica Inversa das Temperaturas Equivalente

| | R_w (W/m ²) | R_{ws} (W/m ²) | R_{ch} (W/m ²) | R_f (W/m ²) | R_s (W/m ²) | T_{max} (°C) Simulado | T_{max} (°C) Experimental | T_{max} (°C) Teórico |
|-----------|---------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------|
| Marinescu | 0,717 | 0,800 | 0,104 | 0,00 | 0,269 | 231 | 218 | 184,2 |
| TCM | 0,715 | 0,797 | 0,103 | 0,00 | 0,273 | 231 | 218 | 213,4 |
| TCM-I | 0,721 | 0,805 | 0,104 | 0,00 | 0,262 | 231 | 218 | 185,7 |

Tabela 5 – Técnica inversa das temperaturas equivalente para fluxos de calor.

Fonte: Autoria própria.

As partições de energias são muito próximas, também, sendo a maior diferença de R_w de 0,006 menos que 1%. Essa diferença se mantém constante para R_{ws} e R_{ch} . A diferença de partição é maior, cerca de 5%, apenas para R_s .

A tabela 6 apresenta os dados calculados a com base em Marinescu, TCM e I-TCM para a técnica inversa da seção áurea da partição de energia.

| Técnica Inversa da Seção Áurea | | | | | | | | |
|--------------------------------|---------------------------|------------------------------|------------------------------|---------------------------|---------------------------|-------------------------|-----------------------------|------------------------|
| | R_w (W/m ²) | R_{ws} (W/m ²) | R_{ch} (W/m ²) | R_f (W/m ²) | R_s (W/m ²) | T_{max} (°C) Simulado | T_{max} (°C) Experimental | T_{max} (°C) Teórico |
| Marinescu | 0,677 | 0,800 | 0,154 | 0,00 | 0,254 | 208 | 176,5 | 184,2 |
| TCM | 0,675 | 0,797 | 0,154 | 0,00 | 0,257 | 208 | 176,5 | 213,4 |
| TCM-I | 0,680 | 0,805 | 0,155 | 0,00 | 0,247 | 208 | 176,5 | 185,7 |

Tabela 6 – Técnica inversa seção áurea para fluxos de calor.
Fonte: Autoria própria.

Na técnica inversa da seção áurea d maior diferença é menos que 1% para R_w , R_{ws} e R_h e cerca de 4% para R_s .

A seguir estão demonstrados os gráficos comparativos para os fluxos de calor, partição de energia e máxima temperatura na superfície de trabalho, agora também analisados entre os dois métodos.

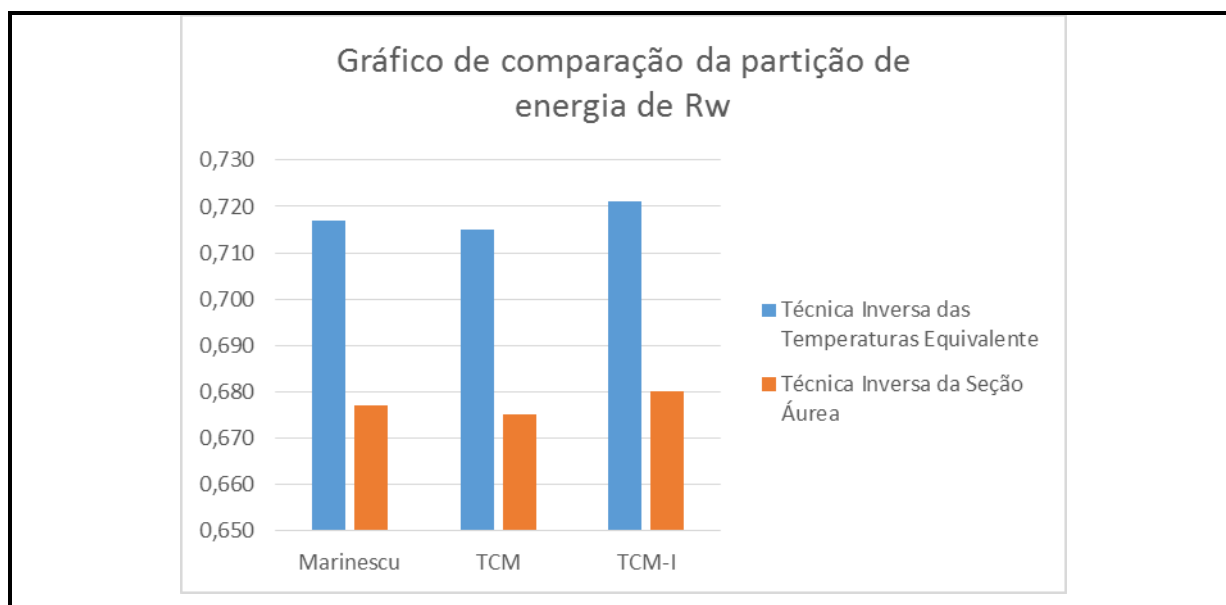


Figura 17 - Gráfico de comparação da partição de energia de R_w .
Fonte: Autoria própria.

Comparado os métodos vê-se que a diferenças entre os métodos é de cerca de 6%, numa diferença média de 0,04 para R_w . Os três diferentes métodos comparativos têm a máxima variação de 6%, claramente visto entre TCM e I-TCM.

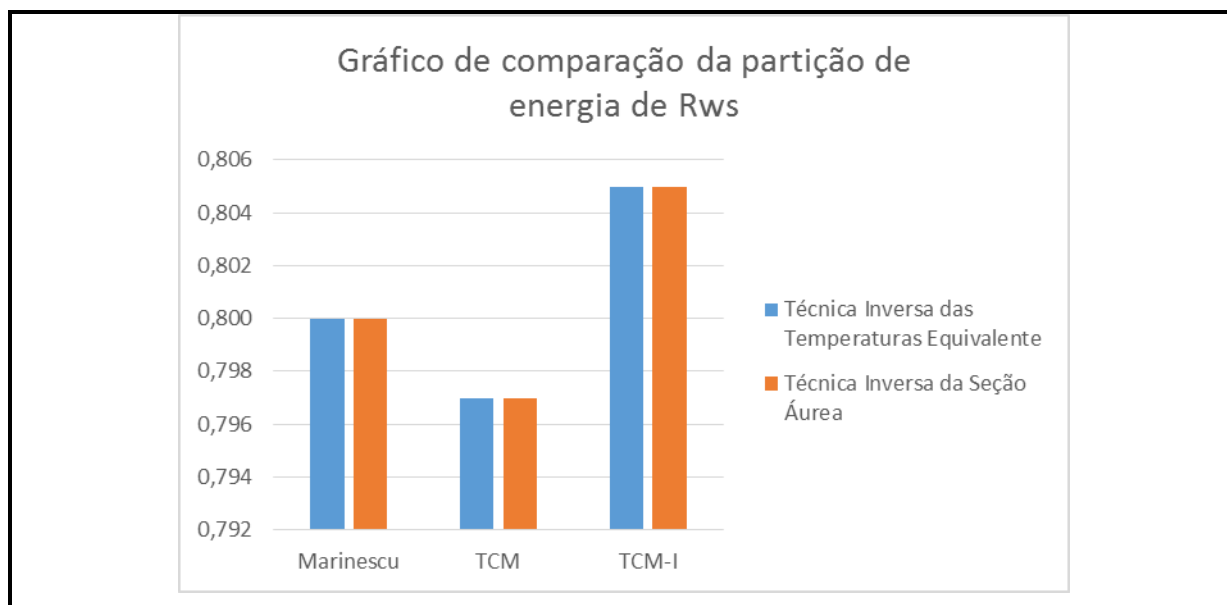


Figura 18 - Gráfico de comparação da partição de energia de R_{ws} .
Fonte: Autoria própria.

As partições de energia foram exatamente iguais entre os métodos. Além disso as diferenças entre os cálculos de Marinescu, TCM e I-TCM apresentam a maior variação, em torno de, 1%.

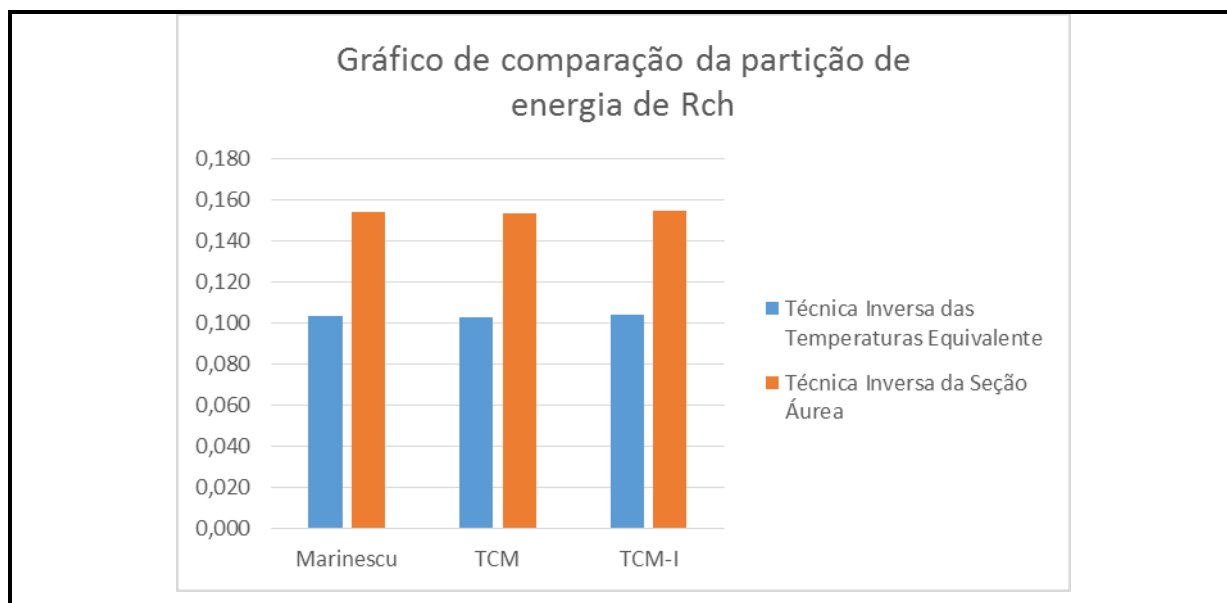


Figura 19 - Gráfico de comparação da partição de energia de R_{ch} .
Fonte: Autoria própria.

A partir da análise da tabela e do gráfico é fácil ver que não há diferença expressiva entre os calculos de Marinescu, TCM e I-TCM, porém a variação de 32% se mostra quando se compara as técnicas das temperaturas equivalentes com a técnica da seção inversa.

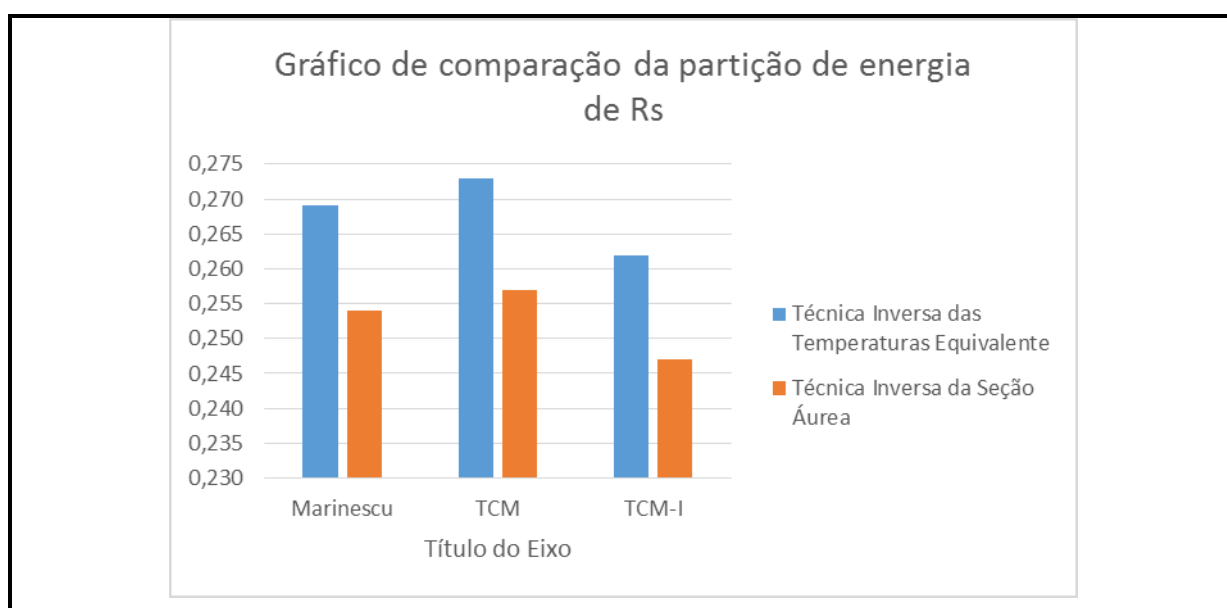


Figura 20 - Gráfico de comparação da partição de energia de R_s .
Fonte: Autoria própria

Na ultima comparação da partição de energia nota-se que entre as técnicas inversas inversas há a desigualdade média de 0,0153, quase 6% de amplitude.

Nos gráficos a seguir serão demonstrados os gráficos comparativos dos fluxos de calor calculados nos métodos inversos nas técnicas inversas das temperaturas equivalentes e a da seção inversa.

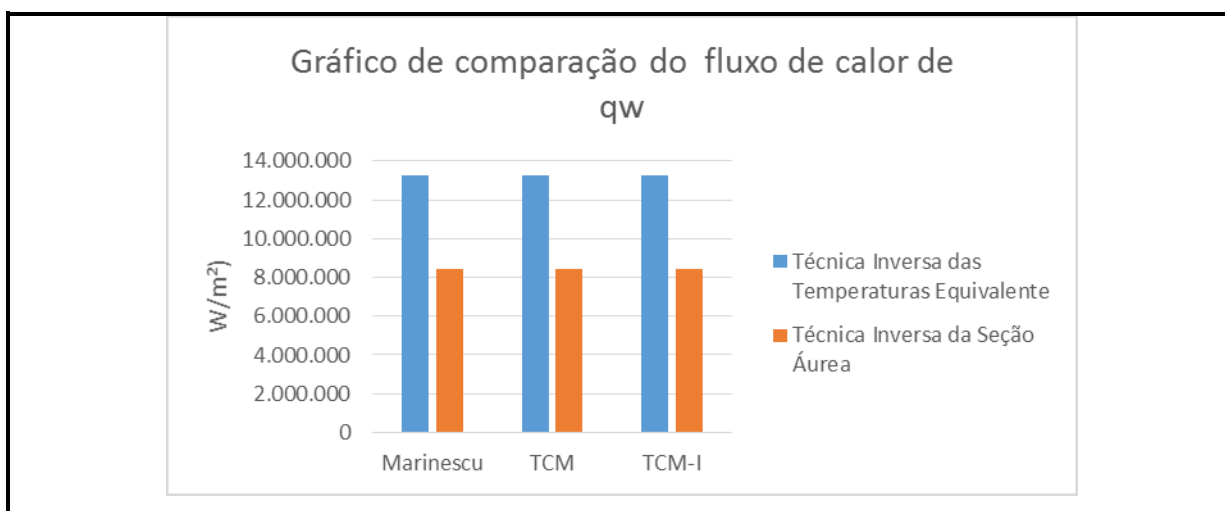


Figura 21 - Gráfico de comparação do fluxo de calor de q_w .
Fonte: Autoria própria.

Vê-se que os métodos demonstram os mesmos valores, apresentando diferença apenas nas técnicas inversas. A discrepância entre uma e outra foi cerca de 37%.

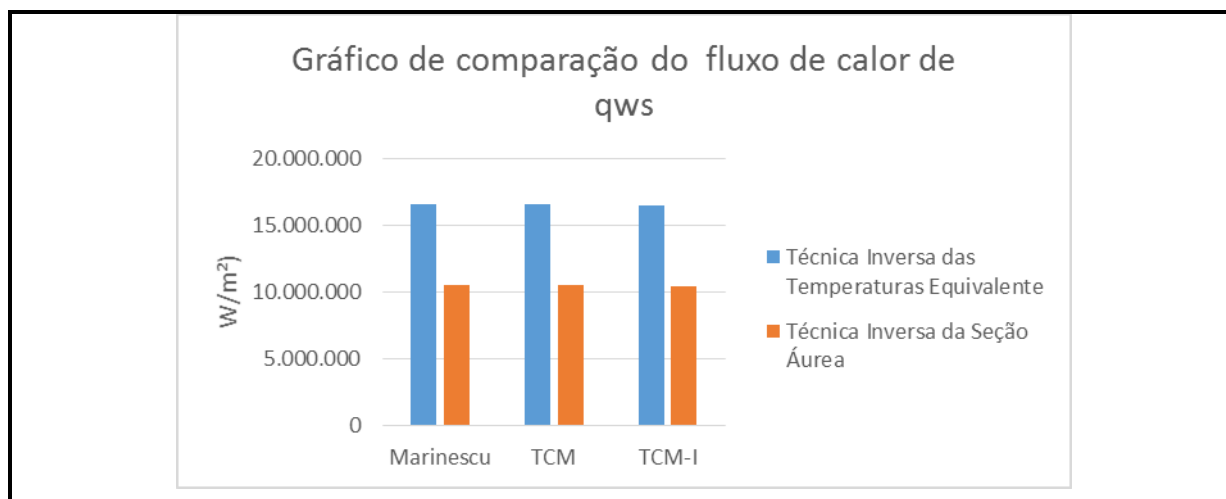


Figura 22 - Gráfico de comparação do fluxo de calor de q_{ws} .
Fonte: Autoria própria.

Na comparação do fluxo de calor de q_{ws} as reais diferenças se apresentam, nas técnicas inversas. A amplitude entre uma técnica inversa e outra é de aproximadamente de 37%.

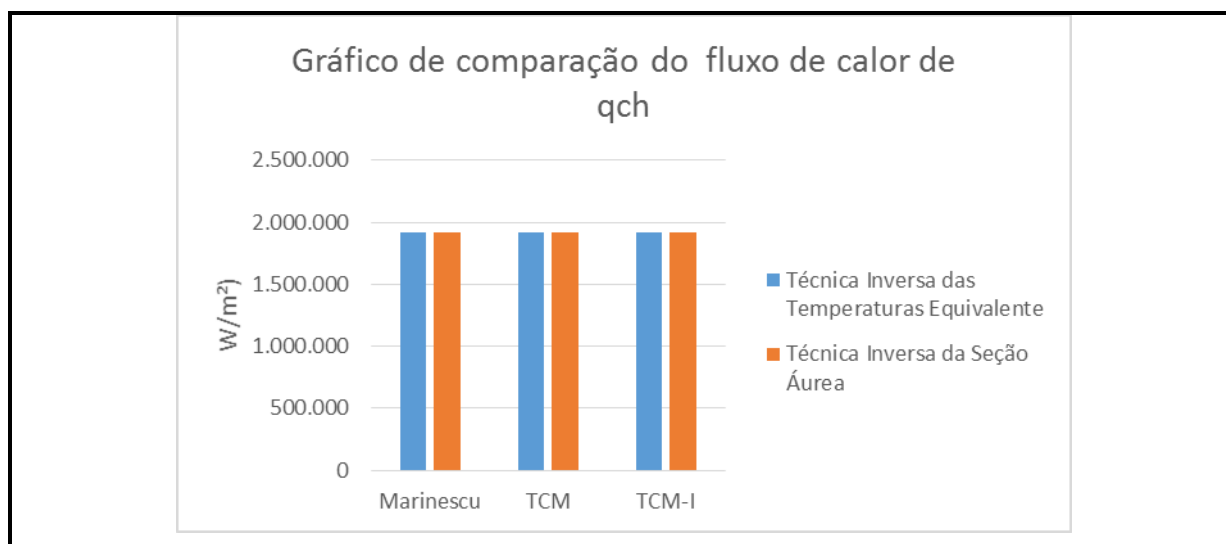


Figura 23 - Gráfico de comparação do fluxo de calor de q_{ch} .
Fonte: Autoria própria.

Não houve variação expressiva nem entre os métodos de Marinescu, TCM e I-TCM, tampouco entre as técnicas inversas.

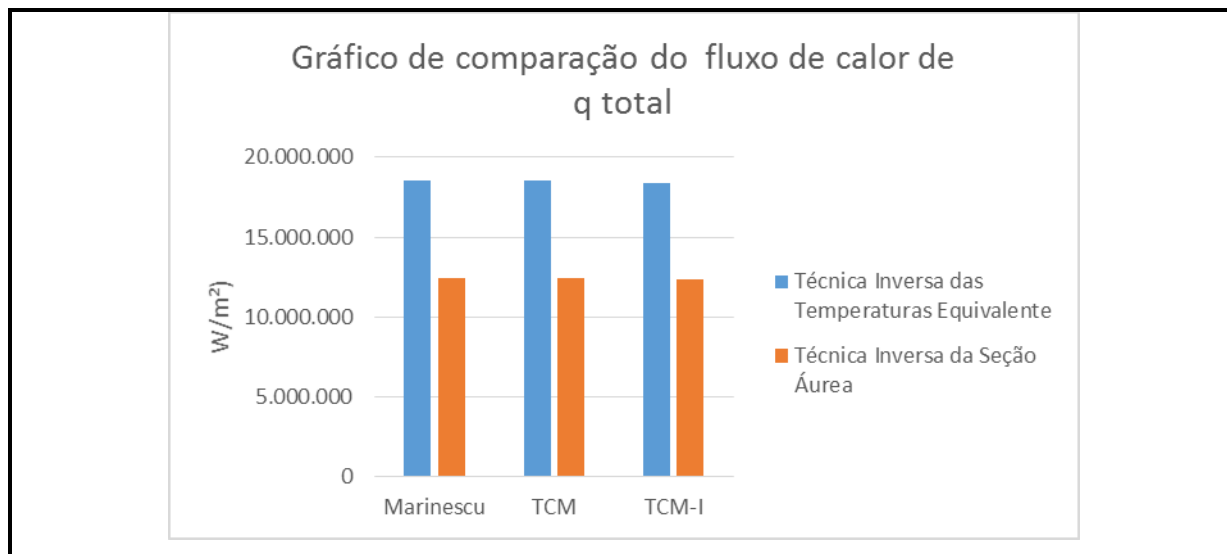


Figura 24 - Gráfico de comparação do fluxo de calor de q_{total} .
Fonte: Autoria própria.

Na última análise do fluxo total de calor dissipado, a divergência se apresenta apenas nas técnicas inversas, e a maior delas ficou na ordem de 33%.

Na figura 25, abaixo está demonstrada a comparação entre as temperaturas calculadas conforme Marinescu, TCM e I-TCM pela técnica de temperaturas equivalentes e a técnica da seção áurea.

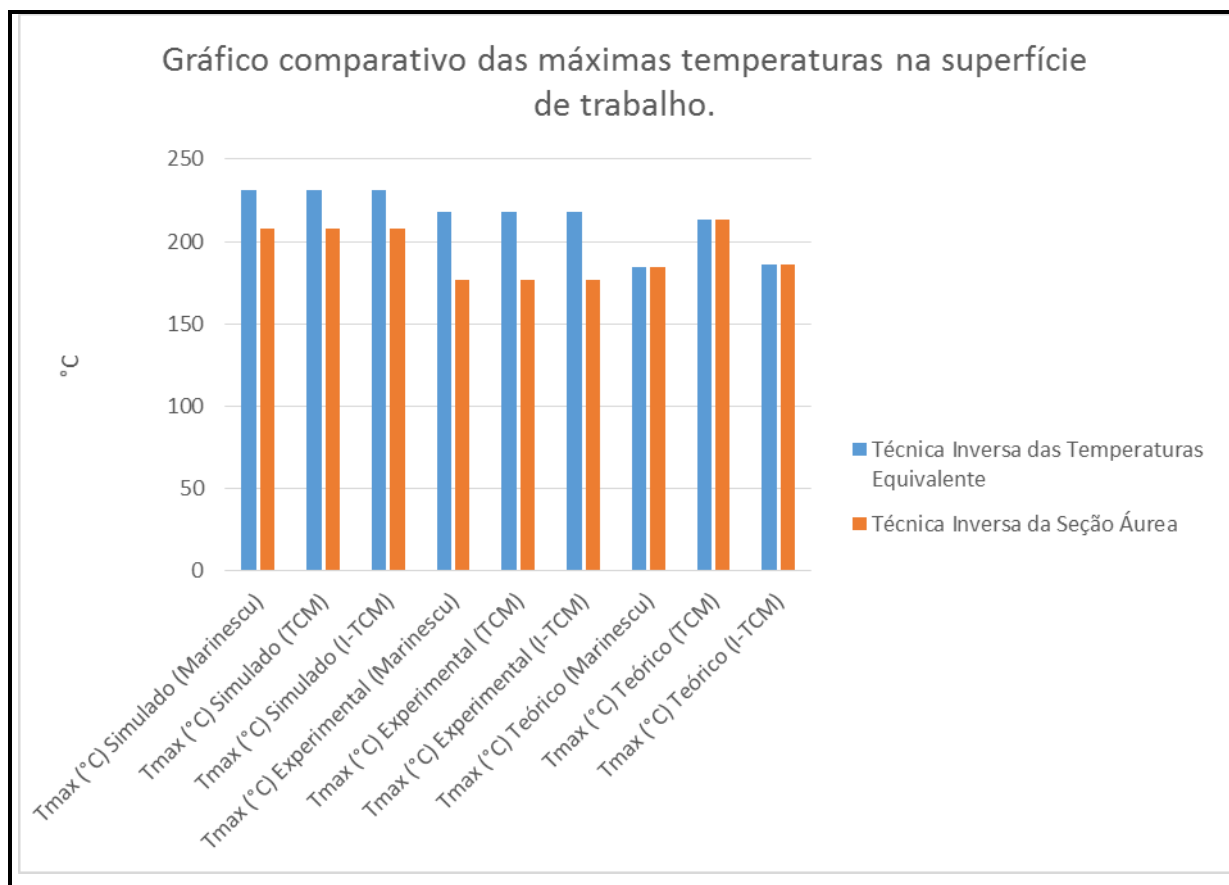


Figura 25 - Gráfico comparativo das máximas temperaturas na superfície de trabalho.
Fonte: Autoria própria.

Vê-se que, a partir da tabela 3 e do gráfico acima, as temperaturas se mantêm semelhantes nas técnicas inversas. A regularidade também é notada na temperatura máxima de simulação e experimental, já na teórica a desigualdade máxima entre os métodos de Marinescu, TCM e I-TCM foi de quase 14%.

A disparidade entre as técnicas inversas é mais visível quando se compara as temperaturas máximas experimentais, visto que se distinguem em 19%.

5.2 CONCLUSÕES

Fazendo uma análise das temperaturas calculadas e experimentais verifica-se que não houve uma concordância entre elas e comparando também o gráfico entre as temperaturas numéricas e a temperaturas experimental e simulada observou-se a diferença de 42°C. Há ainda a disparidade apenas de 10% entre eles e de 6% nas temperaturas analíticas e experimentais para o método das temperaturas equivalentes e, ainda, a curva simulada é bem semelhante ao comportamento da curva experimental, apresentando divergência apenas na temperatura máxima.

A maioria dos fluxos de calor e partições de energia estimados pelos modelos de Marinescu, TCM e I-TCM e os fornecido pelas técnicas inversas são muito próximos, com exceção de R_{ch} , q_w e q_{ws} (esses influenciando um acúmulo de erro em q_{total}), retrataram fielmente, visto na tabela, o processo de retificação plana tangencial.

O fato de apresentar uma discordância em cerca de 30% em R_{ch} , q_w e q_{ws} é motivo de sugestão para novas pesquisas investigativas, com finalidade de aperfeiçoamento deste trabalho, ou até mesmo dos métodos inversos aqui apresentados e utilizados.

REFERÊNCIAS

CARVALHO, S. R. **Determinação da temperatura na interface cavaco-peça-ferramenta durante o processo de usinagem por torneamento.** 2005. 123 f. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica (Faculdade de Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Uberlândia, 2005.

CHIAVERINI, Vicente. **Aços e Ferros Fundidos.** 7.ed. São Paulo: Editora ABM p. 176-178 2008

DINIZ, A. E.; Marcindes, F. C.; Coppini, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais.** Artiliber Editora Ltda, Campinas, SP, Brasil, 4ª Edição, 2003, p.230-248.

GUO, C.; MALKIN, S. **Analysis of Energy Partition in Grinding.** Journal of Engineering for Industry, v.117, pp.55-61, Feb. 1995.

GUO, C.; MALKIN, S. **Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding, Part 1: Methods.** Journal of Engineering for Industry, v.118, pp.137-142, Feb. 1996.

GUO, C.; MALKIN, S. **Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding, Part 2: Applications.** Journal of Engineering for Industry, v.118, pp.143-149, Feb. 1996.

HADAD, Mohammadjafar; SADEGHI, Banafsheh. **Thermal analysis of minimum quantity lubrication-MQL grinding process.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 63 1–15, 2012

HAHN, R. S. **On the nature of the grinding Process**, Adv. Mach. Tool Des. Res., Pergamon Press, Oxford, 1962.

KANNAPPAN, S.; MALKIN, S. **Effects of Grain Size and Operating Parameters on the Mechanics of Grinding**. Trans ASME, Journal of Engineering for Industry, 94: p.833, 1972.

KOHLI S. P.; GUO, C.; MALKIN, S. **Energy Partition for Grinding with Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels**. ASME. Journal of Engineering for industry, Vol. 117, p.160-168, 1995.

KOMANDURI, Ranga; HOU, B. Zhen. **On the mechanics of the grinding process – Part I**. Stochastic nature of the grinding process, School of Mechanical and Aerospace Engineering, Oklahoma State University, 2003.

LARSEN, R. W. **LabVIEW for Engineers**. New Jersey: Prentice Hall, 2010. 352p.

LAVINE, A. S; MALKIN, S.; JEN, T. C. **Thermal Aspects of Grinding with CBN Abrasives**. Annals of the CIRP, 38/1: p.557-560, 1989.

MACHADO, Alisson Rocha. **Teoria da usinagem dos materiais**. 2. ed. São Paulo: E. Blucher, p. 18 - 51, 2011.

MARIANI, G.; TREBING, C. **Synthetic coolants cut it in superabrasive grinding** **Technical Services**, Pillsbury Div., Novamax Technologies Inc., Livonia, MI, EUA, p.3-7, 1992.

MARINESCU, I. D.; ROWE, W. B.; DIMITROV, B.; INASAKI, I. **Tribology of Abrasive Machining Processes**. Published in the United States of America by William Andrew, Inc., 2004.

MARINESCU, I. D.; HITCHINER, M.; UHLMANN, E.; ROWE, W.B.; INASAKI, I. **Handbook of Machining with Grinding Wheels**. CRC Press. New York, 2007.

MALKIN, S. **Grinding Mechanisms e Grinding Temperatures and Thermal Damage**. In: MALKIN, S. Grinding Technology: theory and applications of machining with abrasives. 1.ed. Chichester, Ellis Horwood Limited, 1989. Cap.5 e 6, p.108 a 171.

MALKIN, S.; ANDERSON, R. B. **Thermal Aspects of Grinding, Part 1 – Energy Partition**. Journal of Engineering for Industry, v.96, pp.1177-1183, Nov. 1974.

RAMESH K, HUANG H, YIN L. **Analytical and experimental investigation of coolant velocity in high speed grinding**. Int J Mach Tools Manufacturin, 2004.

RAZUK, Henrique Cotait. **Transferência de calor inversa do método convencional e do otimizado de lubri-refrigeração na retificação plana tangencial**, 2014. 164 f.

ROWE G., WRIGHT G. & BOLGER F. Delphi: **A re-evaluation of research and theory**. Technical Forecasting Social Change 39, 235 – 251, 1991.

ROWE, W. B.; MORGAN, M. N., **The effect of deformation on the contact area in grinding**. In: Annals of the CIRP, vol. 42/1, 1993.

ZHANG, L. **Numerical Analysis and Experimental Investigation of Energy Partition and Heat Transfer in Grinding.** Heat Transfer Phenomena and Applications, Intech, cap.4: p.79-98, 2012.

ZHU, Dahu; LI, Beizhi; DING, Han. **An improved grinding temperature model considering grain geometry and distribution.** Int J Adv Manuf Technol 67:1393–1406, 2013.