

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECATRÔNICA

VICTOR DINIZ ANDRÉ

AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE CORTE E DUAS CLASSES
DE FERROS FUNDIDOS VERMICULARES NA TEMPERATURA DE USINAGEM

UBERLÂNDIA – MG
2017

VICTOR DINIZ ANDRÉ

**AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE CORTE E DUAS CLASSES
DE FERROS FUNDIDOS VERMICULARES NA TEMPERATURA DE USINAGEM**

Trabalho de conclusão de curso
apresentado na graduação em
Engenharia Mecatrônica da
Universidade Federal de Uberlândia,
como parte dos requisitos para a
obtenção do título de Engenheiro
Mecatrônico.

Orientador: Prof. Dr. Wisley Falco Sales

UBERLÂNDIA – MG

2017

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus pelas oportunidades concedidas, aos meus pais, Rodolfo e Marília, pelo exemplo de excelência no trabalho, por todo o carinho e paciência, e também pela valiosa orientação de vida e conduta durante toda minha caminhada até o presente momento. Ao meu irmão, Ciro, pelo companheirismo e por ser minha grande inspiração para fazer o bem. À Sebastiana e à Mislene, duas pessoas especialíssimas que participaram da minha criação.

Agradeço também à todos amigos que fiz durante a faculdade. Uma menção especial ao senhor Ivan, grande amigo e parceiro em todos momentos de alegria e dificuldade. Aos senhores Augusto César, Júlio e Eliézer pelo acolhimento e amizade indescritível. Aos senhores Felipe, João e Vítor pelo companheirismo, amizade e pela excelente vivência dentro de casa. Ao senhor Lucas, parceiro de longa data, com o qual dividi boa parte da caminhada desde o ensino fundamental até aqui.

Meus sinceros agradecimentos ao professor e orientador Wisley não apenas pelos ensinamentos, mas também por mostrar como a engenharia pode ser interessante de várias formas possíveis, e aos senhores Leonardo e Antônio, companheiros de laboratório, com os quais adquiri bastante conhecimento.

Por último, mas não menos importante, fica meu agradecimento aos amigos da minha cidade natal pela amizade duradoura e por tantos momentos felizes divididos. Tão bom quanto fazer novas amizades é conservar as antigas!

RESUMO

A temperatura desenvolvida na interface cavaco-ferramenta é um dos principais fatores limitantes de produtividade nas operações de usinagem. Inúmeras pesquisas têm sido conduzidas ao longo das últimas décadas para melhorar a compreensão e modelagem dos fenômenos envolvidos no corte de metais, especialmente em termos da geração e distribuição de calor. Embora uma abordagem precisa sobre as temperaturas na zona de corte ainda seja um grande desafio, dada a inacessibilidade inerente a essa região, conhecer quais variáveis têm influência direta nas temperaturas de corte permite a otimização das operações de usinagem industrial, aprimorando a produtividade. Este trabalho visa identificar tais variáveis e analisar seu impacto na produção e distribuição de calor. Juntamente com a revisão da teoria, testes foram realizados para avaliar a temperatura média próxima à zona de corte com base na medição de radiação térmica infravermelha durante o fresamento frontal de duas classes de ferros fundidos vermiculares com diferentes propriedades mecânicas. Os resultados mostraram que a velocidade de corte e o limite de resistência do material de trabalho desempenham papéis importantes no desenvolvimento da temperatura durante o processo de corte. O avanço, a profundidade de corte, a geometria da ferramenta e o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco são variáveis que também influenciam as temperaturas de usinagem.

Palavras-chave: Usinagem; Temperatura; Parâmetros de corte; Medição térmica infravermelha.

ABSTRACT

The temperature achieved at the tool-chip interface is one of the main limiting factors of productivity in machining operations. Intensive research has been conducted over the past decades in order to improve understanding and modeling of the phenomena involved in metal cutting, especially in terms of heat generation and distribution. Although a precise approach on the temperatures along the cutting zone still remains a big challenge, given the inherent inaccessibility of that region, a refined knowledge on which variables have direct effects on cutting temperatures can lead to great optimization in industrial machining operations, improving productivity. This paper aims to identify such variables and analyze their impact on heat output and distribution. Amongst theory review, tests were performed in order to evaluate the average temperature near the cutting zone based on infrared thermal radiation measurement during the milling of cast irons with different mechanical properties. The results showed that cutting speed and work material shear resistance play major roles on temperature development during cutting process. Feed rate, depth of cut, tool geometry and the coefficient of friction between workpiece and tool materials are variables that also have influence on the machining temperatures.

Keywords: Machining; Temperature; Cutting parameters; Infrared thermal measurement.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Diagrama de fases do sistema ferro-carbono	11
Figura 2 - Microestruturas típicas de ferros fundidos	14
Figura 3 - Microestrutura com profundidade dos ferros fundidos	15
Figura 4 – Relação entre os limites máximo de ruptura e de escoamento e o percentual de perlita na matriz, para diferentes temperaturas	16
Figura 5 - Relação entre a dureza Brinell e o percentual de perlita na matriz	16
Figura 6 - Limites máximo de ruptura (LR), de escoamento (LE) e de resistência à fadiga (LF) em relação ao percentual de nodularidade	17
Figura 7 - Dureza Brinell em relação ao percentual de nodularidade.....	18
Figura 8 - Movimentos de usinagem	21
Figura 9 - Zonas de cisalhamento no corte ortogonal de metais.....	24
Figura 10 - Zonas de contato entre peça e ferramenta na usinagem de metais	26
Figura 11 - Percentual de nodularidade dos ferros fundidos vermiculares (Materiais I e II)	31
Figura 12 - Dureza Brinell média dos materiais.....	31
Figura 13 - Modelo esquemático do corpo de prova – vista superior	33
Figura 14 - Modelo esquemático do corpo de prova – vista em perspectiva.....	33
Figura 15 - Validação dos dados da termocâmara e termopar T1	34
Figura 16 - Validação dos dados da termocâmara e termopar T2	34
Figura 17 - Validação dos dados da termocâmara e termopar T3	35
Figura 18 - Corpo de prova com revestimento preto fosco e termopares instalados	35
Figura 19 - Configuração final da mesa	36
Figura 20 – Temperaturas máximas médias para os diferentes materiais e condições de corte.....	37
Figura 21 - Imagens térmicas das máximas temperaturas alcançadas nas três condições de corte para o material I.....	38
Figura 22 - Imagens térmicas das máximas temperaturas alcançadas nas três condições de corte para o material II.....	39

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Comparativo percentual das propriedades dos ferros fundidos cinzento e nodular em relação ao ferro fundido vermicular	18
Tabela 2 – Variáveis avaliadas neste trabalho e seus efeitos na temperatura de usinagem.....	41
Tabela 3 - Variáveis não avaliadas diretamente neste trabalho e seus efeitos teóricos na temperatura de usinagem.....	41

SUMÁRIO

CAPÍTULO I	8
1. INTRODUÇÃO	8
CAPÍTULO II	10
2. OBJETIVOS	10
2.1. OBJETIVOS GERAIS	10
2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	10
CAPÍTULO III	11
3. REVISÃO DE LITERATURA.....	11
3.1. O SISTEMA FERRO-CARBONO.....	11
3.2. TIPOS DE FERROS FUNDIDOS.....	12
3.3. FERRO FUNDIDO VERMICULAR.....	14
3.3.1. Propriedades mecânicas do ferro fundido vermicular	15
3.4. PROCESSOS DE USINAGEM	19
3.4.1. Operação de fresamento	19
3.4.2. Grandezas físicas no processo de usinagem.....	20
3.5. GERAÇÃO DE CALOR NO PROCESSO DE CORTE	23
3.6. INTERFACE CAVACO-FERRAMENTA.....	26
3.6.1. Atrito no corte de metais	27
3.7. MEDIÇÃO DE TEMPERATURA EM PROCESSOS DE USINAGEM	29
CAPÍTULO IV	31
4. METODOLOGIA.....	31
CAPÍTULO V	37
5. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	37
5.1. Comentários gerais.....	40
CAPÍTULO VI	42
6. CONCLUSÕES	42
CAPÍTULO VII	43
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	43

CAPÍTULO I

1. INTRODUÇÃO

A usinagem de metais é o processo de fabricação mais difundido pelas indústrias ao redor do planeta. Versatilidade e produtividade são as principais vantagens dessa família de operações caracterizadas pela formação de cavaco. Os fatores chave para a produtividade são a velocidade do processo, acabamento superficial e a vida da ferramenta, onde esta última guarda uma estreita relação com as temperaturas alcançadas durante o corte.

O estudo das temperaturas nos processos de usinagem é, portanto, de grande interesse da comunidade pesquisadora mundial uma vez que aprofundar o conhecimento sobre a geração e a distribuição de calor durante o corte dos metais permite identificar quais os parâmetros e variáveis que implicam diretamente no desenvolvimento de altas temperaturas em regiões críticas, como a interface de contato entre o cavaco e a ferramenta.

As principais fontes de calor na formação do cavaco são: a deformação plástica de material da peça por cisalhamento, na denominada zona primária de cisalhamento; e a interação mecânica envolvendo atrito e adesão que produzem altas deformações plásticas e altas taxas de deformação do material, já transformado em cavaco, ao longo da superfície de saída da ferramenta. Um fato interessante sobre esse processo é que, apesar da enorme quantia de energia térmica gerada, apenas uma pequena parcela vai para a ferramenta, sendo a grande maioria da energia dissipada pelo cavaco, pela própria peça e pelo meio ambiente. Mesmo sendo uma modesta porção do total, a quantidade de calor que é absorvida pela ferramenta é suficiente para que sejam desenvolvidas ali temperaturas elevadas, podendo alcançar, para alguns materiais e condições de corte, valores superiores a 1000 graus Celsius.

O processo de medição da temperatura na usinagem é, no entanto, bastante complicado. A dinamicidade e a complexidade dos fenômenos que acontecem concomitantemente numa região com dimensões tão estreitas se traduzem numa grande dificuldade de medição até mesmo para as técnicas mais avançadas e atuais.

Além disso, a presença contínua do cavaco, inerente a qualquer processo de corte de metais com ferramentas de geometria definida, confere uma inevitável inacessibilidade à interface cavaco-ferramenta.

Ainda que a determinação precisa dos campos de distribuição de temperatura seja algo incerto até hoje, é possível aplicar os métodos de medição disponíveis para avaliar os efeitos dos parâmetros de corte e das propriedades mecânicas dos materiais na variação da temperatura média de usinagem. Identificar e compreender tais variáveis, bem como a respectiva influência na temperatura média já permite a otimização das operações de usinagem, aumentando a produtividade.

CAPÍTULO II

2. OBJETIVOS

2.1. OBJETIVOS GERAIS

- Investigar a influência dos parâmetros de corte e metalúrgicos na temperatura de usinagem.

2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Investigar os efeitos das variações das velocidades de corte e de avanço na geração de calor;
- Investigar os efeitos das propriedades mecânicas dos materiais na geração e distribuição de calor no processo de corte.

Nas três alotropias do ferro “puro” (ferrita- α , ferrita- δ e austenita), quantidades em massa de carbono até 0,025% se dissolvem intersticialmente, formando soluções sólidas (Callister; Rethwisch, 2009). Maiores Concentrações de carbono resultam no aparecimento do composto cementita (Fe_3C), que é um material cerâmico, apresentando uma dureza mais elevada que as observadas nas três alotropias do ferro puro. A grande diferença na solubilidade sólida do carbono na austenita e na ferrita é responsável pela vasta versatilidade de comportamentos dos aços tratados termicamente. No diagrama Ferro-Carbono exibido acima as linhas Ae_1 , Ae_2 , Ae_3 e A_{cm} indicam as temperaturas nas quais ocorrem as transformações de fase. Em resfriamentos lentos a austenita pode se decompor concomitantemente em ferrita e cementita, originando um composto nomeado perlita. Em resfriamentos rápidos, como os obtidos em processos de têmpera, ocorre a formação de uma fase metaestável chamada martensita (Shackelford; Alexander, 2001).

São denominados aços todos os compostos que apresentam um percentual em massa de carbono abaixo de 2,14%. Acima disto e até cerca de 6,67% os compostos são denominados ferros fundidos (Smallman; Bishop, 1999; Callister; Rethwisch, 2009). No sistema ferro-carbono, a grafita (carbono puro) é uma forma termodinamicamente mais estável que a cementita, porém, quando as concentrações de carbono são baixas, como no caso dos aços, a grafita não se estabelece devido a letargia inerente à sua formação (Smallman; Bishop, 1999).

3.2. TIPOS DE FERROS FUNDIDOS

Os compostos denominados ferros fundidos são ligas majoritariamente compostas por ferro, carbono e silício, contendo ainda manganês, enxofre e fósforo, podendo adicionalmente apresentar elementos de liga diversos (Guesser, 2009). Sendo o ferro o elemento principal, a presença complementar de outros elementos no composto tem efeitos diversos no surgimento das microestruturas e consequentemente nas propriedades mecânicas dos ferros fundidos. Segundo Chiaverini (2002a) os efeitos dos principais componentes dos ferros fundidos são:

- Carbono: nos ferros fundidos sempre presente em teores superiores a 2,14%, sendo o elemento de liga básico e o principal determinante da quantidade de grafita que irá se formar;

- Silício: Elemento grafitizante, favorecendo a formação de grafita em detrimento do carboneto de ferro (cementita) durante o resfriamento;
- Manganês: elemento desgrafitizante, pois favorece a estabilização do carboneto de ferro, contrabalanceando os efeitos causados pelo silício. Atua também como dessulfetante;
- Fósforo: Favorece a formação de carbonetos e fosfetos de ferro (esteaditas);
- Enxofre: não apresenta função significativa em teores normais, podendo, entretanto, formar sulfetos de manganês (MnS) os quais melhoram a usinabilidade dos ferros fundidos (Pereira; Boehs; Guesser, 2005);
- Níquel, cromo e molibdênio: adicionados isoladamente ou em combinação, sendo a principal função o aumento de resistência ao desgaste.

Nos ferros fundidos, a microestrutura apresenta-se como uma matriz similar aos aços (ferrita, perlita, martensita, etc.) contendo partículas ou esqueletos de grafita. (Guesser, 2009). Como a grafita possui uma resistência mecânica muito baixa (Goodrich, 2004), pode-se entender sua presença como uma descontinuidade da matriz, exercendo um efeito de concentração de tensões. Sendo as matrizes dos ferros fundidos semelhantes às dos aços, o principal elemento de diferenciação passa a ser a morfologia da grafita (Vaško, 2016).

Esta morfologia tem um profundo efeito sobre as propriedades mecânicas: quando em formas arredondadas (nódulos e veios/vermes), por exemplo, traduz-se em menor efeito de concentração de tensões, enquanto formas mais agudas (lamelas) resultam em alta concentração de tensões. Por outro lado, outras propriedades podem ser favorecidas pela forma lamelar da grafita, como a condutividade térmica, o amortecimento de vibrações e a usinabilidade (Guesser, 2009).

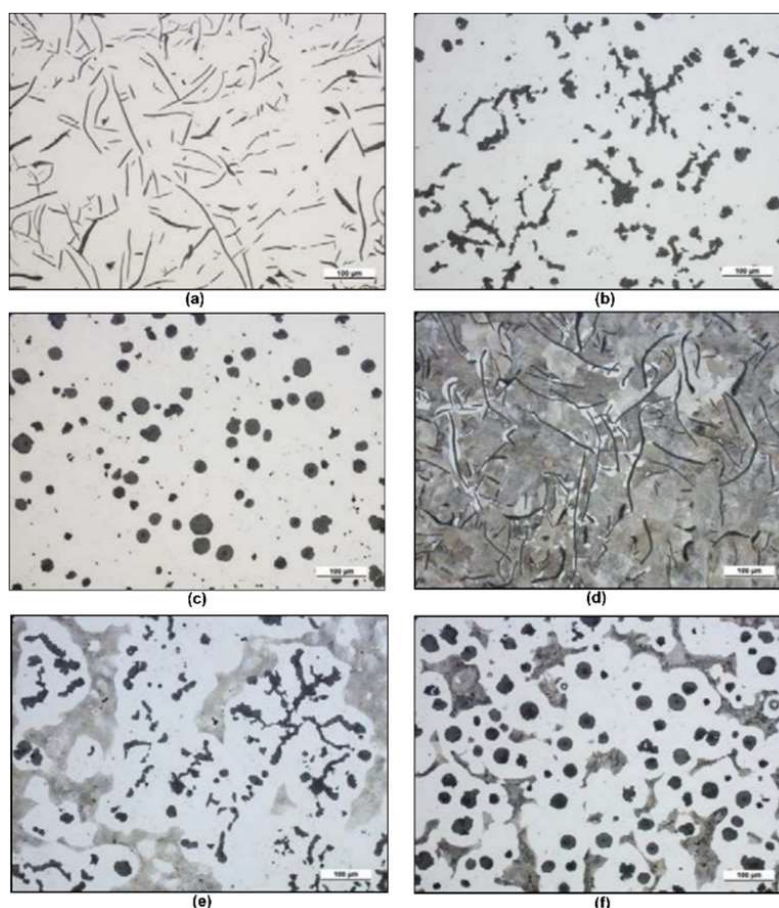
As principais famílias de ferros fundidos são:

- Ferro Fundido Branco;
- Ferro Fundido Cinzento;
- Ferro Fundido Maleável;
- Ferro Fundido Nodular;
- Ferro Fundido Vermicular.

3.3. FERRO FUNDIDO VERMICULAR

O ferro fundido vermicular, conhecido internacionalmente como *compacted graphite iron* (CGI) é uma família de ferros fundidos relativamente nova à indústria. Foi descoberto ao acaso devido à um erro no processo de produção de ferro fundido nodular, onde a insuficiência de agente nodularizante acabou resultando em vez de nódulos de grafita um arranjo intermediário entre as lamelas encontradas no ferro fundido cinzento e os nódulos dos ferros nodulares, como foi exibido na Figura 2: estruturas com comprimento alongado e orientação aleatória análoga às lamelas, porém menores e mais espessas, além de apresentarem bordas arredondadas. (Dawson; Guesser; Schroeder, 2001).

Figura 2 - Microestruturas típicas de ferros fundidos

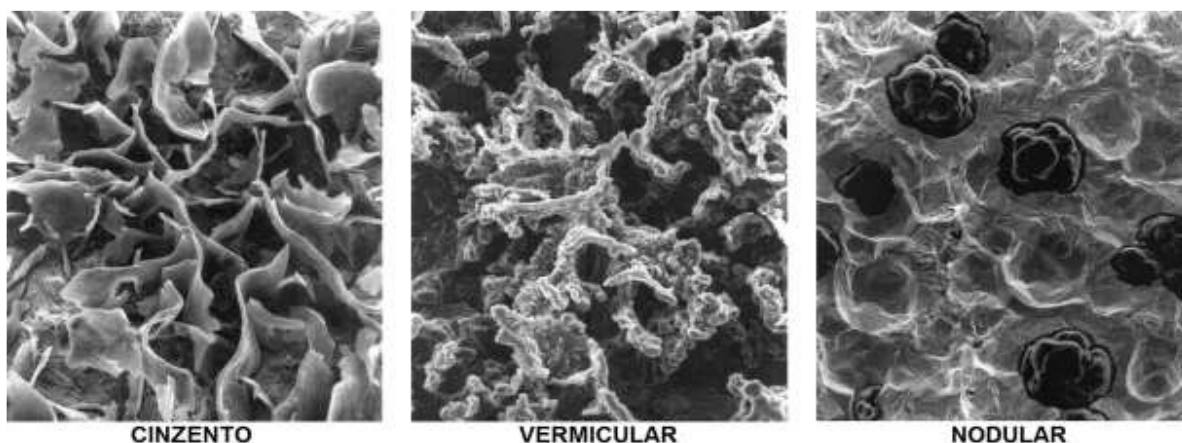


Legenda: (a) ferro fundido cinzento, não atacado; (b) ferro fundido vermicular, não atacado; (c) ferro fundido nodular, não atacado; (d) ferro fundido cinzento ferrítico-perlítico, ataque com Nital 3%; (e) ferro fundido vermicular ferrítico-perlítico, ataque com Nital 3%; (f) ferro fundido nodular ferrítico-perlítico, ataque com Nital 3%.

Fonte: VAŠKO, A. *Evaluation of Shape of Graphite Particles in Cast Irons by a Shape Factor* (2016).

No início dos estudos acerca do ferro fundido vermicular, acreditou-se que os veios/vermes de grafita estavam posicionados individualmente na matriz, porém, ensaios de microscopia eletrônica de varredura em três dimensões mostraram (Figura 3) que os vermes não estavam espalhados isoladamente, e sim interligados uns aos outros por pequenas vias gráficas, compondo uma estrutura complexa, bem semelhante aos corais marinhos.

Figura 3 - Microestrutura com profundidade dos ferros fundidos



Legenda: formato tridimensional da morfologia gráfica para os ferros fundidos cinzento (esquerda), vermicular (centro), e nodular (direita). Ensaio de microscopia eletrônica de varredura com profundidade.

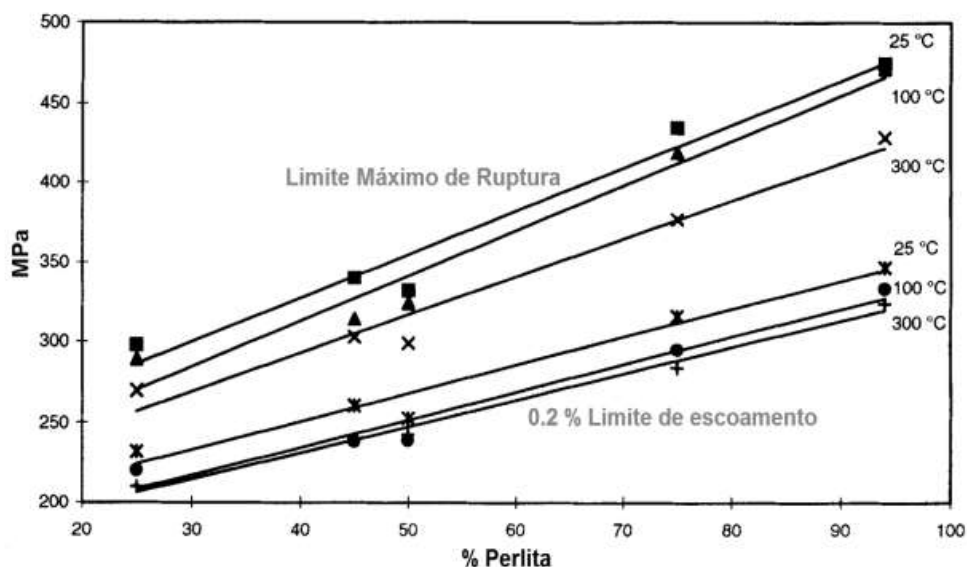
Fonte: DAWSON, S.; SCHROEDER, T. *Compacted Graphite Iron: A Viable Alternative* (2000).

3.3.1. Propriedades mecânicas do ferro fundido vermicular

A morfologia individual dos veios de grafita em conjunto com a estrutura coralínea dificultam a nucleação e propagação de trincas, conferindo ao CGI propriedades mecânicas intermediárias aos ferros fundidos cinzentos (LCI) e ferros fundidos nodulares (SGI). O intervalo de propriedades abrangido pelo CGI é também especialmente dependente dos percentuais de perlita na matriz e de nodularidade (Guesser, 2009). A Figura 4 apresenta a evolução do limite de escoamento e do limite máximo de ruptura em relação à variação do percentual de perlitização da matriz para CGI com nodularidade entre 0 e 10%. A Figura 5 mostra a relação entre o grau de perlitização e o aumento da dureza Brinell para CGI com nodularidade entre 0 e 10%.

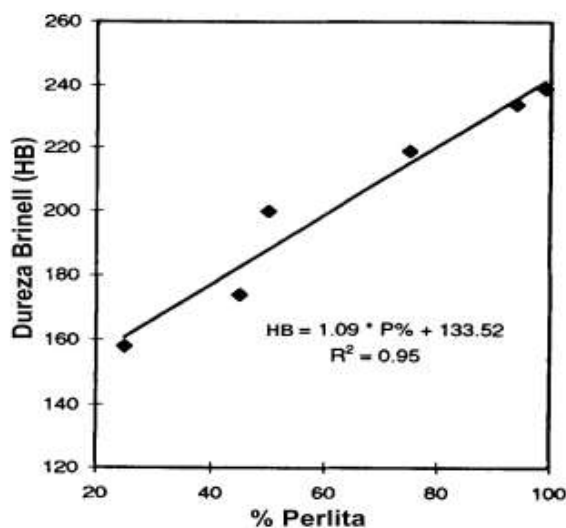
A linearidade ascendente destas relações deve-se primordialmente ao fato de a perlita ser um microconstituente mais duro que a ferrita.

Figura 4 – Relação entre os limites máximo de ruptura e de escoamento e o percentual de perlita na matriz, para diferentes temperaturas



Fonte: SHAO, S.; DAWSON, S.; LAMPIC, M. *The mechanical and physical properties of compacted graphite iron* (1998).

Figura 5 - Relação entre a dureza Brinell e o percentual de perlita na matriz

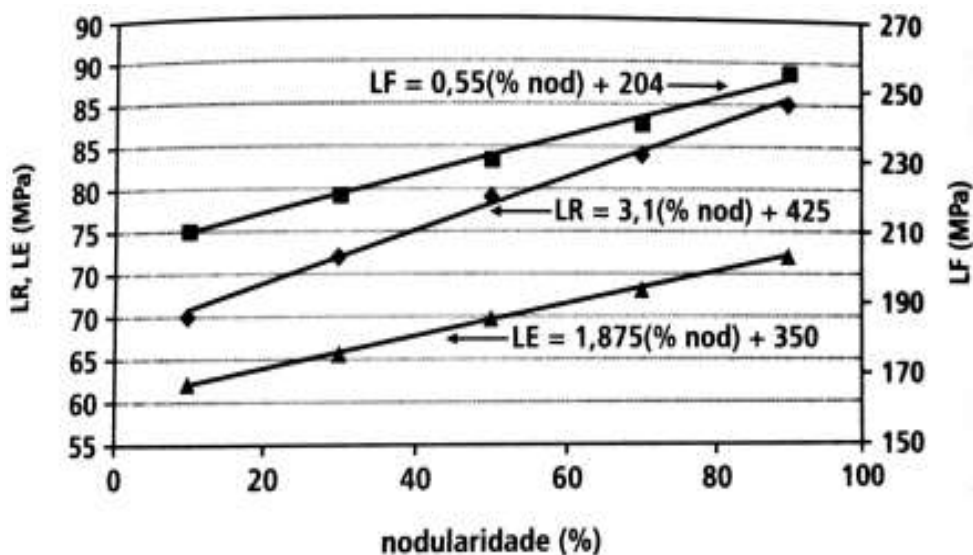


Fonte: SHAO, S.; DAWSON, S.; LAMPIC, M. *The mechanical and physical properties of compacted graphite iron* (1998).

O índice de nodularidade nos CGI depende da quantidade adicionada de agentes nodularizante e de anti-nodularizantes no processo de obtenção do material (Sergeant, 1980). A Figura 6 ilustra o impacto do percentual de nodularidade no limite

máximo de ruptura (LR), no limite de escoamento (LE) e no limite de resistência a fadiga (LF) em um CGI com matriz predominantemente perlítica. O aumento dos valores destes limites com o aumento do percentual de nódulos deve-se ao fato de que a morfologia nodular da grafita concentra menos tensões, aumentando a tenacidade do material, além de dificultar a propagação de discordâncias. O aumento do limite de resistência à fadiga é especialmente explicado pelos crescentes valores de tenacidade e limite de escoamento, os quais se traduzem numa maior absorção de energia pelo material até o instante da falha, implicando num maior número de ciclos necessário para que aconteça a fratura por fadiga.

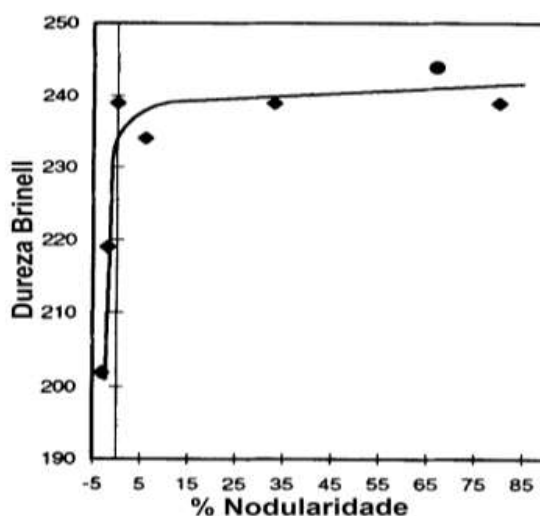
Figura 6 - Limites máximo de ruptura (LR), de escoamento (LE) e de resistência à fadiga (LF) em relação ao percentual de nodularidade



Fonte: SHAO, S.; DAWSON, S.; LAMPIC, M. *The mechanical and physical properties of compacted graphite iron* (1998).

A dureza também é afetada pelo percentual de nodularidade no CGI, como mostra a figura 7. Os valores para a dureza são bem menos sensíveis às variações de nodularidade, indicando uma boa aproximação entre as morfologias vermicular e nodular quanto à concentração de tensões.

Figura 7 - Dureza Brinell em relação ao percentual de nodularidade



Fonte: SHAO, S.; DAWSON, S.; LAMPIC, M. *The mechanical and physical properties of compacted graphite iron* (1998).

A relação entre as propriedades termomecânicas dos ferros fundidos cinzento, vermicular e nodular são relacionadas, em resumo, na Tabela 1, onde os valores respectivos ao CGI são fixados como 100% e nas colunas adjacentes os valores proporcionais para os ferros fundidos cinzento e nodular.

Tabela 1 - Comparativo percentual das propriedades dos ferros fundidos cinzento e nodular em relação ao ferro fundido vermicular

PROPRIEDADES	CINZENTO	VERMICULAR	NODULAR
Limite de Resistência	55	100	155
Limite de Escoamento (LE)	-	100	155
Limite de Fadiga (LF)	55	100	125
Módulo de Elasticidade	75	100	110
Alongamento	0	100	110
Dureza	85	100	115
Condutividade Térmica	130	100	75
Amortecimento de Vibração	285	100	65

Fonte: GUESSER, W. L. *Propriedades mecânicas dos ferros fundidos* (2009).

3.4. PROCESSOS DE USINAGEM

A operação de usinagem é definida, segundo Ferraresi (1970), como o processo de fabricação mecânica que confere ao material: forma, dimensão, acabamento ou qualquer combinação destes três pela retirada de material, produzindo cavaco. Ainda, o cavaco é definido pelo autor como sendo uma porção do material da peça, de formato irregular, retirada pela ferramenta durante a operação. Alguns dos principais processos de usinagem convencional são: torneamento, fresamento, furação, aplainamento, brochamento, madrilamento e rosqueamento (Ferraresi, 1970; Machado et al., 2015).

3.4.1. Operação de fresamento

O fresamento é um processo de fabricação mecânica bastante reconhecido pela vasta gama de geometrias possíveis a serem produzidas e também apresentar altas velocidades de operação. Como a ferramenta utilizada (fresa) possui múltiplas arestas de corte, altos níveis de remoção de material podem ser alcançados. Nas operações clássicas de fresamento a ferramenta gira e a peça, fixa à mesa de trabalho, é responsável pelos movimentos de avanço. Em algumas ocasiões pode ser que a peça permaneça estática enquanto a ferramenta executa todos os movimentos (Machado et al., 2015).

Os principais tipos de fresamento são:

- Fresamento tangencial (discordante ou concordante);
- Fresamento tangencial de canais/perfis;
- Fresamento de topo;
- Fresamento frontal;
- Fresamento de cavidades;
- Fresamento com fresa de topo esférica.

Também, a operação de fresamento é característica em processos de fabricação de engrenagens (Ferraresi, 1970; Machado et al., 2015).

Uma propriedade intrínseca das operações de fresamento é o contato intermitente de cada aresta de corte com a peça: cada dente da fresa atua no material em menos da metade de uma revolução completa da ferramenta. Sendo um processo

de corte intermitente, as arestas de corte estão sujeitas à impactos periódicos contra a peça usinada, gerando um certo tempo para resfriamento e alívio de tensões nas regiões onde ocorrem os esforços de usinagem. Nessa perspectiva, também, devido às altas rotações aplicadas na ferramenta, as arestas de corte estão sujeitas à fadiga termomecânica (Trent, 2010).

3.4.2. Grandezas físicas no processo de usinagem

Todos os processos de usinagem são fundamentados em um movimento relativo adequado entre a peça e ferramenta (com geometria definida) para que haja a remoção de material. Desta forma, é importante a definição das grandezas físicas envolvidas no processo de corte. A norma NBR 6162 (ABNT, 1989) define os conceitos e termos técnicos empregados nos movimentos e relações geométricas nos processos de usinagem:

- Movimento de corte: é o movimento entre a aresta de corte e a peça onde, na ausência do movimento de avanço, causa uma única remoção de cavaco, durante uma revolução da ferramenta;
- Movimento de avanço: ocorre entre a peça e o eixo da ferramenta, conferindo a progressão do corte e, em conjunto com o movimento de corte, resulta na remoção contínua de material;
- Movimento efetivo de corte: é a composição dos movimentos de corte e de avanço, do qual se resulta a operação de usinagem, removendo o material de forma contínua.

A NBR 6162 relaciona também os movimentos que não causam a remoção direta de cavaco:

- Movimento de ajuste: ocorre entre a aresta de corte e a peça determinando a profundidade do corte a ser realizado;
- Movimento de correção: ocorre entre a aresta de corte e a peça de forma a compensar alterações causadas por desgaste da ferramenta, dilatação térmica, etc.;
- Movimento de aproximação: movimento que dita a aproximação da ferramenta em relação à peça antes da usinagem;

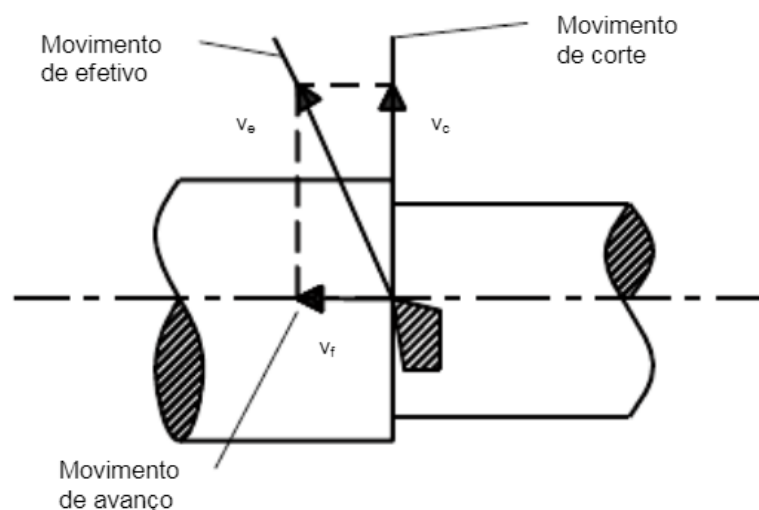
- Movimento de recuo: movimento que dita o afastamento da ferramenta em relação à peça após a usinagem.

As direções de movimento são nas quais ocorrem os movimentos de corte, de avanço e efetivo. Assim:

- Direção de corte: direção instantânea do movimento de corte;
- Direção de avanço: direção instantânea do movimento de avanço;
- Direção efetiva: direção instantânea do movimento efetivo de corte.

A figura 8 mostra, como exemplo, as direções descritas para uma operação de torneamento.

Figura 8 - Movimentos de usinagem



Fonte: ABNT. Movimentos e Relações Geométricas na Usinagem dos Metais. NBR 6162. (1989).

Os percursos da ferramenta na peça são:

- De corte (L_c): caminho percorrido pelo ponto de referência da aresta cortante sobre a peça, segundo a direção de corte;
- De avanço (L_f): distância atingida pelo ponto de referência da aresta cortante sobre a peça, segundo a direção de avanço. Caso haja movimentos de avanço principal e lateral, deve-se distinguir os percursos de cada;
- Efetivo (L_e): espaço percorrido pelo ponto de referência da aresta cortante sobre a peça, de acordo com a direção efetiva.

(Callister e Rethwisch 2009)

As velocidades envolvidas na operação de usinagem são:

- De corte (V_c): é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta, de acordo com a direção e o sentido do corte. Nas operações onde há rotação da ferramenta, a velocidade de corte é calculada pela seguinte equação:

$$v_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad [\text{m/min}] \quad (1)$$

Onde:

d = diâmetro da peça ou da ferramenta em mm

n = número de revoluções por minuto (rpm)

- De avanço (V_f): é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta, segundo a direção e o sentido do avanço.

$$v_f = f \cdot n \quad [\text{mm/min}] \quad (2)$$

Onde:

f = avanço em mm/rev (mm por revolução)

n = número de revoluções por minuto

- Efetiva de corte (V_e): é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta, segundo a direção e o sentido efetivo de corte. É uma composição vetorial das V_c e V_f , sendo calculada pela equação:

$$\vec{v_e} = \vec{v_c} + \vec{v_f} \quad [\text{m/min}] \quad (3)$$

3.5. GERAÇÃO DE CALOR NO PROCESSO DE CORTE

Segundo Boothroyd (1975), a taxa de consumo de energia (P_m) durante a usinagem é:

$$P_m = F_e \cdot v_e \quad [\text{J}/\text{min}] \quad (4)$$

Onde:

F_e = força de corte [N]

v_e = velocidade efetiva de corte [m/min]

Numa deformação puramente elástica, toda energia empregada no processo é armazenada no material como tensões internas, não havendo geração de calor. Quando a deformação passa a ser plástica, uma enorme porção da energia é transformada em calor. Na usinagem, como todos processos de corte estão sujeitos à altíssimas tensões e deformações plásticas, a contribuição dos fenômenos elásticos se torna irrisória e pode ser desconsiderada. Diante disso, é possível assumir que praticamente toda a energia consumida nos processos de corte é transformada em calor (Ferraresi, 1970; Boothroyd, 1975; Santos e Sales, 2007; Machado et al., 2015), ou seja, a quantidade de calor gerado em um segundo é correspondente ao trabalho de usinagem em um segundo:

$$Q = \frac{F_c \cdot v_e}{60} \quad [\text{W}] \quad (5)$$

Onde:

Q = quantidade de calor gerada [W]

F_e = componente principal da força de corte [N]

v_e = velocidade efetiva de corte [m/min]

A análise da Equação 5 informa que elevações tanto na força de corte quanto na velocidade efetiva de corte implicam num aumento na taxa de geração de calor (Machado et al., 2015).

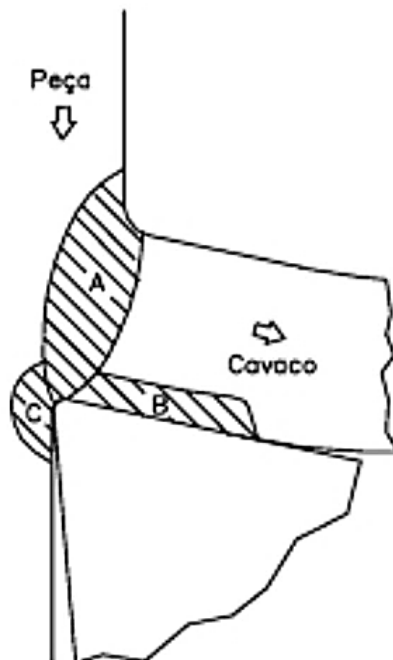
A força de corte é função direta do limite de escoamento do material pela área de contato entre a ferramenta e a peça no momento do corte. A área é função da profundidade de corte e da velocidade de avanço da ferramenta. A velocidade efetiva de corte é a composição vetorial das velocidades de corte e de avanço instantâneas do ponto de referência da aresta de corte em relação à peça.

Ou seja, o processo de geração de calor nas operações de usinagem é influenciado direta e crescentemente por quatro fatores:

- Limite de escoamento do material da peça;
- Profundidade de corte;
- Velocidade de avanço;
- Velocidade de corte.

A conversão de energia mecânica em energia térmica acontece em três regiões distintas durante a formação do cavaco, como ilustra a Figura 9.

Figura 9 - Zonas de cisalhamento no corte ortogonal de metais



Legenda: A = zona do plano de cisalhamento ou zona primária de cisalhamento; B = interface entre cavaco e superfície de saída da ferramenta ou zona secundária de cisalhamento; C = interface entre peça e superfície de folga da ferramenta ou zona terciária de cisalhamento.

Fonte: SANTOS, S. C.; SALES, W. F. Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Metais (2007).

A geração de calor na região A é oriunda do trabalho de cisalhamento interno do material e nas regiões B e C, a origem do calor vem do atrito e do cisalhamento interno causado por zonas de aderência entre as superfícies (Machado et al., 2015).

Grande parte do calor gerado é absorvido e transportado pelo cavaco. Uma menor porção é dissipada pela peça e uma outra, para o ambiente. O remanescente é conduzido à ferramenta e, apesar de representar uma pequena parcela do calor total envolvido na operação, esse calor é responsável por um expressivo aumento na temperatura da ferramenta, chegando à mais de 1000 °C para certos materiais e condições de corte.

A equação geral para o balanço energético nas operações de corte é:

$$Q_1 + Q_2 + Q_3 = Q_c + Q_p + Q_f + Q_{ma} \quad (6)$$

Onde:

Q_1 = quantidade de calor gerada na zona primária de cisalhamento;

Q_2 = quantidade de calor gerada na zona secundária de cisalhamento;

Q_3 = quantidade de calor gerada na zona terciária de cisalhamento;

Q_c = calor dissipado pelo cavaco;

Q_p = calor dissipado pela peça;

Q_f = calor dissipado pela ferramenta;

Q_{ma} = calor dissipado pelo meio ambiente.

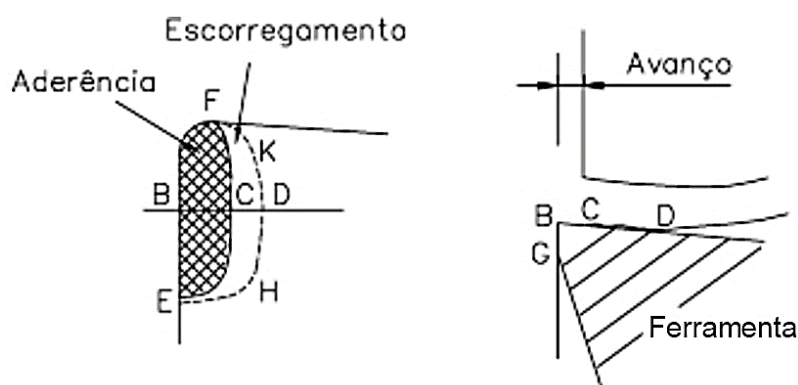
3.6. INTERFACE CAVACO-FERRAMENTA

O estudo dos fenômenos e condições desenvolvidos na interface de contato entre o cavaco e a ferramenta é de grande importância não somente pela influência direta na formação de cavacos, mas também pelas suas estreitas relações com as temperaturas, forças de usinagem e vida das ferramentas. Apesar de toda a relevância do tema no contexto da usinagem e dos mais variados esforços desempenhados pela comunidade pesquisadora mundial, ainda hoje os eventos que ocorrem na Interface Cavaco-Ferramenta (ICF) não são totalmente elucidados em virtude, essencialmente, da inacessibilidade da região, da dinamicidade dos processos que ocorrem de forma simultânea e da magnitude das grandezas físicas envolvidas (Santos; Sales, 2007; Machado et al., 2015).

A abordagem mais aceita foi proposta por Trent (1963) na qual o autor enuncia a existência de duas zonas de contato com propriedades distintas na ICF: a zona de aderência (*seizure zone* ou *sticking zone*), governada pelo fenômeno da adesão, e a zona de escorregamento (*sliding zone*), governada pelos fenômenos de deslizamento e atrito entre sólidos. Estes fenômenos serão discutidos logo a seguir.

A zona de aderência se estende desde a extremidade da aresta de corte em direção ao meio da superfície de saída da ferramenta, com a zona de escorregamento se desenvolvendo logo em seguida, ao longo de toda sua periferia.

Figura 10 - Zonas de contato entre peça e ferramenta na usinagem de metais



Fonte: SANTOS, S. C.; SALES, W. F. Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Metais (2007).

3.6.1. Atrito no corte de metais

No instante em que duas superfícies são colocadas em contato, sem atuação de nenhum esforço externo, a área real de contato A_r é muito menor que a área de contato aparente A_{ap} , em razão das microirregularidades inerentes a quaisquer superfícies. O toque acontece, genuinamente, entre apenas algumas saliências destas irregularidades.

À medida em que se aplica uma carga normal ao plano de contato, estas saliências se deformam plasticamente, aumentando a área real de contato para fornecer capacidade de suporte à nova carga. Consequentemente, a força tangencial (força de atrito) é intensificada de forma proporcional segundo um limite de proporcionalidade μ (coeficiente de atrito), sendo válida a Lei de Atrito de Coulomb.

Se a magnitude desta carga normal aplicada for aumentada irrestritamente, a deformação das saliências será tamanha tal que a área real de contato se igualará à área aparente ($A_r = A_{ap}$), condição denominada como contato absoluto. A carga/força mínima para que esta condição seja alcançada é chamada Força Normal Limite, sendo que, uma vez acima desta, acréscimos subsequentes na sua intensidade não apresentarão mais efeito sobre a força tangencial. Ou seja, a força de atrito perde sua proporcionalidade com a força normal, se estabilizando como constante e suficiente para superar a resistência ao cisalhamento do material menos resistente (geralmente o material da peça de trabalho). Nestas circunstâncias, a Lei de Atrito de Coulomb perde inteiramente seu valor e aplicabilidade.

São definidos, então, três regimes distintos referentes ao atrito seco entre sólidos:

- Regime I: onde a área real de contato é muito menor que a área aparente ($A_r \ll A_{ap}$), sendo válida a Lei de Atrito de Coulomb;
- Regime II: transitório entre os regimes I e III, onde o coeficiente de atrito passa a diminuir com o aumento da carga normal;
- Regime III: onde a área real de contato se iguala à área aparente ($A_r = A_{ap}$), tornando τ independente de σ , sendo inaplicável a Lei de Atrito de Coulomb.

Há, ainda, autores (Wallace e Boothroyd, 1964) que defendem a supressão do regime II, alegando que a transição entre os regimes I e III se dá bruscamente.

Nas operações de corte de metais, os regimes I e III ocorrem concomitantemente em regiões distintas ao longo da ICF. Zorev (1963) propôs um modelo onde a tensão normal (σ) é máxima na extremidade da cunha cortante e decai exponencialmente até se tornar nula no ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta. A tensão tangencial (τ) é constante (e equivalente ao limite de resistência ao cisalhamento do material da peça) durante toda a extensão da zona de aderência e decai, também exponencialmente, ao longo da zona de escorregamento até se tornar nula no ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta. Na zona de aderência, $A_r = A_{ap}$ sendo válido o regime III. Na região de escorregamento, $A_r \ll A_{ap}$ e o regime I torna-se dominante. O autor também enuncia que o comprimento da região de aderência depende do valor da Tensão Normal Limite (σ_{lim}) para o material da peça.

Trent (1963) executou testes com parada abrupta do processo de corte – por meio de um sistema *quick stop* – para vários materiais usinados com aço rápido e metal duro. A análise micrográfica da superfície do material referente à ICF revelou evidências claras de um contato absoluto ($A_r = A_{ap}$) ao longo de uma considerável extensão do contato cavaco-ferramenta, confirmando o regime III na região e validando a existência da zona de aderência. Nesta, uma vez que a camada de material imediatamente adjacente à superfície da ferramenta encontra-se aderida (e, portanto, estática), o deslocamento de material ocorre por cisalhamento interno no cavaco. Uma zona de cisalhamento especialmente intenso foi identificada nas extremas proximidades da interface, e foi denominada Zona de Fluxo (Trent, 1963).

Na Zona de Fluxo apresenta-se um gradiente de velocidade, o qual se inicia com uma estreita camada de material aderida e estática junto à interface (espessuras da ordem de 0,01 a 0,10 mm) a partir da qual a velocidade assume o valor da velocidade de saída do cavaco.

O fenômeno da aderência deve-se, primordialmente, às altas tensões de corte e às elevadíssimas quantidades e taxas de deformações, as quais contribuem para o desenvolvimento de altas temperaturas na ICF.

Para efeito comparativo, as deformações decorrentes da zona primária de cisalhamento são, geralmente, da ordem de 2 a 5 mm/mm, enquanto que as decorrentes da zona de fluxo atingem valores acima de 100 mm/mm. A capacidade dos metais e respectivas ligas de “sobreviverem” a deformações cisalhantes desta

magnitude sem se romperem ou apresentar encruamento é explicada pelas altíssimas temperaturas e tensões de compressão ali desenvolvidas.

O término da zona de aderência, e a respectivo início da zona de escorregamento, se dá no instante em que a tensão normal de compressão passa a ser inferior à Tensão Normal Limite, reduzindo bruscamente a área real de contato entre as superfícies tocantes. Neste momento, o regime I passa a ser dominante, extinguindo a Zona de Fluxo e reestabelecendo a proporcionalidade entre a tensão normal e a tangencial, por meio do coeficiente de atrito μ .

No tocante à temperatura desenvolvida na ferramenta de corte, sabe-se que a contribuição do calor oriundo da zona primária de cisalhamento é coadjuvante, afinal, como os níveis de deformação identificados na Zona de Fluxo são extremamente superiores, a contribuição desta fonte de calor é bem mais significativa. Também, como o calor não flui do cavaco para a ferramenta, e sim da Zona de Fluxo para ambos, as variações de temperatura na ferramenta de corte são totalmente governadas pelas condições da ICF.

3.7. MEDIÇÃO DE TEMPERATURA EM PROCESSOS DE USINAGEM

Artozoul et al. (2014) afirmam que o entendimento das temperaturas e suas distribuições é fundamental na compreensão e modelagem dos fenômenos envolvidos no processo de corte dos metais. Embora extremamente desejável, a medição das temperaturas nas regiões mais críticas é complicada visto que as zonas de cisalhamento são estreitas e a presença inevitável do cavaco inibe a observação da superfície da ferramenta (interface cavaco-ferramenta). Ainda, em algumas operações são empregadas ferramentas com múltiplas arestas de corte, sendo o contato entre a ferramenta e a peça realizado de forma intermitente.

Nos últimos 80 anos várias técnicas foram propostas a fim de se mensurar as temperaturas de usinagem, dentre as quais se destacam:

- Método dos termopares inseridos;
- Método da força termoelétrica entre a ferramenta e a peça (termopar ferramenta/peça);
- Método da radiação infravermelha (IR);
- Método dos vernizes termosensíveis;

- Método da análise metalográfica;
- Método dos sais químicos com pontos de fusão constantes;

Komanduri e Hou (2000), Abukhshim et al. (2006), e Davies et al. (2007) realizaram extensa revisão acerca dos trabalhos já existentes fazendo uso das principais técnicas de medição e comparando-as com simulações computacionais via elementos finitos e com as soluções analíticas propostas por Lowen e Shaw (1954) e Chao e Trigger (1955).

Segundo Abukhshim et al. (2006), os métodos fundamentados na radiação infravermelha são os mais adequados para operações de usinagem a altas velocidades (*High Speed Machining*). As vantagens mais relevantes destes métodos são as altas velocidades de resposta, ausência de contato físico, zero interferência nos campos originais de temperatura e a possibilidade de medição em objetos de difícil acesso, i.e., os cavacos logo após perderem contato com a ferramenta.

Tais vantagens tornam, ainda, os métodos de radiação infravermelha os mais convenientes em operações de fresamento, onde a rotação da ferramenta e a presença de múltiplas arestas de corte dificultam a aplicação de outras técnicas (Machado et al., 2015).

Nas técnicas IR, a temperatura da superfície do material é obtida pela intensidade de emissão de radiação infravermelha. Todos os corpos acima de zero grau Kelvin emitem radiação IR, e a intensidade da emissão é função da temperatura absoluta do corpo e do coeficiente de emissividade da superfície. Para que não haja interferência e desvios na aquisição dos dados pelos sensores (pirômetros ou termocâmeras), é necessário que a emissividade da superfície seja conhecida e controlada (Artozoul et al., 2014).

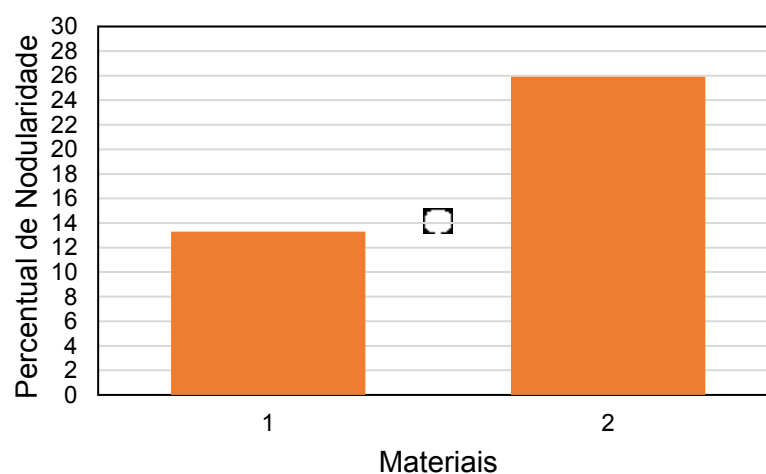
CAPÍTULO IV

4. METODOLOGIA

Para os testes, a seguinte sequência foi planejada:

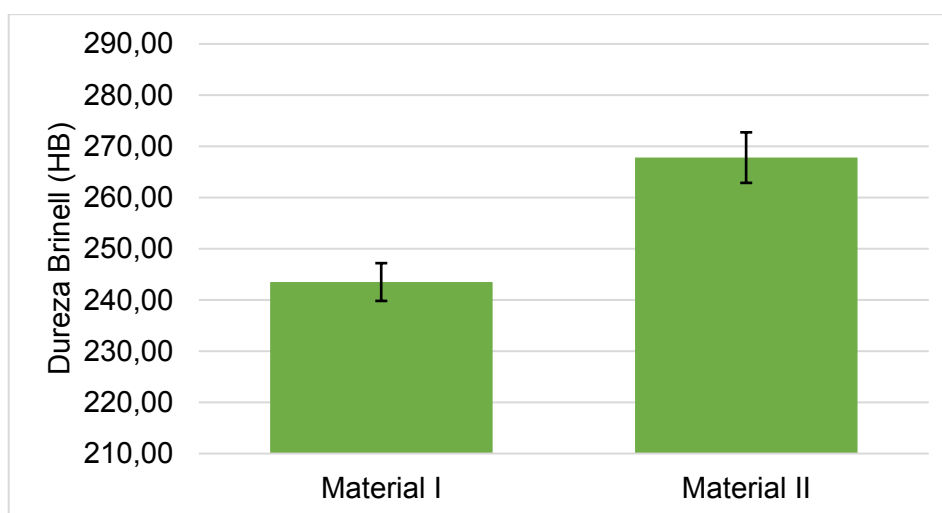
- Seleção dos materiais de trabalho;
 - Material I: ferro fundido vermicular *standard*;
 - Material II: ferro fundido vermicular de alta resistência.

Figura 11 - Percentual de nodularidade dos ferros fundidos vermiculares (Materiais I e II)



Fonte: Fundições Tupy®.

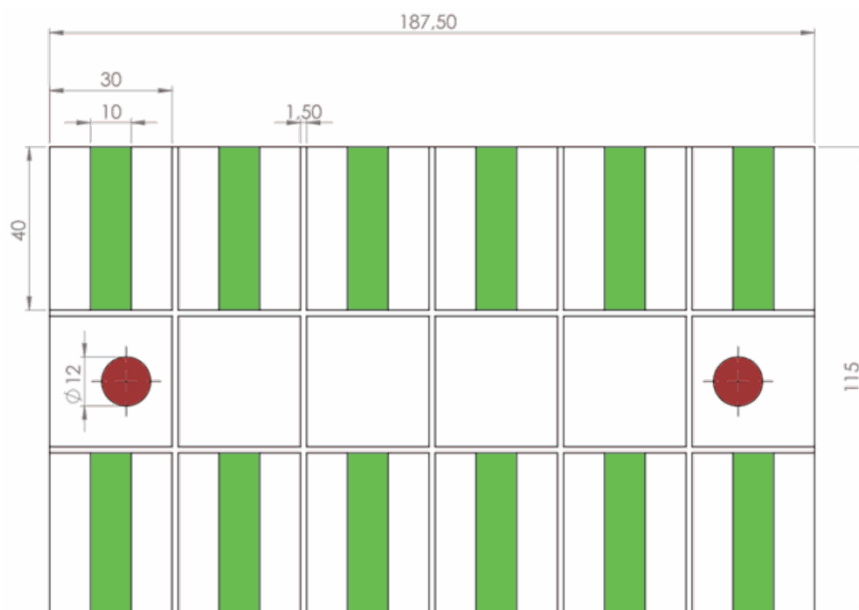
Figura 12 - Dureza Brinell média dos materiais



Fonte: Fundições Tupy®.

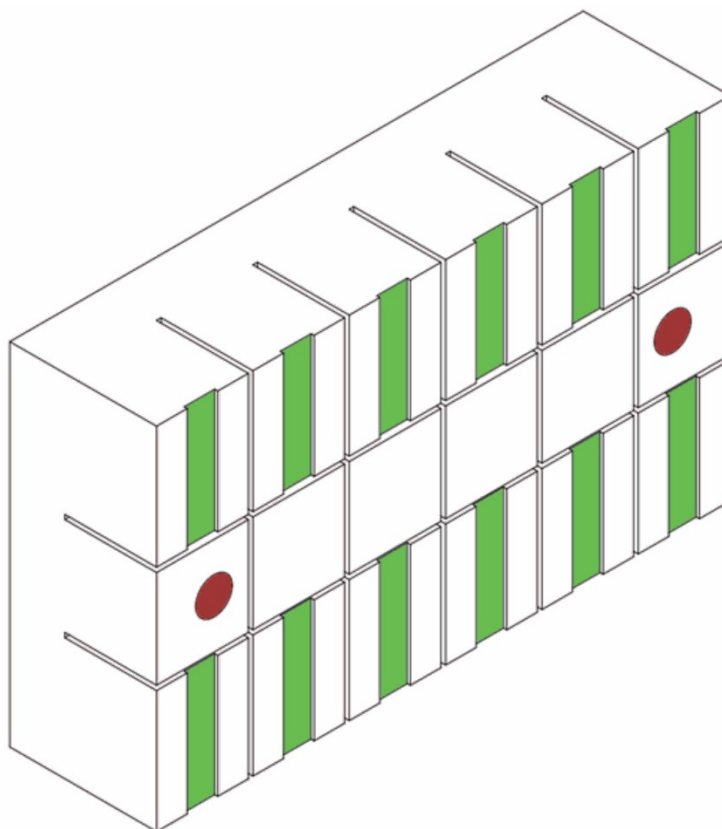
- Seleção da ferramenta de corte;
 - Fresa de topo, diâmetro = 10 milímetros, quatro arestas de corte em carboneto de tungstênio com revestimento de nitreto de titânio e alumínio (TiAlN);
- Determinação de três condições de corte sendo variáveis as velocidades de corte e de avanço; profundidade de corte fixada em 1 milímetro;
 - Condição 1: velocidade de corte = 120 [m/min] e avanço = 0.1 [mm/rev];
 - Condição 2: velocidade de corte = 120 [m/min] e avanço = 0.2 [mm/rev];
 - Condição 3: velocidade de corte = 240 [m/min] e avanço = 0.1 [mm/rev];
- Seleção da técnica de medição de temperatura e da respectiva instrumentação;
 - Técnica: imagem térmica por radiação infravermelha;
 - Sensor: câmera termográfica infravermelha FLIR Tools® modelo A325;
- Preparo e padronização dos materiais de trabalho;
 - Peças com 187,5 mm de comprimento e 115 mm de largura, superfícies faceadas e com rasgos de 1,5 mm de espessura a cada 30 mm de comprimento (Figuras 13 e 14);
 - Aplicado revestimento preto fosco para garantir uma emissividade $\varepsilon = 0.95$ (Figura 18);

Figura 13 - Modelo esquemático do corpo de prova – vista superior



Fonte: o autor.

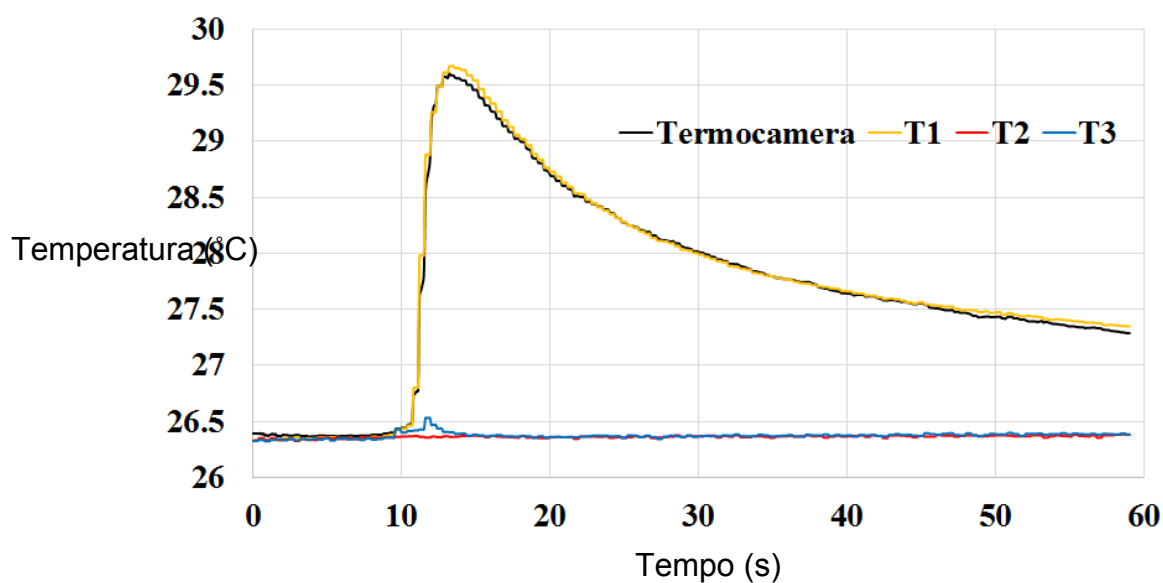
Figura 14 - Modelo esquemático do corpo de prova – vista em perspectiva



Fonte: o autor.

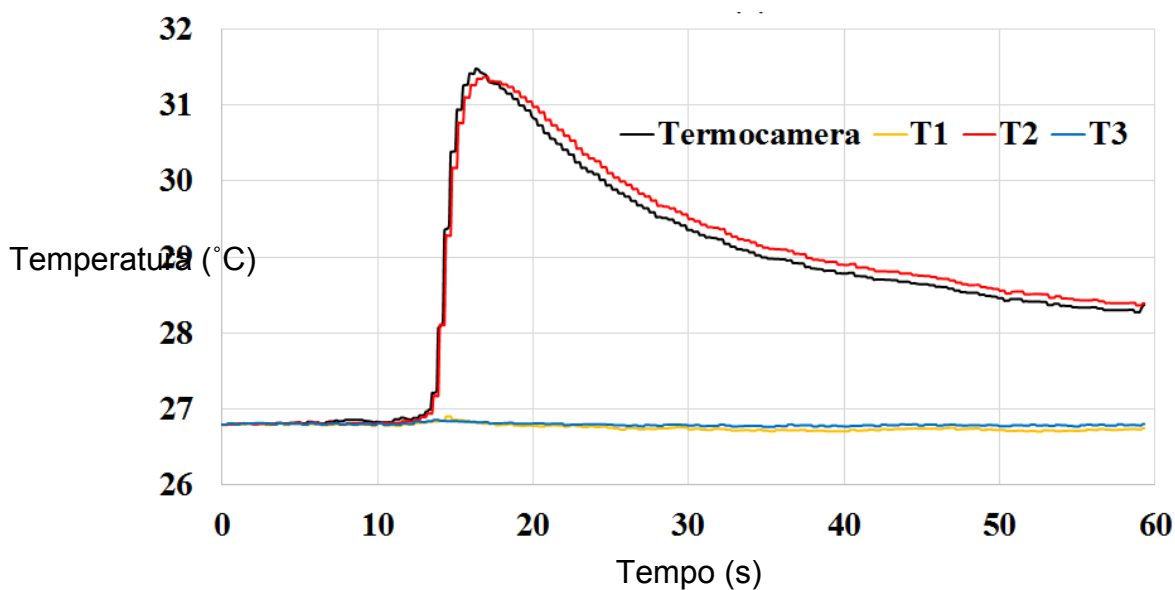
- Preparo da mesa de trabalho com o devido posicionamento da instrumentação e da peça (Figura 19);
 - Fixação de termopares tipo T (T1, T2 e T3) à aproximadamente 6 mm da zona de corte, utilizados para a validação da medição da câmera termográfica (Figuras 15, 16, 17 e 18);
 - Ajuste de aproximadamente 95% entre as medições dos termopares e da termocâmera.

Figura 15 - Validação dos dados da termocâmera e termopar T1



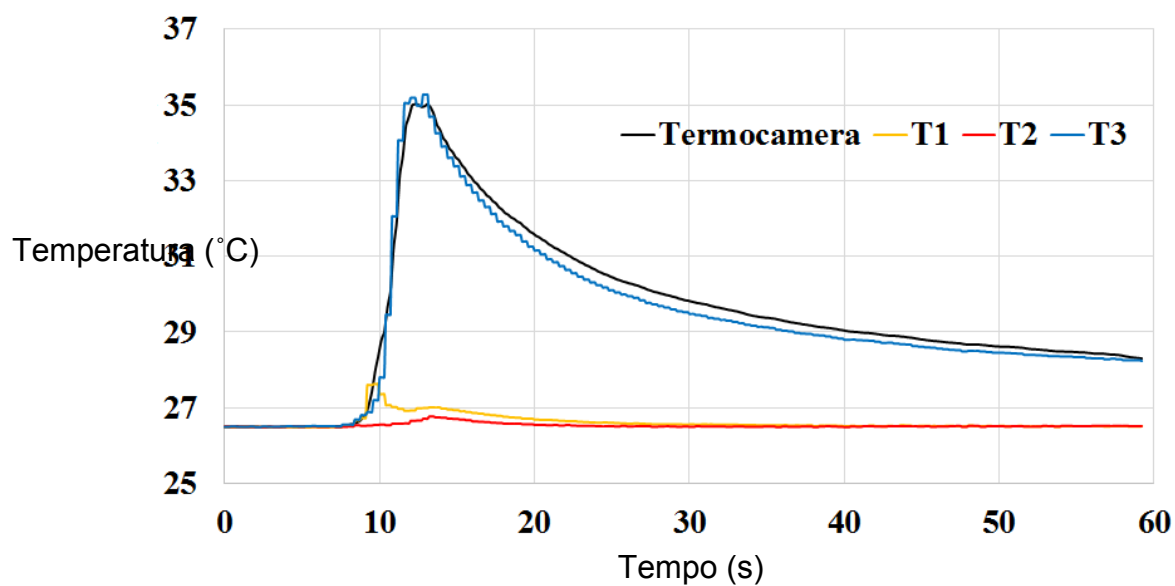
Fonte: o autor.

Figura 16 - Validação dos dados da termocâmera e termopar T2



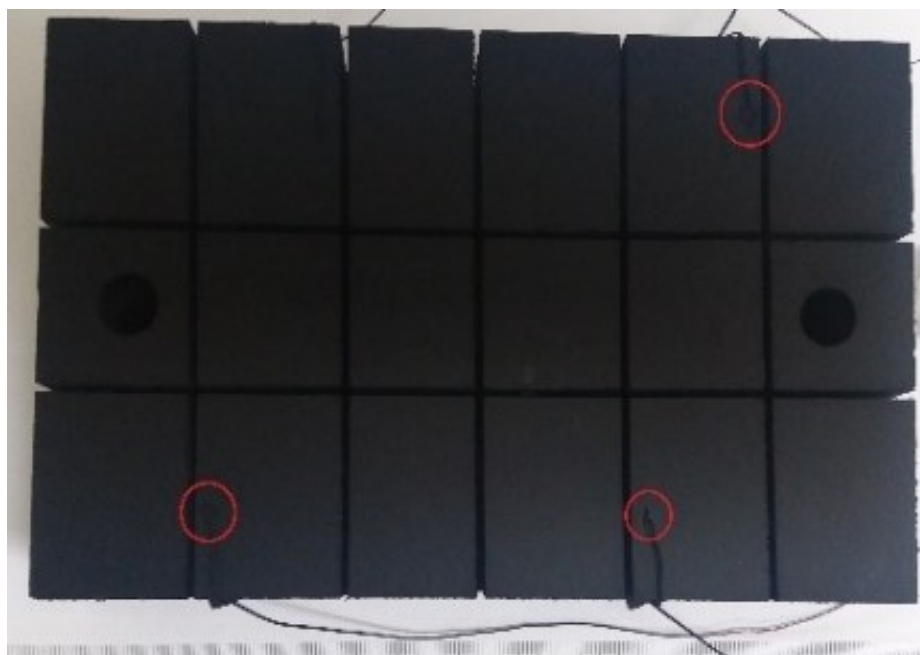
Fonte: o autor.

Figura 17 - Validação dos dados da termocâmara e termopar T3



Fonte: o autor.

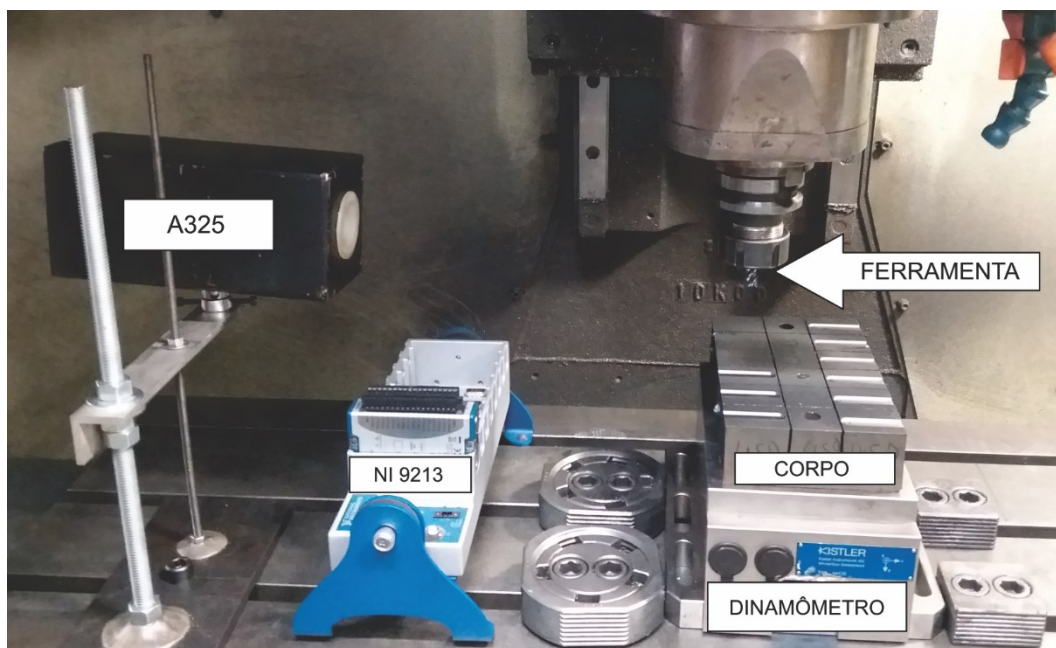
Figura 18 - Corpo de prova com revestimento preto fosco e termopares instalados



Fonte: o autor.

- Fixação da câmera termográfica tal que o foco esteja na ponta da ferramenta.
- Fixação de um dinamômetro Kistler® modelo 9265B para aquisição da força de usinagem;
- Fixação da peça de trabalho sobre o dinamômetro;
- Fixação da placa de aquisição National Instruments® modelo 9213;

Figura 19 - Configuração final da mesa



Fonte: o autor.

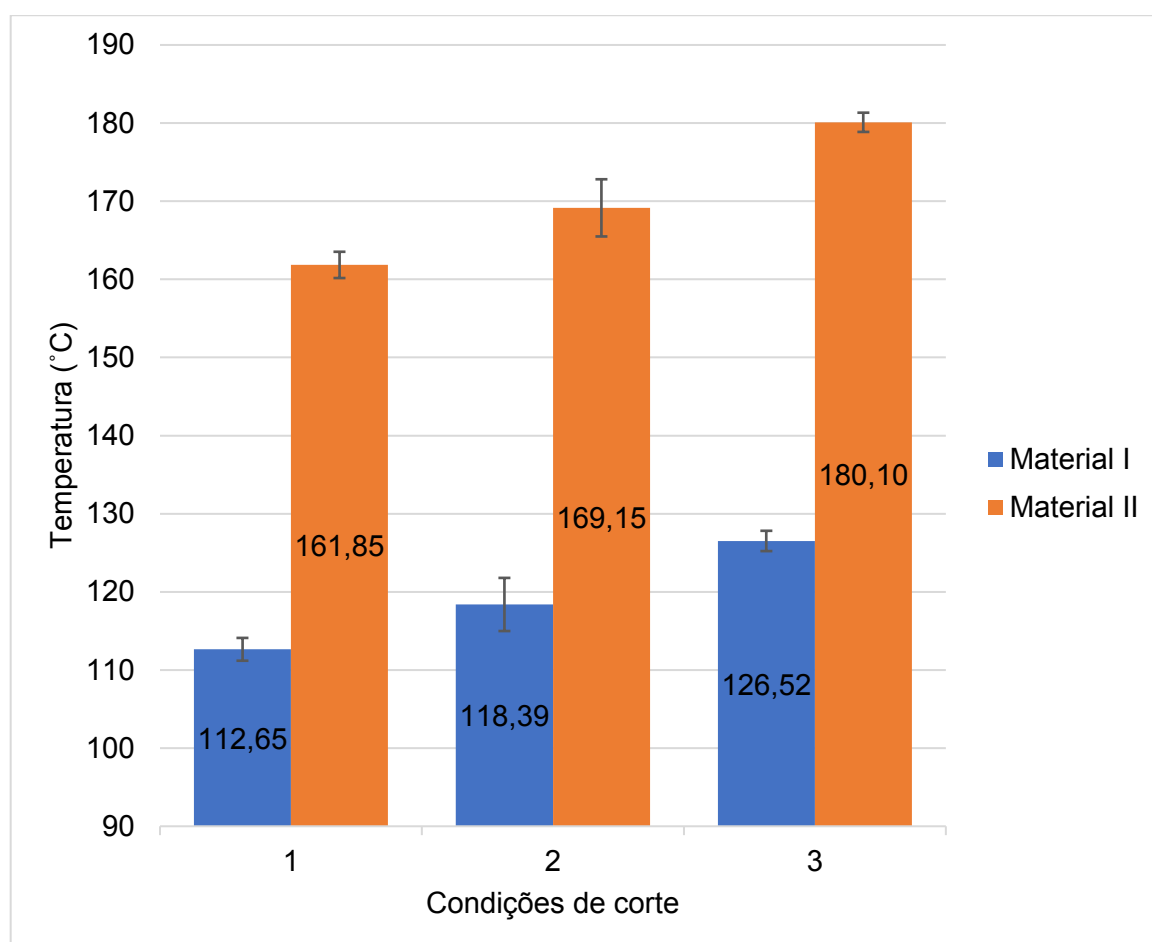
- Testes:
 - Fresamento frontal;
 - 3 corridas para cada condição de corte;
 - Aquisição dos dados da termocâmera, do dinamômetro e dos termopares.
 - Início da aquisição antes da aproximação da ferramenta;
 - Término da aquisição após afastamento da ferramenta;
 - Adquiridos aproximadamente 1000 quadros (33 segundos à uma taxa de aquisição de 30 Hz) de imagem térmica para cada corrida;
 - Adquiridos aproximadamente 33 segundos de dados do dinamômetro e dos termopares.
- Análise dos dados:
 - Transformação das imagens em matrizes de dados via MatLab®;
 - Seleção do quadro com maior temperatura em cada corrida;
 - Determinação das temperaturas médias, máximas e máximas médias;
 - Confecção de gráficos representativos.

CAPÍTULO V

5. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

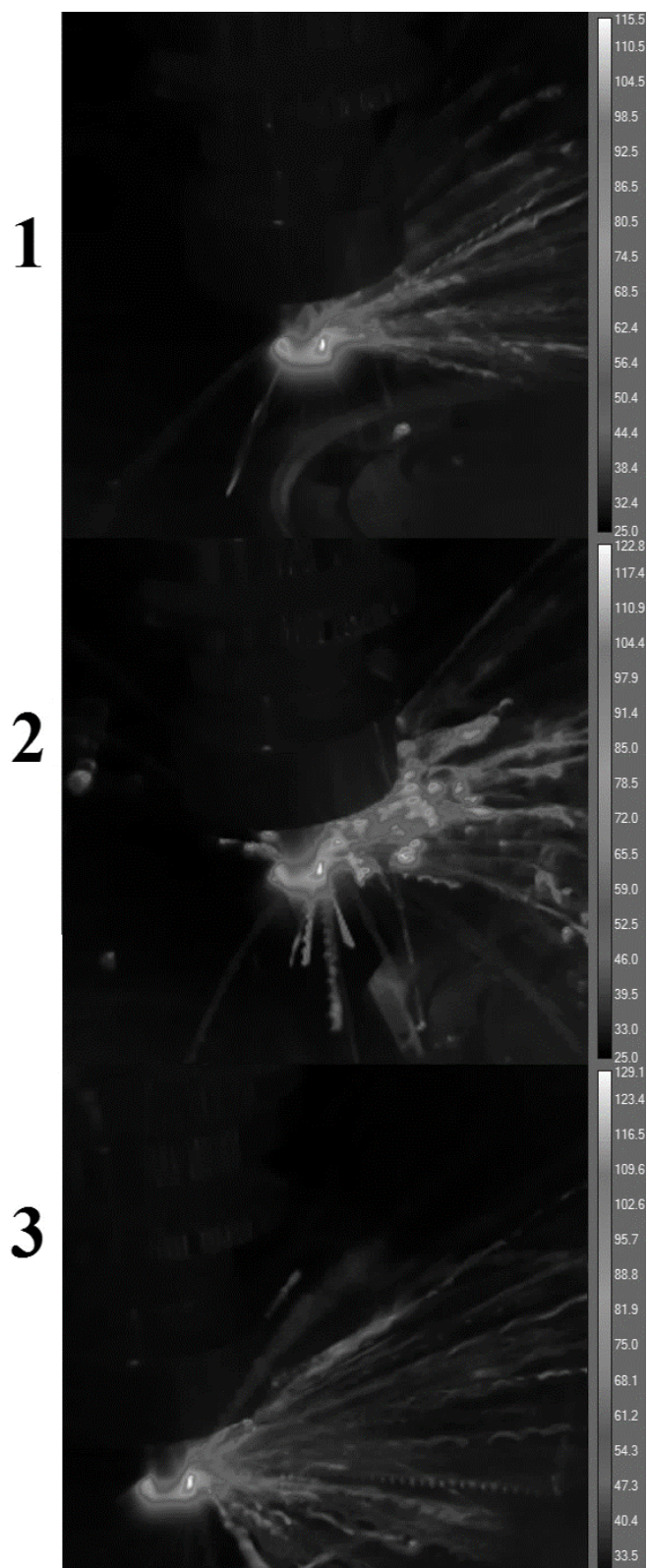
Os valores médios de temperatura na região de corte são exibidos na Figura 20, com um intervalo de confiança de dois desvios padrões para mais ou para menos. As imagens térmicas contendo a máxima temperatura de usinagem em cada uma das três condições de corte são exibidas nas Figuras 21 e 22.

Figura 20 – Temperaturas máximas médias para os diferentes materiais e condições de corte



Fonte: o autor.

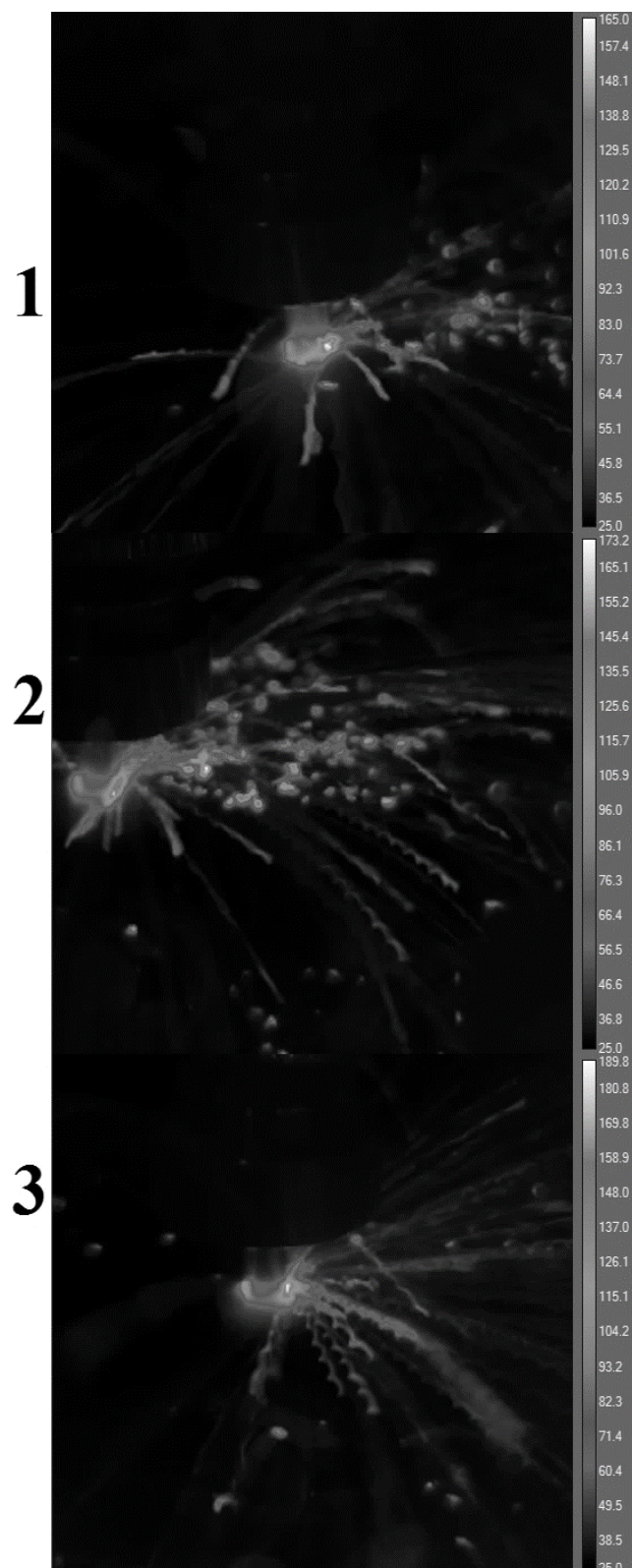
Figura 21 - Imagens térmicas das máximas temperaturas alcançadas nas três condições de corte para o material I



Legenda: temperatura máxima observada na primeira condição de corte: 115.5 °C. Na segunda condição de corte: 122.8 °C. Na terceira condição de corte: 129.1 °C.

Fonte: o autor.

Figura 22 - Imagens térmicas das máximas temperaturas alcançadas nas três condições de corte para o material II



Legenda: temperatura máxima observada na primeira condição de corte: 165.0 °C. Na segunda condição de corte: 173.2 °C. Na terceira condição de corte: 189.8 °C.

Fonte: o autor.

Incrementos na velocidade de corte resultam na elevação da temperatura de usinagem. Esse resultado condiz com o esperado visto que aumentar a velocidade de corte significa aumentar o trabalho de usinagem por unidade de tempo e, conseqüentemente, aumentar o calor gerado pelo processo de corte. De forma análoga, porém em menor intensidade, aumentar o avanço também resultou em acréscimos de temperatura.

A incremento no avanço também influencia na força de usinagem, onde a área de contato entre a ferramenta e o material da peça é ligeiramente aumentada, sendo necessária uma maior força para alcançar valores de tensão superiores ao limite de resistência do material. Caso a profundidade de corte fosse incrementada, a área de contato também aumentaria e, conseqüentemente, a força e a temperatura, seguindo o mesmo princípio.

A mudança de um material menos resistente e duro para um material mais resistente e duro também resulta em maiores temperaturas de usinagem, visto que o aumento no limite de resistência torna necessária uma maior força de corte para que haja a deformação plástica e a devida formação do cavaco.

De forma geral, é possível resumir os impactos dos parâmetros de corte na temperatura de usinagem da seguinte forma:

- Todas as variações que resultam num aumento da área de contato entre a ferramenta e o material na ocasião do corte implicam num aumento da temperatura;
- Todas as variações que resultam num aumento direto na força de usinagem implicam num aumento da temperatura;
- Todas as variações que resultam num aumento direto na velocidade efetiva de corte implicam num aumento da temperatura.

5.1. Comentários gerais

Além das discussões relativas aos testes, são levantadas outras variáveis que, de acordo com a revisão bibliográfica, também influenciam na temperatura, como a geometria da ferramenta e a profundidade de corte, ambas tendo efeito sobre a área de contato de corte. A condutibilidade térmica do material de trabalho também aparenta ter influência na temperatura, onde maiores valores para esta variável

implicam em mais calor sendo direcionado à peça ou ao cavaco ao invés de seguir para a ferramenta. A condutibilidade térmica do material da ferramenta tem efeito análogo: menores valores para esta variável implicam em menos calor sendo direcionado à ferramenta.

A Tabela 2 resume as variáveis que foram objeto direto de análise neste trabalho que afetam a temperatura na ferramenta e a Tabela 3 apresenta variáveis que não foram objeto direto de análise deste trabalho, mas que aparente e teoricamente afetam a temperatura na ferramenta.

Tabela 2 – Variáveis avaliadas neste trabalho e seus efeitos na temperatura de usinagem

Variável	Variação	Temperatura da ferramenta
Limite de resistência do material da peça	↑	↑
Velocidade de corte	↑	↑
Avanço	↑	↑
Dureza	↑	↑

Tabela 3 - Variáveis não avaliadas diretamente neste trabalho e seus efeitos teóricos na temperatura de usinagem

Profundidade de corte	↑	↑
Coeficiente de atrito entre cavaco e ferramenta	↑	↑
Área de contato de corte devido a geometria da cunha cortante	↑	↑

CAPÍTULO VI

6. CONCLUSÕES

Deste trabalho conclui-se que:

- Os resultados dos testes foram concordantes com a revisão teórica;
- Aumentar a velocidade de corte implica na elevação da temperatura;
- Aumentar o avanço implica na elevação da temperatura;
- Aumentar a dureza do material implica na elevação da temperatura;
- Aumentar o limite de escoamento do material implica na elevação da temperatura;
- Dobrar a velocidade de corte tem mais impacto na temperatura do que dobrar o avanço;
- A temperatura se mostrou mais sensível à mudanças nas propriedades metalúrgicas do material do que à mudanças nas velocidades de corte.

CAPÍTULO VII

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT. **Movimentos e Relações Geométricas na Usinagem dos Metais**. NBR. 6162 1989.

ABUKHSHIM, N.A.; MATIVENGA, P.T.; SHEIKH, M.A. Heat Generation and Temperature Prediction in Metal Cutting: a Review and Implications for High Speed Machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture** **46**, pages 782-800. Elsevier, 2006.

ARTOZOUL, J; LESCALIER, C.; BOMONT, O.; DUDZINSKI, D. Extended Infrared Thermography Applied to Orthogonal Cutting: Mechanical and Thermal Aspects. **Applied Thermal Engineering** **64**, pages 441-452. Elsevier, 2014.

BOOTHROYD, G. **Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools**. CRC Press, 1975.

CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. G. **Materials Science and Engineering: an Introduction, 8th Edition**. Wiley, 2009. p. ISBN 9780470941669.

CHAO, B.T.; TRIGGER, K.J. Temperature Distribution at the Tool-Chip Interface in Metal Cutting. **Trans. ASME** **76**, pages 217-231. 1955.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos: características gerais, tratamentos térmicos, principais tipos**. Associação Brasileira de Metais, 2002a. p. ISBN 9788586778483.

CHIAVERINI, V. **Tecnologia Mecânica, V.3: Materiais de Construção Mecânica**. MAKRON, 2002b. p. ISBN 9780074500910.

DAVIES, M. A.; UEDA, T.; M'SAOUBI, R.; MULLANY, B.; COOKE, A. L. On the Measurement of Temperature in Material Removal Processes. **CIRP Annals Volume 56, Issue 2**, pages 581-604. Elsevier. 2007.

DAWSON, S.; SCHROEDER, T. Compacted Graphite Iron: A Viable Alternative. **Engineered Casting Solutions**, v. AFS Translation, 2000b.

DINC, C.; LAZOGLU, I.; SERPENGUZEL, A. Analysis of thermal fields in orthogonal machining with infrared imaging. **Journal of Materials Processing Technology** **198** 147-154. Elsevier. 2007.

FERRARESI, D. **Usinagem dos Metais**. Editora Edgard Blücher, 1970. p.

GOODRICH, G. M. **Iron Castings Engineering Handbook**. American Foundry Society, 2004. p. ISBN 9780874332605.

GUESSER, W. L. **Propriedades mecânicas dos ferros fundidos**. Blucher, 2009. p. ISBN 9788521205012.

GUESSER, W.; SCHROEDER, T.; DAWSON, S. Production Experience with Compacted Graphite Iron Automotive Components. **AFS Transactions**. American Foundry Society, 2001.

KOMANDURI, R.; HOU, Z.B. Thermal Modeling of the Metal Cutting Process Part 1 – Temperature Rise Distribution Due to Shear Plane Heat Source. **International Journal of Mechanical Sciences** **42**, pages 1715-1752. Pergamon, 2000.

KOMANDURI, R.; HOU, Z.B. Thermal Modeling of the Metal Cutting Process Part 2 – Temperature Rise Distribution Due to Frictional Heat Source at the Tool-Chip Interface. **International Journal of Mechanical Sciences** **43**, pages 57-88. Pergamon, 2001.

KOMANDURI, R.; HOU, Z.B. Thermal Modeling of the Metal Cutting Process Part 3 – Temperature Rise Distribution Due to the Combined Effects of Shear Plane Heat Source and the Tool-Chip Interface Frictional Heat Source. **International Journal of Mechanical Sciences** **43**, pages 89-107. Pergamon, 2001.

KUS, A; ISIK, Y; CEMAL CAKIR, M; COSKUN, S; ÖZDEMİR, K. Thermocouple and infrared sensor-based measurement of temperature distribution in metal cutting. **Sensors**. 2015.

LOWEN, E.G.; SHAW, M.C. On the Analysis of Cutting Tool Temperatures. **Trans. ASME** **75**, pages 1107-1121. 1954.

MACHADO, A.R.; ABRAO, A.M.; COELHO, R.T.; DA SILVA, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. Blucher, 2015. p. ISBN 9788521204527.

MOCELLIN, F.; MELLERAS, E.; GUESSER, W. L.; BOEHS, L. Study of the machinability of compacted graphite iron for drilling process. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 26, p. 22-27, 2004. ISSN 1678-5878.

PEREIRA, A. A.; BOEHS, L.; GUESSER, W. L. **O Efeito das Características das Inclusões de Sulfeto de Manganês na Usinabilidade** 15º POSMEC. Uberlândia, MG 2005.

SANTOS, S. C.; SALES, W. F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Metais**. ARTLIBER, 2007. ISBN 8588098385, 9788588098381.

SERGEANT, G. F. Effect of small variations in composition on the structure of thin-section compacted graphite iron castings. **BCIRA Journal**, n. Report 1369, p. 153-159, 1980.

SHACKELFORD, J. F.; ALEXANDER, W. **CRC Materials Science and Engineering Handbook, Third Edition**. Taylor & Francis, 2001. p. ISBN 9780849326967.

SHAO, S.; DAWSON, S.; LAMPIC, M. The mechanical and physical properties of compacted graphite iron. **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**, v. 29, n. 8, p. 397-411, 1998. ISSN 1521-4052.

SMALLMAN, R. E.; BISHOP, R. J. **Modern Physical Metallurgy and Materials Engineering**. Elsevier Science, 1999. p. ISBN 9780080511993.

TRENT, E. M. Cutting Steel and Iron with Cemented Carbide Tools - Part II: Conditions of Seizure at the Tool/Work Interface. **Journal of the Iron and Steel Institute**, Nov. 1963, pp. 923-932.

TRENT, E. M. **Metal Cutting: Fourth Edition**. Elsevier Science, 2010. p. ISBN 9781483292014.

VAN VLACK, L. H. **Princípios de ciência dos materiais**. Editora Edgard Blucher, 1970. p. ISBN 9788521201212.

VAŠKO, A. Evaluation of Shape of Graphite Particles in Cast Irons by a Shape Factor. **Materials Today: Proceedings**, v. 3, n. 4, p. 1199-1204, 2016/01/01 2016. ISSN 2214-7853.

WALLACE, P. W.; BOOTHROYD, G. Tool Forces and Tool-Chip Friction in Orthogonal Machining. **Journal of Mechanical Engineering Science Volume: 6 issue: 1, page(s): 74-87**. 1964.

ZOREV, N. M. Interrelationship Between Shear Processes Occurring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting. **Proc. Int. Prod. Eng. Res. Conf.**, Pittsburgh, Pnsylvania, USA, September 1963, pp. 42-49.