

**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA “JÚLIO DE MESQUITA FILHO”  
FACULDADE DE ENGENHARIA  
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA**

**Daniel de Carvalho Secco**

**FRESAMENTO DE AÇO PARA MOLDES E MATRIZES EM  
CONDIÇÕES CRIOGÊNICAS**

Ilha Solteira  
2015

**Daniel de Carvalho Secco**

**FRESAMENTO DE AÇO PARA MOLDES E MATRIZES EM  
CONDIÇÕES CRIOGÊNICAS**

Dissertação apresentada à Faculdade  
de Engenharia – UNESP – Campus de  
Ilha Solteira  
Área de Conhecimento: Materiais e  
Processos de Fabricação.

Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues  
**Orientador**  
Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto  
**Coorientador**

Ilha Solteira  
2015

**DEDICO,**

À minha família, especialmente meus pais Sérgio e Lúcia e minha avó Maria Umbelina pelo amor, cuidado e paciência, ao meu irmão Guilherme pela amizade e companheirismo e à minha noiva Vanessa pelo carinho e compreensão nos momentos ausentes.

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus por me abençoar com a saúde física e espiritual e me sustentar com Seu amor para alcançar tamanho privilégio.

À Mãe Maria que tanto me ama, protege e intercede.

Ao meu orientador Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues pela amizade, confiança e zelo com a pesquisa científica que muito me ensinaram durante estes dois anos me orientando.

Ao meu coorientador Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto que com paciência e companheirismo me orientou em grande parte do Mestrado.

Aos docentes Prof. Dr. Wyser José Yamakami, Prof. Dr. Juno Gallego, Prof. Dr. Antonio de Pádua Lima Filho, Prof. Dr. Vicente Afonso Ventrella, Prof. Dr. Celso Ryoitsi Sokey, Prof. Dr. João Batista Campos Silva, Prof. Dr. José Luiz Gasche e Prof. Dr. João Manuell Domingos de Almeida Rollo pelas sugestões e colaborações com a pesquisa.

Aos técnicos Marino Teixeira Caetano, Edvaldo Silva de Araújo, Diego de Alcântara, Gilberto Antonio de Brito e Elton José de Souza da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, ao técnico Pedro Luiz Di Lorenzo do Departamento de Engenharia de Materiais da Escola de Engenharia de São Carlos e ao estagiário Fernando Yoshio Nawate do Departamento de Engenharia de Materiais da Universidade Federal de São Carlos pela disponibilidade e contribuições durante a fase experimental.

Ao Departamento de Física e Química da UNESP de Ilha Solteira que, na pessoa do Prof. Dr. Haroldo Naoyuki Nagashima, emprestou o equipamento criogênico e concedeu o nitrogênio líquido utilizado nesta pesquisa.

Às (Aos) secretárias (os) da Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira.

Aos amigos do Grupo de Pesquisa em Usinagem com os quais tive o prazer de trabalhar e tanto aprender, em especial ao Daniel Antônio Castellani, Erick Eduardo dos Santos, Mariana Siliano Prado da Silva e Vinícius Machado Otoboni pela contribuição na preparação metalográfica das amostras e análise dos cavacos. Agradeço também aos amigos Eli Jorge da Cruz Júnior e Flávio Henrique Manarelli por contribuírem com ideias e motivações na pesquisa.

Ao meu grande amigo Fagner Queiroz Ferreira por sua eterna amizade.

A todos os amigos do Ministério Universidades Renovadas e do Grupo de Oração Universitário - Ângelus de Ilha Solteira que me acolheram como família e contribuíram muito para meu crescimento pessoal e profissional.

À CAPES pelo financiamento da pesquisa e bolsa concedida

À Villares Metals do Brasil pela doação do material utilizado na pesquisa.

A todos os que de alguma forma contribuíram para a concretização deste trabalho e que por ventura possa ter despercebidamente esquecido de citar.

“Ore como se tudo dependesse de Deus.  
Trabalhe como se tudo dependesse de você”.  
(Santo Agostinho de Hipona)

## RESUMO

Aços para moldes e matrizes são considerados materiais de difícil usinabilidade. Contudo, a fabricação de moldes requer a geração de formas complexas com bom acabamento e sem grandes danos à ferramenta. Por ser um processo versátil e produzir diferentes formas geométricas com precisão, o fresamento é mais comumente utilizado para fabricação de moldes. Porém, sua característica de corte interrompido gera ciclos de aquecimento e resfriamento na ferramenta que reduzem significativamente sua vida e tendem a empobrecer a integridade superficial da peça. Propondo estabilizar os ciclos térmicos na ferramenta e reduzir efeitos danosos do corte interrompido à integridade da peça, os fluidos criogênicos são aplicados ao fresamento. Nesta pesquisa determinou-se a influência da condição de refrigeração (criogênica, fluido abundante e a seco) sobre o desgaste da ferramenta (flanco principal e secundário), mecanismo de formação do cavaco (cor e forma) e integridade superficial da peça (deformação plástica, rugosidade e microdureza), ao fresar (de topo) o aço Villares VP100 (Equivalente ao aço AISI P20) utilizado na fabricação de moldes para injeção de plásticos. Os resultados indicaram menor rugosidade e maior vida da ferramenta no fresamento criogênico. O fresamento com fluido gerou menor vida da ferramenta, até mesmo em relação à condição a seco. Maiores danos à integridade superficial foram encontrados na condição a seco, que apesar deste fato, permitiu vida da ferramenta similar ao fresamento criogênico. O meio criogênico propiciou o ambiente mais favorável à usinagem do aço VP100. Apesar do bom rendimento da ferramenta no corte a seco, seu uso pode tornar-se inviável à fabricação de moldes ou matrizes em que intensos aquecimentos podem gerar pobre integridade superficial do produto usinado.

**Palavras-chave** – Criogenia. Fresamento. Moldes e matrizes. Vida da ferramenta. Integridade superficial.

## **ABSTRACT**

Steel for molds production are considered difficult-to-cut materials. However, molds require complex shapes with good surface finish and without serious tool damage during the machining. Milling is the most commonly process applied to molds manufacturing given its versatility when producing precisely different geometric shapes. Otherwise, the interrupted cutting cyclically heats and cools the tool which in turn significantly reduces its life and impairs the workpiece surface integrity. Cryogenics has been used in milling processes aiming at stabilizing the thermal cycles in the tool and reducing the harmful effects on the part surface integrity. This research determined the influence of the cooling condition (cryogenic, wet and dry) on tool wear (main and end flank), chip formation (color and shape) and workpiece surface integrity (grain deformation, roughness and microhardness) when milling Villares VP100 steel (similar to AISI P20 steel) applied to tooling production for plastic injection. The results indicated smaller part roughness and greater tool life when milling cryogenically. Abundant fluid reduced tool life even when compared to dry condition. More significant damages over workpiece surface integrity were found in dry condition, although similar tool life to the cryogenic milling was also reached. Cryogenics favored the VP100 steel milling. Despite the good performance of the dry milling, its application may be infeasible since greater heating may harm the product surface integrity.

**Keywords** – Cryogenics. Milling. Molds and dies. Tool life. Surface integrity.



## LISTA DE FIGURAS

<b>Figura 1</b> – (a) Número de trabalhos sobre usinagem criogênica publicados nos últimos dez anos no CIRP STC-C Annals entre 2004 e 2014. (b) Percentual dos processos utilizados em pesquisas na usinagem criogênica.....	18
<b>Figura 2</b> – Variação da temperatura em um processo de corte interrompido.....	23
<b>Figura 3</b> – Distribuição de <i>papers</i> em usinagem criogênica por década de publicação. ....	26
<b>Figura 4</b> – Técnicas de aplicação do fluido criogênico. ....	29
<b>Figura 5</b> – Arranjo experimental dos ensaios de furação criogênica proposto por Biermann e Hartmann (2012).....	30
<b>Figura 6</b> – (a) Direções de aplicação do fluido criogênico e (b) evolução do desgaste de flanco e rugosidade na peça nos ensaios de torneamento proposto por Khan, Ali e Haque (2010). ....	31
<b>Figura 7</b> – Adaptações do suporte para aplicação da técnica indireta de resfriamento proposto por Khan e Ahmed (2008). ....	32
<b>Figura 8</b> – Vida da ferramenta (a) $f = 0,05$ mm/rev e (b) $f = 0,1$ mm/rev nos ensaios de torneamento criogênico propostos por Khan e Ahmed (2008). ....	32
<b>Figura 9</b> – (a) Disposição do termopar na ferramenta. (b) Temperatura medida experimental e computacionalmente para diferentes técnicas de resfriamento propostas por Hong e Ding (2001). ....	33
<b>Figura 10</b> – Distribuição dos estudos reunidos no criogênico usinagem com base no material da peça de trabalho e corte operações. ....	36
<b>Figura 11</b> – Arranjo experimental proposto por Lee et. al. (2015). ....	39
<b>Figura 12</b> – Dimensões do corpo de prova, parâmetros e estratégia de corte. ....	47
<b>Figura 13</b> – (a) Desenho esquemático do suporte e do inserto; (b) gumes de análise no microscópio.....	48

<b>Figura 14</b> – (a) Esquema de funcionamento do botijão de LN <sub>2</sub> ; (b) Válvulas de alívio, manômetro e aspersor do botijão de armazenamento de LN <sub>2</sub> .	49
<b>Figura 15</b> – Montagem experimental dos ensaios de usinagem. ....	50
<b>Figura 16</b> – Regiões de medição da rugosidade (dimensões em milímetros). ....	51
<b>Figura 17</b> – Preparação metalográfica (dimensões em milímetros). ....	52
<b>Figura 18</b> – Pontos de medição da microdureza (dimensões em micrometros)....	52
<b>Figura 19</b> – Representação esquemática do critério adotado para análise das deformações plásticas sofridas pela peça durante o fresamento. ....	53
<b>Figura 20</b> – Fluxograma da metodologia. ....	54
<b>Figura 21</b> – Evolução do desgaste de flanco no gume primário de corte. Coeficientes de variação médio percentual de: 15,1% a Seco, 18,9% com Fluido e 7,9% com Criogênico. ....	55
<b>Figura 22</b> – Evolução do desgaste de flanco no gume primário de corte até seu lascamento catastrófico. ....	57
<b>Figura 23</b> – Evolução do desgaste de flanco no gume secundário de corte. Coeficientes de variação percentual: 23,9% a Seco, 19,7% com Fluido e 4,9% com Criogênico. ....	58
<b>Figura 24</b> – Desvio médio aritmético (R <sub>a</sub> ). Coeficientes de variação percentual: 16,3% a Seco, 13,9% com Fluido e 27,2% com Criogênico. ....	58
<b>Figura 25</b> – Montagem esquemática do processo de corte proposto por Zhang e Guo (2009). ....	59
<b>Figura 26</b> – Evolução do desgaste de flanco no gume secundário de corte. ....	61
<b>Figura 27</b> – Cor e forma dos cavacos. ....	62
<b>Figura 28</b> – Deformação plástica e danos na superfície e subsuperfície do material usinado. (a) Seco, (b) Fluido e (c) Criogênico. ....	64
<b>Figura 29</b> – Deformação plástica do material a 5µm de profundidade da superfície usinada. ....	65
<b>Figura 30</b> – Perfil da microdureza ao longo da secção transversal da peça. Coeficiente de variação percentual: (a) 2,08% a Seco, (b) 1,95% com Fluido e (c) 1,63% com Criogênico. ....	66

## LISTA DE TABELAS

- Tabela 1** – Composição química do aço VP100 (% em peso)..... 47
- Tabela 2** – Correlação entre cor dos cavacos e temperatura máxima alcançada no processo de usinagem proposto por Venkatesh, Zhou e Xue (1993). 63

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano de Ferro e Aço
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Óxido de Alumínio
ASME	Sociedade Americana de Engenheiros Mecânicos
C	Carbono
CaO	Óxido de Cálcio
CHT	Tratamento térmico convencional
CO <sub>2</sub>	Dióxido de carbono
CT	Tratamento criogênico
CTT	Tratamento criogênico e temperado
Cr	Cromo
DCT	Tratamento criogênico profundo
DIN	Instituto Alemão de Normalização
EF	Elementos Finitos
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Óxido de ferro III (Hematita)
Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Óxido de ferro IV (Magnetita)
FeO	Óxido de ferro (Wustita)
HRC	Dureza Rockwell C
ISO	Organização Internacional de Normalização
JIS	Normas Industriais Japonesas
LN <sub>2</sub>	Nitrogênio Líquido
Mg	Magnésio
Mn	Manganês
MnS	Sulfeto de Manganês
Mo	Molibdênio
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MP	Ponto de medição da temperatura
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante
Ni	Níquel
TiN	Nitreto de titânio

LSC	Carbonetos secundários grosseiros
P	Fósforo
R	Brocas de referência
SCM4	Liga de aço médio carbono ao cromo e molibdênio (Norma Japonesa)
SSC	Carbonetos secundários finos
S	Enxofre
Si	Silício
SiO <sub>2</sub>	Dióxido de silício
SUS	Equivalente Japonês ao aço AISI 304
V	Vanádio
WC	Carboneto de tungstênio

## LISTA DE SÍMBOLOS E UNIDADES

$a_e$	Largura de usinagem [mm]
$a_p$	Profundidade de usinagem [mm]
atm	Atmosfera
bar	Unidade de Pressão (Equivalente a $10^5$ Pascal)
cm	Centímetros
$f_z$	Avanço [mm/dente]
$f$	Avanço [mm/volta]
$F_{ap}$	Força de apoio [N]
$F_c$	Força de corte [N]
$F_f$	Força de avanço [N]
$F_p$	Força passiva [N]
$F_r$	Força de compressão [N]
$F_u$	Força de usinagem [N]
h	Hora
$l_n$	Comprimento total da amostra
$l_r$	Comprimento de amostragem
m	Metros
min	Minutos
ml	Mililitros
mm	Milímetros
$\mu\text{m}$	Micrometros
$M_s$	Linha de início da transformação de austenita em martensita
$n$	Número de amostras ou rotação [rpm]
psi	Unidade de pressão (Libra força por polegada quadrada)
$Q$	Quantidade de calor gerado [W]
$R_a$	Desvio aritmético médio [ $\mu\text{m}$ ]
$R_q$	Desvio quadrático médio [ $\mu\text{m}$ ]
$R_t$	Altura total do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$R_z$	Altura máxima do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{sk}$	Fator de assimetria do perfil ( <i>Skewness</i> )

$R_{ku}$	Fator de achatamento do perfil ( <i>Kurtosis</i> )
rev	Revolução
s	Segundos
$t_c$	Tempo de corte [min]
$v_B$	Desgaste de flanco [mm]
$v_c$	Velocidade de corte [m/min]
$v_e$	Velocidade efetiva [m/min]
$v_f$	Velocidade de avanço [mm/min]
$\xi$	Ângulo de deformação microestrutural (Causado pela usinagem)

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO.....</b>	<b>17</b>
1.1	OBJETIVOS.....	19
<b>2</b>	<b>REVISÃO DA LITERATURA .....</b>	<b>20</b>
2.1	USINAGEM DE MOLDES E MATRIZES.....	20
2.1.1	Primeiro desafio: a matéria prima do molde .....	20
2.1.2	Segundo desafio: O processo de usinagem .....	22
2.2	USINAGEM CRIOGÊNICA .....	25
2.2.1	Contextualização .....	25
2.2.2	Técnicas de aplicação da usinagem criogênica .....	28
2.3	FRESAMENTO CRIOGÊNICO .....	36
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>47</b>
3.1	FERRAMENTA DE CORTE E DESGASTE DE FLANCO. ....	48
3.2	CONDIÇÕES DE TRABALHO .....	48
3.2	RUGOSIDADE E CAVACOS .....	50
3.3	MICROESTRUTURA E MICRODUREZA.....	51
<b>4</b>	<b>RESULTADOS7 E DISCUSSÃO .....</b>	<b>55</b>
4.1	DESGASTE DE FLANCO E RUGOSIDADE .....	55
4.2	FORMAÇÃO DO CAVACO .....	61
4.3	DEFORMAÇÃO MICROESTRUTURAL .....	64
4.4	MICRODUREZA .....	66
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>68</b>
5.1	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS .....	69
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>70</b>



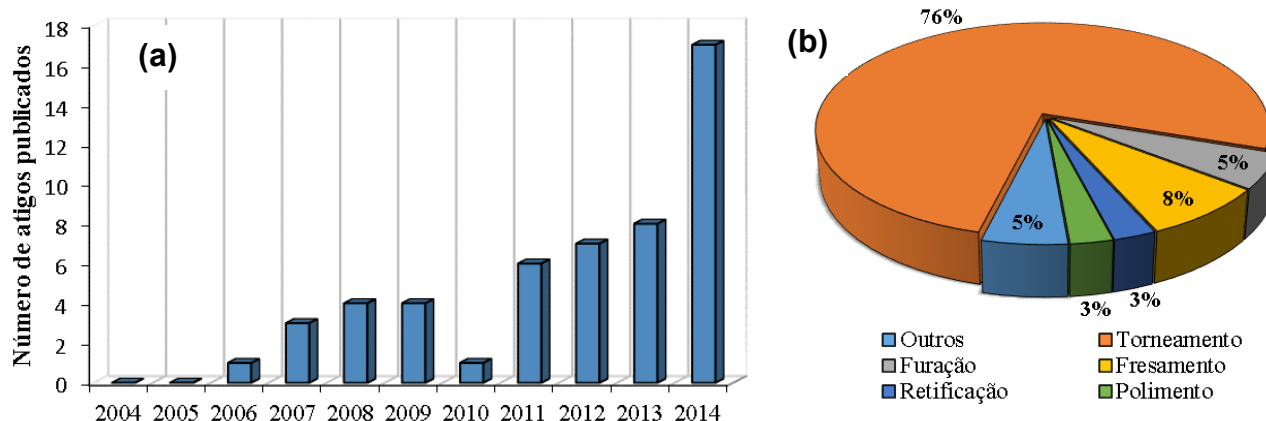
## 1 INTRODUÇÃO

Com o surgimento dos processos de usinagem de precisão no século XVIII, o calor tornou-se um fator limitante e desafiador, na medida em que reduzia drasticamente a vida da ferramenta, a produtividade e a qualidade do elemento usinado. Por volta de 1880, Frederick Winslow Taylor propôs a utilização dos fluidos de corte como um meio eficaz para minimizar o calor, conferindo maior produtividade, vida à ferramenta e qualidade à peça usinada. No século XX, porém, danos causados ao meio ambiente, ao operador e gastos com tratamento e descarte dos fluidos aquosos desfavoreceram sua aplicação e impulsionaram outras técnicas de aplicação de fluidos de corte, como a Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) e a usinagem criogênica.

Na usinagem com MQL, o óleo de corte é conduzido por ar comprimido até a região de corte na forma de *spray* a uma taxa de 6 – 100 ml/h. É uma alternativa intermediária à usinagem a seco e à usinagem com fluido abundante. Sua principal função é lubrificar as superfícies em contato durante a usinagem. Tem-se apresentado como uma solução ecológica que proporciona uma boa lubrificação ao processo de usinagem, mas sua pobre capacidade refrigerante limita sua eficácia, sobretudo, na usinagem de materiais de difícil usinabilidade (SU et al., 2007). Propondo lidar com efeitos danosos do calor na usinagem destes materiais, Uehara e Kumagai (1969 e 1970) citados por Yildiz e Nalbant (2008), registraram pela primeira vez uma aplicação criogênica no processo de usinagem.

De acordo com Yildiz e Nalbant (2008) o termo criogenia expressa o estudo e uso de materiais em temperaturas muito baixas, menores do que  $-150\text{ }^{\circ}\text{C}$ . No entanto, Shokrani et al. (2013), explica que este termo não está consolidado e ainda muitos autores referem-se à aplicação do gás  $\text{CO}_2$  (temperatura de ebulição de  $-78,5\text{ }^{\circ}\text{C}$  a 1 atm) como usinagem em condições criogênicas. Nos últimos dez anos, as pesquisas nestas condições têm aumentado consideravelmente, revelando um interesse cada vez maior da comunidade científica no tema (Figura 1a). No entanto, a maior parte das publicações referem-se à aplicação criogênica no processo de torneamento (Figura 1b).

**Figura 1** – (a) Número de trabalhos sobre usinagem criogênica publicados nos últimos dez anos no CIRP STC-C Annals entre 2004 e 2014. (b) Percentual dos processos utilizados em pesquisas na usinagem criogênica



Fonte: Alves e Da Silva (2015).

Os desafios da aplicação do fluido criogênico no fresamento tem íntima relação com os dados observados na Figura 1b. Diferentemente do torneamento, no fresamento a acessibilidade do fluido à região de corte é limitada e as variáveis de saída são instáveis tendo em vista os ciclos mecânicos e térmicos intrínsecos a processos de corte interrompidos. Esta instabilidade é ainda maior no caso de materiais de difícil usinabilidade, tais como aços para moldes e matrizes, algumas classes de aços inoxidáveis e ligas de níquel e titânio.

Há um particular interesse na aplicação de fluidos criogênicos no fresamento de materiais de difícil usinabilidade, pois sua excelente capacidade refrigerante reduz significativamente a temperatura de corte, principal responsável por acelerar o processo de desgaste da ferramenta. Deve-se considerar, entretanto, que a usinagem criogênica é geralmente acompanhada de mudanças nas propriedades da peça de trabalho e/ou materiais de ferramentas de corte, como um resultado da baixa temperatura, que podem ser maléficas a usinagem. Nestes materiais, tal efeito tende a aumentar a resistência e a dureza, e diminuir a ductilidade e tenacidade à fratura dos materiais (SHOKRANI et al., 2012).

## 1.1 OBJETIVOS

Determinar o efeito do resfriamento criogênico (*cryo-machining*) em comparação ao corte a seco e com fluido de corte convencional sobre a vida da ferramenta, integridade superficial da peça e formação do cavaco, ao fresar o aço Villares VP100 (33 HRC) empregado na fabricação de moldes para produtos plásticos.

## **2 REVISÃO DA LITERATURA**

### **2.1 USINAGEM DE MOLDES E MATRIZES**

A fabricação de moldes e matrizes normalmente envolve grandes volumes de material removido, e por isso, indústrias de moldes primam por elevada produtividade, associado ao desempenho da ferramenta e do molde fabricado. Um bom desempenho da ferramenta permite usinar grande volume de material com o mínimo desgaste e sem grandes danos à peça usinada. O desempenho do molde dependerá de sua integridade superficial. Explica Oliveira (2006) que os moldes são constantemente solicitados a esforços, tanto através de pressões de injeção, quanto às forças de fechamento do molde, por isso estão sujeitos à fadiga, sendo importante que as características da integridade superficial sejam compatíveis a tais solicitações. Em certos casos o polímero injetado possui propriedades abrasivas ou corrosivas. Desta forma, é importante saber como se comporta a superfície e subsuperfície de um metal usinado para que este possa suportar as adversidades a que estará sujeito.

A usinagem de desbaste e de acabamento são etapas críticas na produção dos moldes e normalmente correspondem à maior fração do custo total do molde. De acordo com a Sandvik (2002), citado por Oliveira (2006), aproximadamente 65% do custo de fabricação de um molde refere-se ao processo de usinagem e, aproximadamente 20% à matéria prima envolvida. Estas duas variáveis, o processo de usinagem e a matéria prima, tornam-se um desafio tecnológico na medida em que seu controle proporciona ao molde, ganho de vida útil, maior qualidade superficial e redução no custo de fabricação.

#### **2.1.1 Primeiro desafio: a matéria prima do molde**

Os aços para moldes e matrizes exigem certas propriedades mecânicas fundamentais a este tipo de aplicação. As principais propriedades são: resistência ao desgaste, temperabilidade, tenacidade, resistência mecânica,

dureza a quente, tamanho de grão adequado e boa usinabilidade. Evidentemente, não se pode associar estas propriedades, sobretudo dureza e resistência ao desgaste a uma usinabilidade satisfatória (CHIAVERINI, 2002). Materiais de difícil usinabilidade podem ter sua usinabilidade melhorada por meio da a adição de elementos como enxofre, chumbo ou cálcio durante a fabricação do aço.

O enxofre promove a formação de inclusões de sulfeto de manganês (MnS) que reduz a resistência ao cisalhamento do aço e, sob altas temperaturas, formam uma camada lubrificante entre a peça-ferramenta-cavaco, reduzindo as forças de corte, desgaste da ferramenta e temperatura de corte (AMORIM et al., 2003). Porém, devido à forma das inclusões de MnS e as grandes dimensões em que os blocos destinados para a fabricação de moldes e matrizes são fundidos, a adição de enxofre acarreta em segregação (distribuição heterogênea de elementos de liga e impurezas na estrutura do material) e, conseqüentemente, anisotropia do material (MILAN, 2000). Somado a isso, o enxofre tende a reduzir a resistência a corrosão, resistência mecânica e dureza dos aços, propriedades importantes em moldes e matrizes.

A adição de chumbo promove a formação de inclusões que possuem baixo ponto de fusão atuando como um bom lubrificante entre as superfícies em contato durante o corte e facilitando a quebra do cavaco. A baixa solubilidade de chumbo no aço e o fato deste elemento não formar compostos garante a manutenção das propriedades mecânicas do material, evitando a anisotropia que se observa nas peças tratadas ao enxofre. Porém, a elevada toxicidade do chumbo faz com que seu uso seja cada vez menos freqüente, sendo inclusive restrito por leis ambientais (AMORIM et al., 2003).

A adição de cálcio altera a natureza morfológica das inclusões de alumina em alguns tipos de aços transformando-a em aluminatos de cálcio com ponto de fusão mais baixo. “Enquanto as inclusões de alumina são duras e abrasivas, com ponto de fusão de 2045 °C, compostos eutéticos do sistema  $\text{SiO}_2\text{-CaO-Al}_2\text{O}_3$ , apresentam ponto de fusão bem mais baixo, de até cerca de 1300 °C” (MATSUMOTO; MINATOGAWA; GALLEG0, 2005). A formação de tais compostos gera inclusões globulares, geralmente envolvida por uma camada de sulfetos de cálcio e de manganês, que conferem melhoria de

usinabilidade, principalmente a altas velocidades de corte (FANG; ZHANG, 1996, citado por MATSUMOTO; MINATOGAWA; GALLEG0, 2005).

Aços comumente empregados na fabricação de moldes e matrizes como AISI P20 (32 HRC) apresentam elevados teores de elementos de liga, tipicamente Cr, Ni e Mo. Tais elementos conferem ao aço a propriedade de “temperabilidade”, ou seja, sua capacidade de endurecimento em grandes secções, por meio do tratamento de têmpera. Isso é essencial em moldes, visto que possuem cavidades profundas usinadas a partir de blocos de dimensões frequentemente maiores que 500 mm na espessura. Apesar de eficaz, a adição de tais elementos, principalmente o Ni, encarece o produto final. E, além disso, o processo de têmpera confere um resfriamento rápido e não uniforme ao material (CONHEÇA..., 2009).

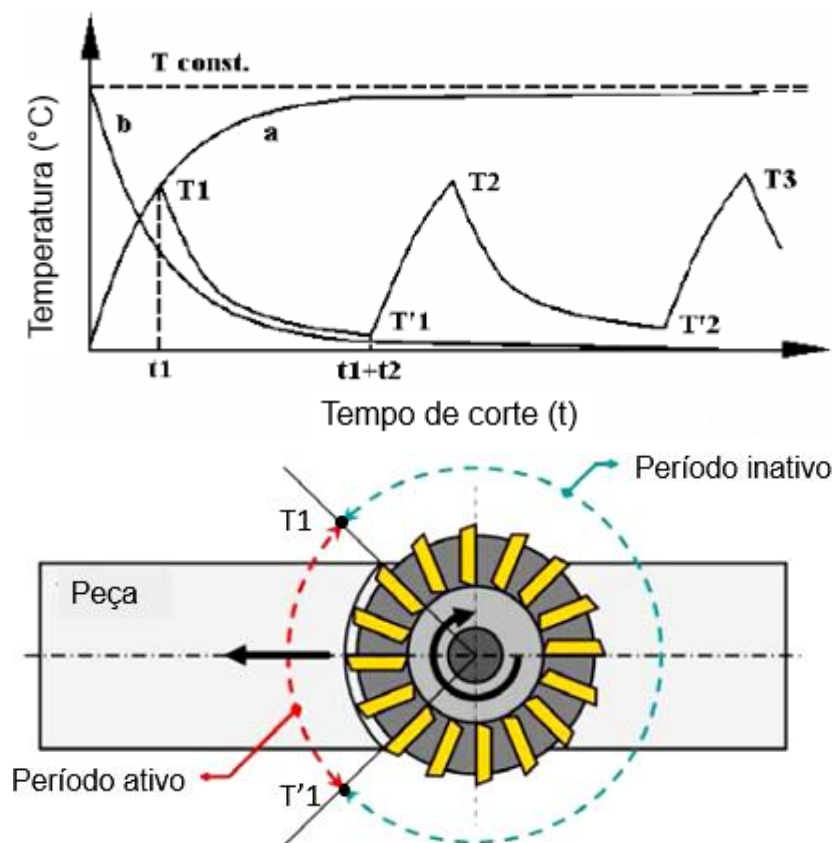
Como uma proposta de aprimoramento do aço para moldes e matrizes AISI P20, a Villares Metals S/A lançou em 2009 o aço VP100. Este material foi desenvolvido para ser endurecido por resfriamento mais lento que o processo de têmpera tradicional. Isso se deve à presença de elementos de liga, como Ti e V, que promovem a formação de microestrutura bainítica inferior, conferindo ao aço VP100 uma dureza mais homogênea da superfície para o núcleo, comparado ao aço AISI P20. Além disso, menores quantidades dos elementos de liga, principalmente o baixo teor de cromo, auxilia no aumento da condutividade térmica e tende a aumentar a usinabilidade do material” (CONHEÇA..., 2009).

### **2.1.2 Segundo desafio: O processo de usinagem**

Por ser versátil, permitir grande variedade de formas e apresentar elevada produtividade frente a outros processos de usinagem, o fresamento é o processo mais comumente utilizado na fabricação de moldes. No entanto sua característica de corte interrompido gera ciclos térmicos e mecânicos no material da ferramenta que prejudicam sua vida e podem causar danos significativos a integridade superficial da peça.

Devido aos ciclos de expansão e contração de camadas superficiais da ferramenta, causadas pelo aquecimento no período ativo e resfriamento no período inativo de corte, é comum surgir no fresamento trincas em direções perpendiculares ao gume de corte da ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000) (Figura 2). Dependendo de sua magnitude, as trincas de origem térmica propagam-se e podem unir-se a trincas de origem mecânica que se formam em direções paralelas ao gume cortante, levando ao lascamento da ferramenta (MELO; MILAN; DASILVA, 2006). Em processos de corte contínuo, como o torneamento, é raro observar fraturas e lascamentos no gume da ferramenta. Tal fenômeno é mais comumente encontrado em processos interrompidos de corte, como o fresamento (TRENT; WRIGHT, 2000).

**Figura 2** – Variação da temperatura em um processo de corte interrompido.



Fonte: Melo, Milan e DaSilva (2006).

A Figura 2 revela o ciclo térmico ao qual a ferramenta é exposta durante processos de corte contínuo e interrompido. A curva **a** representa o

aquecimento gerado durante o corte contínuo, em que a temperatura tende a estabilizar em um certo valor. Na prática, este valor aumenta com o desgaste da ferramenta. A curva **b** representa um resfriamento contínuo da ferramenta até uma temperatura próxima à ambiente. No fresamento, durante o tempo de corte **t1**, a ferramenta sofre um aquecimento a uma temperatura **T1**. O período inativo começa neste ponto e tem a duração de tempo **t2**. Durante este tempo, a ferramenta sofre um resfriamento atingindo a temperatura **T'1** no final do tempo **t1 + t2**. Nesse ponto, a ferramenta começa o corte novamente chegando à temperatura **T2**, fechando o ciclo que se repetirá até o fim do processo de corte (MELO; MILAN; DASILVA, 2006). Este ciclo sofre interferência de inúmeros fatores como material da peça e da ferramenta, parâmetros de corte, estratégia de usinagem e o meio refrigerante.

No fresamento de metais, os fluidos de corte são frequentemente utilizados afim de aumentar a produtividade, a qualidade superficial da peça e reduzir custos (VIEIRA et al., 2001). No entanto comparado ao corte a seco, os fluidos de corte podem aumentar a variação térmica nas camadas superficiais da ferramenta entre seus períodos ativo e inativo de corte (MELO, MACHADO ; FRANCO, 2000). Como observado por Teppernegg et al. (2014), quanto maiores as cargas e choques térmicos aos quais a ferramenta de corte é exposta, maior a magnitude das tensões residuais nessas camadas e maiores serão os danos, como fratura e lascamento, associados a essas.

Em sua investigação, Melo, Machado e Franco (2000) demonstraram que o uso de fluidos de corte durante o fresamento promoveu a formação de trincas de origem térmica que levou rapidamente à falha da ferramenta, enquanto na condição a seco essa formação foi mais lenta, permitindo maior vida da ferramenta. Utilizou-se insertos de metal duro no fresamento frontal do aço ABNT 1045 nas condições a seco e com fluido em abundância. Os autores concluíram que o fluido de corte ampliou a diferença entre a temperatura máxima e mínima alcançada pela ferramenta durante um ciclo de corte.

Shinozaki (1962) reportou um aumento de até 3 vezes no número de trincas de origem térmica identificadas durante o fresamento com água, em comparação ao fresamento a seco. O autor usinou aço ao molibdênio JIS SCM4 com fresa de aço ferramenta S2 (DIN 90MnCrV8) de 4 polegadas de



diâmetro adotando os seguintes parâmetros:  $v_c = 76$  m/min,  $a_p = 3,0$  mm e  $f_z = 0,1$  mm/dente. Shinozaki (1962) propôs três condições ideais para evitar a formação de trincas de origem térmica: minimizar a diferença de temperatura na ponta da ferramenta entre os períodos ativo e inativo de corte, reduzir o comprimento de contato ferramenta-cavaco e reduzir ao máximo a temperatura de corte.

Uma proposta ecológica entre o fresamento a seco e com fluido abundante que permite um bom controle da temperatura e do desgaste da ferramenta, é a aplicação da Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL). Nesta técnica uma pequena quantidade de lubrificante combina-se com ar comprimido no interior de um bocal que direciona a mistura ar/óleo (6-100 ml/h) na forma de um spray na região de corte. Esta técnica apresenta benefícios ecológicos e econômicos sobre a utilização de fluidos abundantes na medida em que utiliza pequenas quantidades de óleo. No fresamento com MQL o óleo de corte proporciona boa lubrificação nas regiões de contato, mas sua baixa capacidade refrigerante limita seu uso, principalmente, na usinagem de materiais de difícil usinabilidade em que elevadas temperaturas de corte são encontradas (ATTANASIO et al., 2006; OBIKAWA; KAMATA; SHINOZUKA, 2006 e SU et al., 2007).

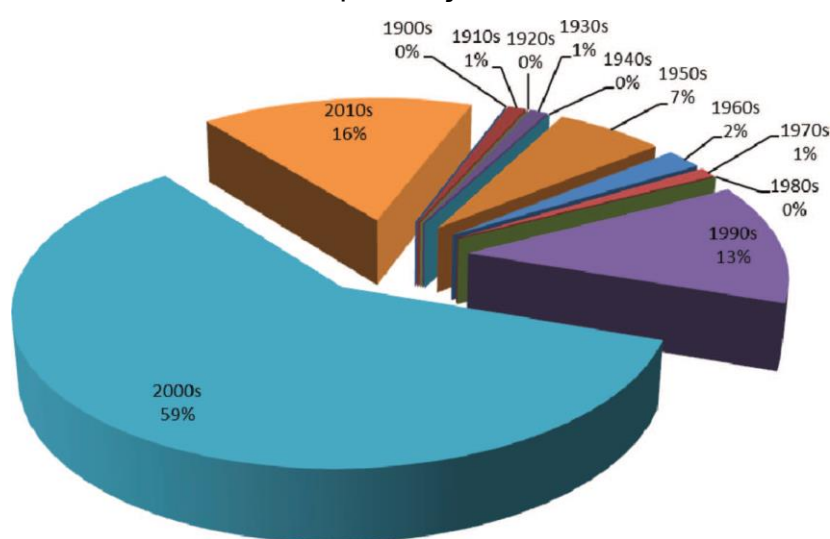
## 2.2 USINAGEM CRIOGÊNICA

### 2.2.1 Contextualização

Uma alternativa ao uso dos fluidos de corte convencionais e MQL surgiu na década de 1950 com a aplicação da criogenia na usinagem. De acordo com Yildiz e Nalbant (2008), o termo criogenia expressa o estudo e uso de materiais em temperaturas muito baixas, menores do que  $-150$  °C. No entanto, Shokrani et al. (2013), explica que este termo não está consolidado, e ainda muitos autores referem-se à aplicação do gás dióxido de carbono ( $\text{CO}_2$ ) (temperatura de ebulição de  $-78,5$  °C a 1 atm) como usinagem em condições criogênicas.

Talvez a mais recente publicação que trata da usinagem em temperaturas tão baixas seja a de Bartle (1953), citado por Grosh (2006), que descreve um *setup* para a aplicação de dióxido de carbono sob alta pressão (859-900 psi) na peça em sua face oposta ao movimento de corte, com o objetivo de mantê-la fria durante a usinagem de um aço de difícil usinabilidade. Hollis (1961) adotou uma técnica similar para o torneamento de titânio e superligas de níquel com dióxido de carbono líquido a uma pressão de 1000 psi. Uehara e Kumagai (1969 e 1970), citados por Shokrani et al. (2013), utilizaram dois conceitos de aplicação do fluido criogênico no torneamento de titânio, aço inoxidável e aço carbono. No primeiro, nitrogênio líquido era conduzido com auxílio de tubos de cobre pelo centro do *spindle* de um torno e lançado na face oposta a face usinada (UEHARA; KUMAGAI, 1969). No segundo conceito, pela primeira vez foi registrado a aplicação de nitrogênio líquido na forma de *spray* na peça precedente ao corte (UEHARA; KUMAGAI, 1970). Nas décadas de 1970 e 1980 poucas pesquisas em usinagem criogênica foram realizadas (Figura 3). Segundo Grosh (2006), dois motivos para este desinteresse na época foram: o alto custo de implementação da tecnologia e a falta de empresas de suprimento criogênico.

**Figura 3** – Distribuição de *papers* em usinagem criogênica por década de publicação.



Fonte: Shokrani et al.(2013).

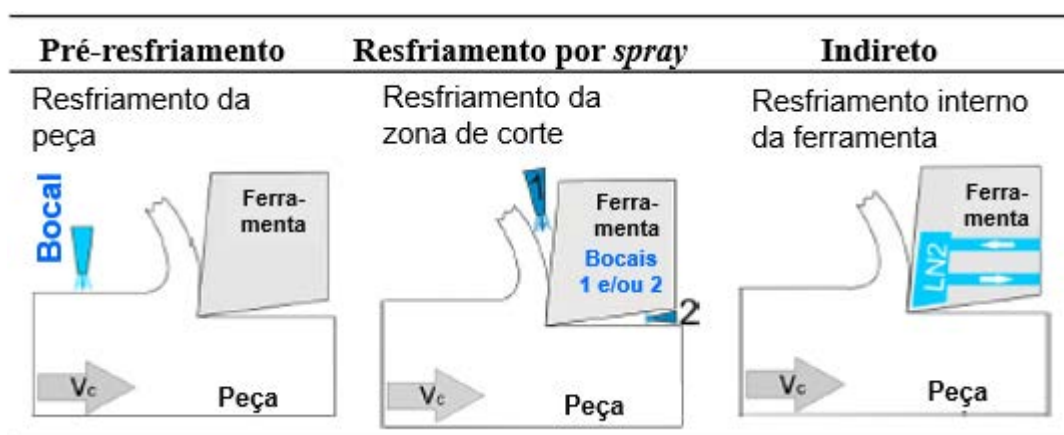
A Figura 3 mostra um avanço expressivo das pesquisas em usinagem criogênica na década de 1990. Este avanço foi fortemente estimulado pela ascensão do desenvolvimento e aplicação de materiais de difícil usinabilidade na indústria aeroespacial e a problemática ambiental afetada pelo uso abundante de fluidos de corte convencionais. Esugwu (2005) relata que a cada dez anos, a partir da década de 1950, havia um acréscimo de aproximadamente 10°C na temperatura de trabalho dos motores de aviões e espaçonaves. Mas em 1990 houve um aumento duas vezes maior desta temperatura impulsionando o desenvolvimento de materiais super-resistentes ao calor como as ligas de titânio e superligas de níquel. Concomitante à crescente demanda pela usinagem eficaz destes materiais de difícil usinabilidade, associava-se as preocupações com a problemática ambiental que envolvia a aplicação abundante dos fluidos convencionais. No ano de 1990, foram comercializados aproximadamente 348 milhões de litros de fluidos de corte para a indústria manufatureira dos Estados Unidos (MCCOY, 2006). Em 1977, o Instituto Nacional de Saúde e Segurança Pública dos Estados Unidos (NIOSH, 1977, citado por HONG ; ZAO, 1999) estimaram que 1,2 milhões de trabalhadores estavam expostos a óleos minerais em aplicações da indústria manufatureira. Segundo Bennett (1992), longos períodos de exposição a fluidos de corte podem levar a doenças respiratórias e de pele, como dermatites e até câncer de pele (HONG; ZHAO, 1999). Com a alta demanda de fluidos de corte no final século XX, características como a saúde do trabalhador, riscos ao meio ambiente e meios de tratá-los tornaram-se pauta principal das discussões sobre a aplicação dos fluidos líquidos na usinagem (EL BARADIE, 1996; SULIMAN; ABUBAKR; MIRGHANI, 1997).

Fatos históricos como estes motivaram tanto a pesquisa criogênica aplicada a usinagem, quanto a busca pelo meio criogênico mais eficaz, capaz de conferir melhor usinabilidade ao material e impactar minimamente o meio ambiente. Os dois principais fluidos utilizados na usinagem criogênica são o nitrogênio, geralmente no estado líquido (LN<sub>2</sub>), e o dióxido de carbono em neve (CO<sub>2</sub>), pois constituem substâncias abundantemente encontradas na atmosfera. O gás nitrogênio representa aproximadamente 78% do ar atmosférico, possui individualmente menor densidade do que o CO<sub>2</sub>, é inodoro,

atóxico e incolor. Estas características, unidas ao seu baixo ponto de ebulição ( $\sim -197^{\circ}\text{C}$ ) torna-o mais comumente utilizado nos processos de fabricação. Por tão baixo ponto de ebulição, possui elevada capacidade refrigerante. Sua baixa densidade faz com que não se acumule no chão de fábrica, praticamente extinguindo danos ao meio ambiente e à saúde do operador (HONG, 2001). O gás criogênico dióxido de carbono, diferentemente do nitrogênio, quando pulverizado tende a acumular-se na forma de pequenos flocos de gelo seco. É mais pesado que o ar, à temperatura ambiente, podendo ocasionar em acúmulo de  $\text{CO}_2$  e deficiência de oxigênio no chão de fábrica (HONG, 2001). No entanto, o dióxido de carbono expande apenas à temperatura ambiente quando atinge a temperatura aproximada de  $-78^{\circ}\text{C}$ , reduzindo a necessidade de isolamento térmico. Assim, seu manuseio, armazenamento e adaptação na máquina são muito mais simples do que o nitrogênio líquido.

### **2.2.2 Técnicas de aplicação da usinagem criogênica**

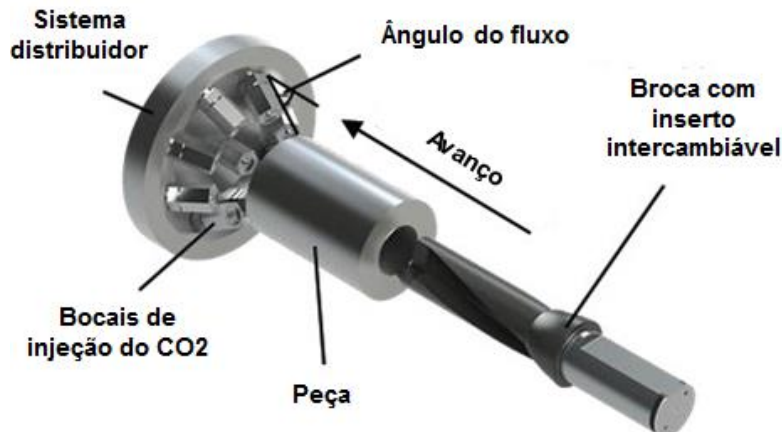
A aplicação do fluido criogênico pode ser feita de três maneiras: Pré-resfriamento, direta e indireta (Figura 4). Na primeira, um bocal injeta o fluido criogênico na peça como um processo anterior à sua usinagem. No segundo, o fluido é direcionado em uma ou mais zonas de cisalhamento do material, regiões geradoras de calor. No terceiro, o fluido fica aprisionado na região posterior da ferramenta de corte, de forma que, por meio de condução do calor, apenas o material da ferramenta seja resfriado.

**Figura 4** – Técnicas de aplicação do fluido criogênico.

Fonte: Modificado de Dix et al. (2014).

Biermann e Hartmann (2012) adotaram a técnica de pré-resfriamento criogênico com dióxido de carbono ( $\text{CO}_2$ ) durante a furação de dois materiais, o aço 34CrNiMo6 e a liga AlMgSi1, utilizando insertos intercambiáveis de metal duro revestidos, com o objetivo de reduzir esforços de corte, a rugosidade do furo e a presença de rebarbas que exijam posterior reprocesso (Figura 5). Os autores realizaram ensaios a seco, com fluido convencional e criogênico, variando apenas o avanço da broca em furos passantes com 25 mm de diâmetro por 10 mm de profundidade. Em ambos os materiais, para qualquer nível de avanço utilizado, a rugosidade do furo e a formação de rebarba foram menores nas condições em que o fluido convencional e o fluido criogênico foram utilizados. Segundo Biermann e Hartmann (2012), o calor excessivo na condição a seco aumentou demasiadamente a ductilidade dos materiais reduzindo assim sua usinabilidade. Concomitantemente, a capacidade lubrificante do fluido convencional proporcionou maior controle do calor e menores esforços de corte. Já a aplicação criogênica, direcionada na face oposta ao furo (Figura 5), proporcionou, maior fragilização dos materiais na saída da broca da peça, reduzindo assim, principalmente, a formação de rebarbas. Por fim, os autores concluíram que apesar do ganho obtido em relação ao corte a seco, nota-se, neste caso, que o ganho obtido com a redução de rebarba e da rugosidade na refrigeração criogênica é muito próximo ao obtido na refrigeração convencional, tornando este último a escolha mais atrativa.

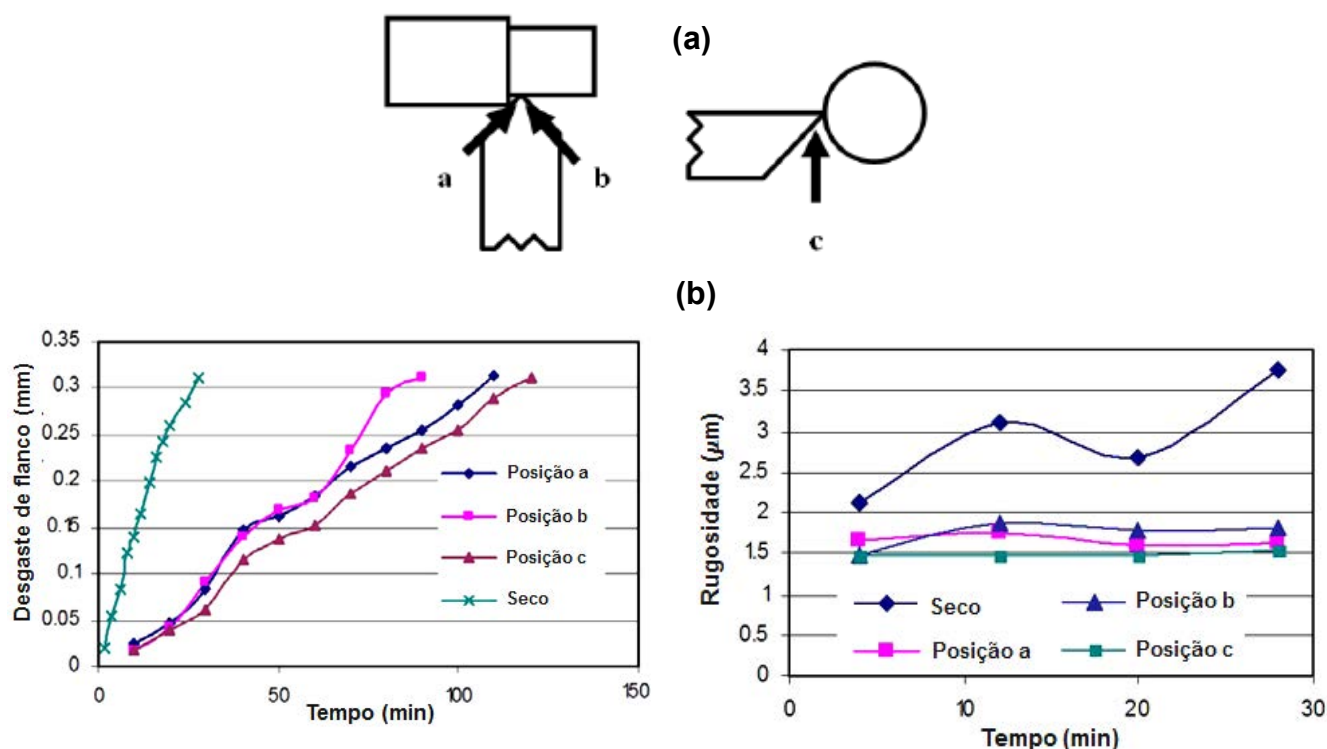
**Figura 5** – Arranjo experimental dos ensaios de furação criogênica proposto por Biermann e Hartmann (2012).



Fonte: Modificado de Biermann e Hartmann (2012).

Khan, Ali e Haque (2010) adotaram a técnica de resfriamento por *spray* no torneamento do aço inoxidável AISI 304 com insertos de metal duro revestidos. Os autores compararam a condição a seco com a aplicação do refrigerante criogênico em três diferentes direções de aplicação (Figura 6a), mantendo constante a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem a 180 m/min, 0,2 mm/volta e 1 mm, respectivamente. Os resultados revelaram menores desgastes de flanco e rugosidade da peça na condição criogênica, e também, maior eficácia na usinagem direcionando o refrigerante na região c (Figura 6b). Khan, Ali e Haque (2010) sugerem que o fluido criogênico direcionado nesta região exerce de forma mais efetiva sua capacidade refrigerante comparado às regiões a e b, em que o escoamento do cavaco sobre a ferramenta prejudica o acesso do fluido às zonas de cisalhamento. Ao mesmo tempo, direcionando o fluido criogênico nas regiões a e b ocorre maior fragilização do cavaco reduzindo o comprimento de contato do cavaco-ferramenta, o que tende a reduzir o atrito entre essas superfícies e o desgaste da ferramenta comparado a condição a seco.

**Figura 6** – (a) Direções de aplicação do fluido criogênico e (b) evolução do desgaste de flanco e rugosidade na peça nos ensaios de torneamento proposto por Khan, Ali e Haque (2010).

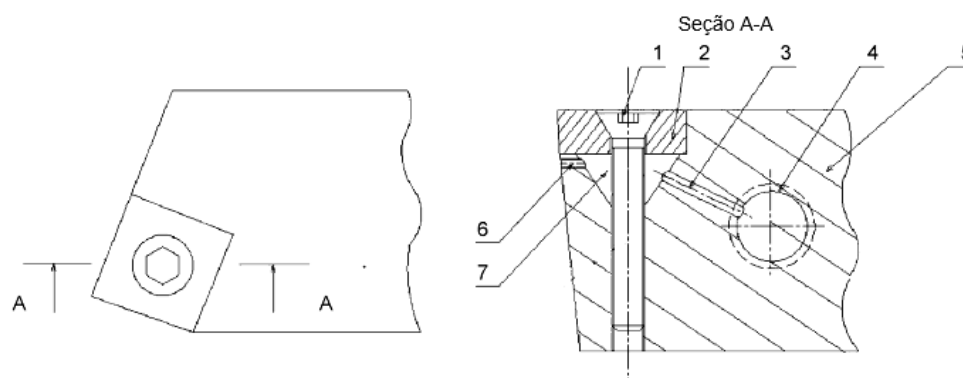


Fonte: Modificado de Khan, Ali e Haque (2010).

Na Figura 7 observa-se adaptações de um suporte de ferramenta propostas por Khan e Ahmed (2008) para utilizar a técnica de resfriamento indireta durante o torneamento do aço inoxidável SUS 304 (Equivalente ao AISI 304) com inserto de metal duro revestido. Uma mangueira fixa ao suporte (5) por meio do furo roscado (4) conduz o nitrogênio líquido a alta pressão na câmara (7) pelo canal estreito (3). O alívio de pressão do gás é feito pelo furo (6). O inserto (2) é fixado com auxílio de um parafuso alen (1) (Figura 7). Os autores compararam a condição de resfriamento criogênico ( $\text{LN}_2$ ) indireto com o resfriamento convencional, variando a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Os resultados de Khan e Ahmed (2008) revelaram maior vida da ferramenta na condição criogênica quando comparada à refrigeração convencional sob os mesmos parâmetros de corte (Figura 8). De acordo com os autores, a combinação entre a baixa condutividade térmica do material da peça e a baixa capacidade refrigerante do fluido convencional,

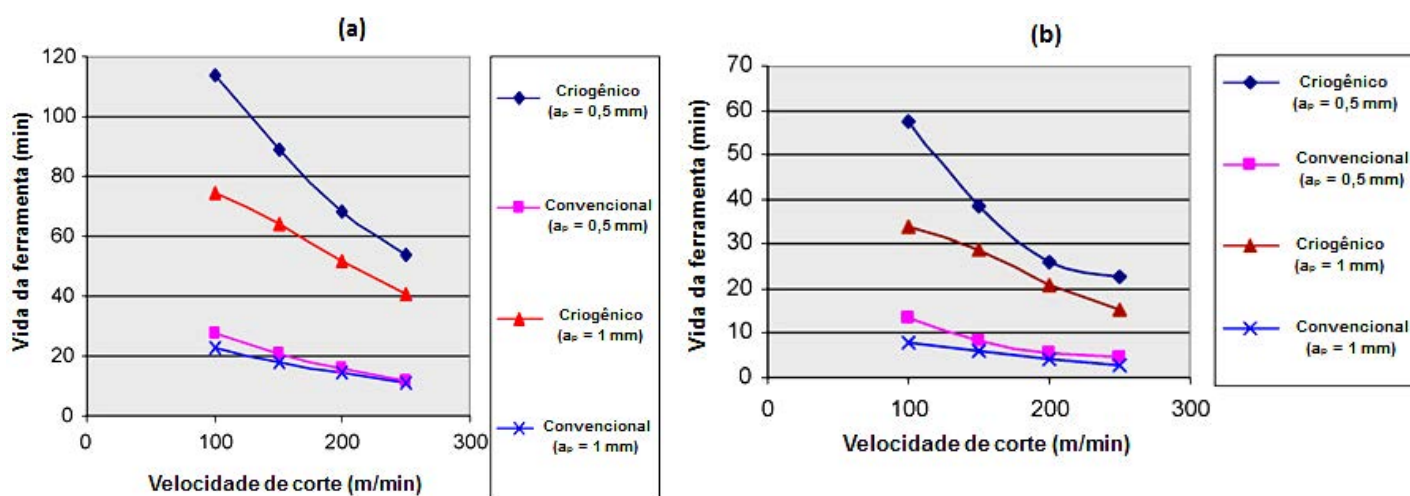
comparado ao fluido criogênico, são os principais responsáveis pelos resultados obtidos. Ou seja, levando em consideração a baixa condutividade térmica do material, maior quantidade de calor foi dissipado pela ferramenta, sobre tudo, quando maiores velocidades de corte, avanço e profundidade de usinagem são utilizadas. Concomitantemente à baixa condutividade térmica do fluido convencional, comparada ao fluido criogênico, maior foi a carga térmica dissipada pela ferramenta nessa condição e, portanto, mais rápido foi a evolução do desgaste.

**Figura 7** – Adaptações do suporte para aplicação da técnica indireta de resfriamento proposto por Khan e Ahmed (2008).



Fonte: Modificado de Khan e Ahmed (2008).

**Figura 8** – Vida da ferramenta (a)  $f = 0,05 \text{ mm/rev}$  e (b)  $f = 0,1 \text{ mm/rev}$  nos ensaios de torneamento criogênico propostos por Khan e Ahmed (2008).

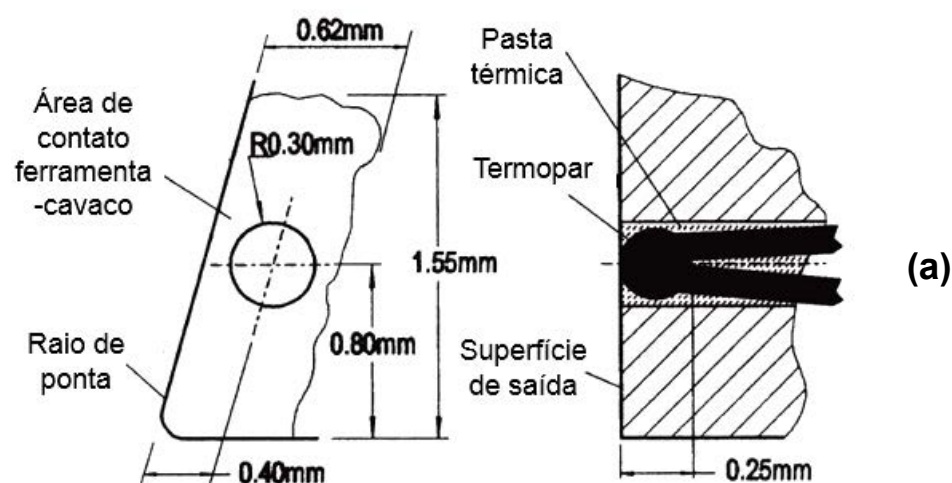


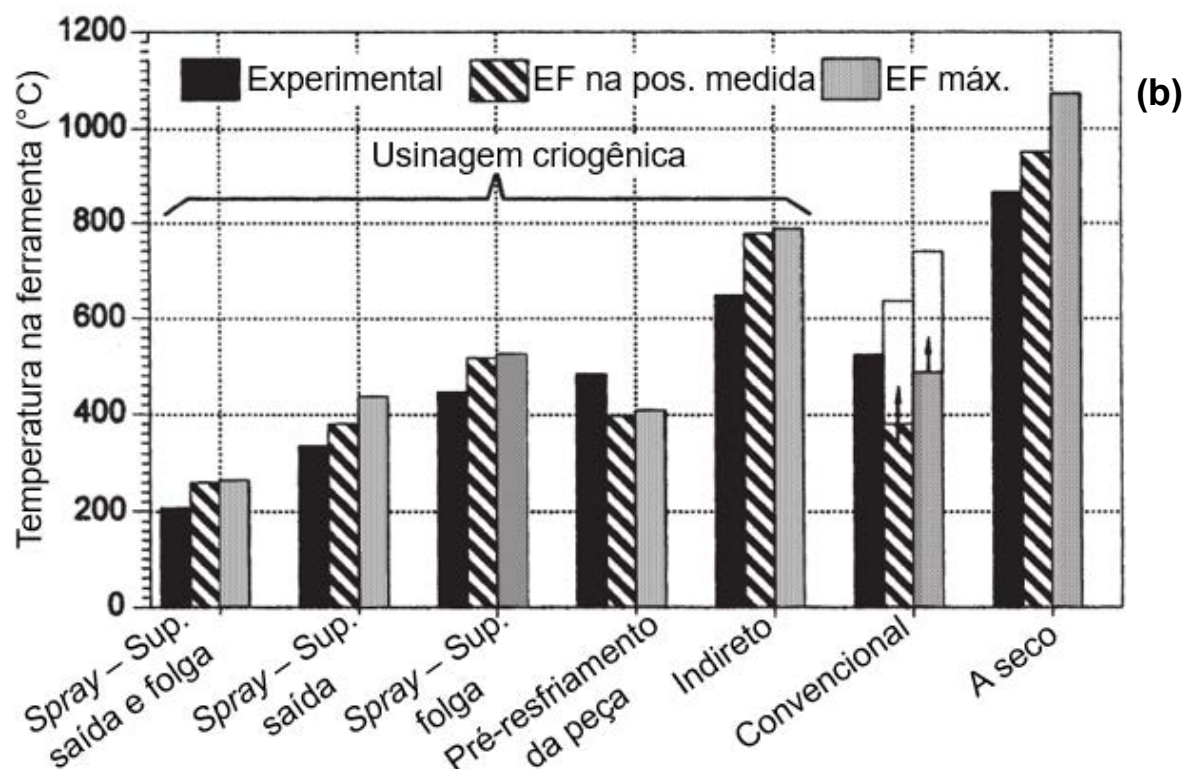
Fonte: Modificado de Khan e Ahmed (2008).



Hong e Ding (2001) propôs um estudo comparativo da temperatura na ferramenta entre as três técnicas de aplicação criogênica (Pré-resfriamento, resfriamento por *spray* e indireta), a refrigeração convencional e a condição a seco no toneamento da liga de titânio Ti6Al4V com insertos de metal duro sem revestimento, mantendo constante os parâmetros de corte ( $v_c = 90$  m/min,  $a_p = 1,27$  mm,  $f = 0,254$  mm/volta). Para isso, os autores utilizaram análise numérica por elementos finitos (EF) e experimental com auxílio de um termopar inserido na ferramenta para a aquisição da temperatura (Figura 9a). A análise da temperatura foi quantificada de três maneiras distintas e dispostas na Figura 9b. As barras pretas representam uma média das temperaturas medidas experimentalmente, as listradas representam linhas isotérmicas da temperatura obtida por EF que passaram exatamente sobre a posição do termopar na ferramenta e as cinzas representam a temperatura máxima obtida por EF. Na condição de refrigeração convectiva, particularmente, Hong e Ding (2001) propôs duas análises por EF. Na primeira os autores consideraram total acesso do fluido à região de corte (barras hachuradas) e, na segunda, acesso limitado (barras sem hachuras).

**Figura 9** – (a) Disposição do termopar na ferramenta. (b) Temperatura medida experimental e computacionalmente para diferentes técnicas de resfriamento propostas por Hong e Ding (2001).





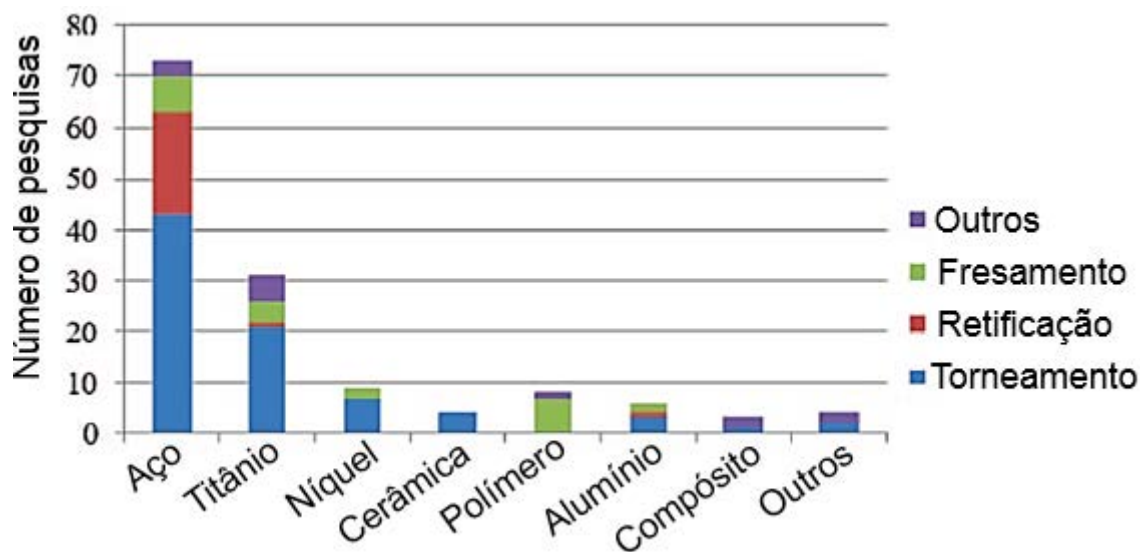
Fonte: Modificado de Hong e Ding (2001)

Na Figura 9b as temperaturas medidas demonstraram que a refrigeração criogênica por *spray* nas superfícies de saída e folga da ferramenta promoveram maior redução na temperatura da ferramenta, enquanto a aplicação indireta apresentou menor redução, dentre as técnicas de refrigeração criogênica, até mesmo comparado à refrigeração convencional. Como esperado, considerando total acesso do fluido convencional à região de corte (barras hachuradas), a redução na temperatura foi maior do que com acesso parcial (barras sem hachuras). Pode-se observar na Figura 9b que todas as técnicas de refrigeração criogênica, a menos da indireta, foram capazes de manter a temperatura medida experimentalmente abaixo de 500°C. Hong e Ding (2001) recordam de Machado e Wallbank (1990), que à temperaturas acima de 500°C o titânio apresenta uma forte reatividade química com o material da ferramenta, acelerando o mecanismo difusivo que promove o desgaste de cratera. Nota-se que na condição de pré-resfriamento criogênico da peça houve uma redução significativa da temperatura medida experimentalmente, no entanto, como demonstra Hong e Ding (2001), nesta condição o fluxo de nitrogênio líquido foi três vezes maior do que na técnica de

resfriamento apenas da superfície de saída ou de folga da ferramenta (De 7,5 para 22,5 cm<sup>3</sup>/s), devido ao grande volume de material da peça a ser refrigerado. Salientam os autores que a economia de nitrogênio é muito importante devido seu alto custo e a impossibilidade de recirculação do mesmo na máquina, como os fluidos convencionais.

Como pode ser observado nos exemplos sobre as técnicas de aplicação criogênica, o torneamento é o processo de usinagem mais comumente utilizado, basicamente, devido ao controle das variáveis de saída, acessibilidade à região de corte e adaptabilidade do sistema máquina/suporte/ferramenta. Essas características viabilizaram e estimularam um grande número de pesquisas em torneamento criogênico (AURICH et al., 2014; BERMINGHAN et al., 2011; BERMINGHAN et al., 2012; JEROLD; KUMAR, 2012; KAYNAK et al., 2015; KLOCKE et al., 2013; KUMAR; CHOUDHURY, 2008; SUN; BRANDT; DARGUSCH, 2010; VENUGUPAL; PAUL; CHATTOPADHYAY, 2007; WANG; RAJURKAR, 2001). Em sua pesquisa, Shokrani et al. (2012) elencou os processos mais utilizados na pesquisa criogênica de acordo o tipo de material usinado (Figura 10). Nota-se nesta imagem uma escassez de resultados publicados em fresamento criogênico, salvo na usinagem de polímeros, em que o fresamento é mais utilizado. Este processo apresenta complexidades que dificultam a aplicação criogênica, como acessibilidade da região de corte e adaptabilidade do sistema máquina/suporte/ferramenta. Yildiz e Nalbant (2008) sugerem ainda que o efeito criogênico possa majorar a formação de trincas de origem térmica causadas pelos ciclos de aquecimento e resfriamento da ferramenta, mas ressalta que bons resultados foram encontrados no fresamento criogênico. Neste sentido uma reflexão que permite melhor compreensão foi elaborada no próximo tópico denominado fresamento criogênico.

**Figura 10** – Distribuição dos estudos reunidos no criogênico usinagem com base no material da peça de trabalho e corte operações.



Fonte: Modificado de Shokrani et al. (2012).

### 2.3 FRESAMENTO CRIOGÊNICO

Devido a acessibilidade restrita da região de corte no fresamento, as técnicas criogênicas aplicáveis à este processo limitam-se ao resfriamento por *spray* (adotada neste trabalho) e pré-resfriamento da peça. Prõe-se, portanto, nesta sessão discutir dois possíveis desafios da aplicação criogênica no fresamento: A instabilidade térmica causada pela magnificação da diferença térmica entre os ciclos de aquecimento e resfriamento da ferramenta (YILDIZ ; NALBANT, 2008), e a instabilidade mecânica, causada pela fragilização tanto da ferramenta quanto da peça à baixas temperaturas. Nestes materiais, o efeito da baixa temperatura tende a aumentar a resistência e a dureza, e diminuir a ductilidade e tenacidade à fratura (SHOKRANI et al., 2012).

Uma análise proposta por Huang et al. (2014) visa constituir um entendimento sobre a estabilidade mecânica no fresamento criogênico. Para isso os autores realizaram a aquisição de sinais de força, emissão acústica, e parâmetros dinâmicos em um teste de impacto na ferramenta, afim de caracterizar a estabilidade da ferramenta e a presença de vibrações durante o

fresamento da liga de alumínio 7075-T6 com fresas inteiriças de metal duro com grande balanço (relação  $L/D = 8$ ). Os autores realizaram dois ensaios. No primeiro, fixaram a velocidade de corte e avanço em 308 m/min e 0,05 mm/dente, respectivamente, e variaram a profundidade (2 a 8 mm) e largura de usinagem (1,2 e 4 mm). No segundo, variaram o avanço em 0,06, 0,09, 0,12 e 0,15 mm/dente, mantendo a velocidade de corte (45 m/min) e profundidade de usinagem (2 mm) constantes.

Em ambos os ensaios, Huang et al. (2014) obtiveram maior estabilidade no fresamento criogênico, pela redução da vibração no sistema, da força de corte e variação de parâmetros modais do sistema (redução da frequência natural, aumento da rigidez e do fator de amortecimento). Segundo os autores, tal variação, avaliada na ponta da ferramenta contribuíram para o aumento de 50 – 100% da estabilidade mecânica da ferramenta durante a usinagem criogênica.

Com base nos esforços de corte e sua relação com o desgaste da ferramenta e rugosidade da peça durante o fresamento, é possível fazer uma análise da estabilidade mecânica do processo. Desta forma, Yuan et al. (2011) pesquisou o efeito de diferentes meios, a seco, fluido convencional, MQL, ar refrigerado (0, -15, -30, -45 °C) + MQL, durante o fresamento da liga Ti6Al4V com insertos de metal duro em um suporte de 20 mm de diâmetro, mantendo constantes todos os parâmetros de corte ( $v_c = 62,8$  m/min,  $f_z = 0,0375$  mm/dente,  $a_p = 1,0$  mm e  $a_e = 8,0$  mm).

Yuan et al. (2011) encontraram menores esforços de corte nas condições em que ar refrigerado + MQL foi utilizado. Nestas também foram obtidos menos desgaste e avarias da ferramenta, rugosidade da peça e cavacos mais curtos comparados aos obtidos no fresamento a seco, com fluido convencional e com MQL. Comparando as diferentes temperaturas de ar refrigerado utilizadas (0, -15, -30 e -45°C), os autores sugerem uma pequena vantagem, não muito evidente, no fresamento com ar refrigerado à -15°C + MQL, por apresentar menor rugosidade, desgaste da ferramenta e força de corte, mas não justificam com clareza este resultado. Yuan et al. (2011), não dá muitos detalhes que explicam os resultados acima. Segundo eles, os fenômenos que justificam as melhoras promovidas pela combinação do ar

refrigerado mais o MQL no fresamento do Ti6Al4V são: Redução do coeficiente de atrito (considerando o efeito lubrificante do MQL), fragilização e expulsão dos cavacos da região de corte (devido as altas pressões de aplicação), redução da temperatura de corte (considerando o efeito refrigerante do ar refrigerado) e consequentemente, redução de mecanismos adesivos e difusivos de desgaste da ferramenta, muito comuns na usinagem de Ti6Al4V.

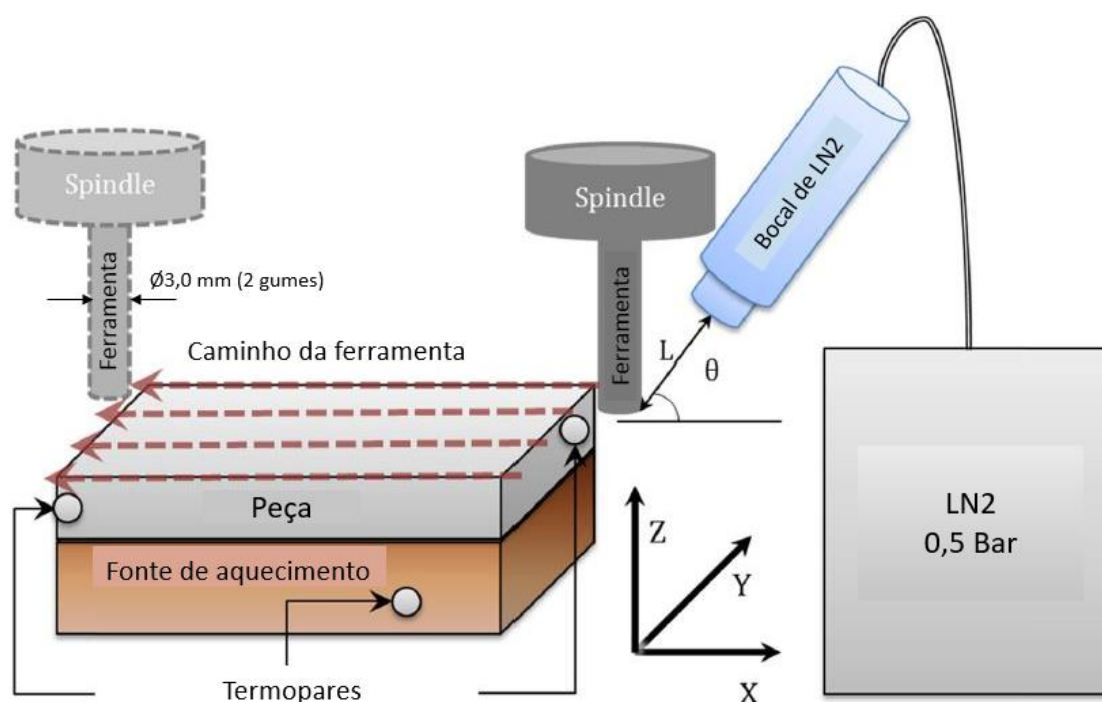
Nalbant e Yildiz (2011), no entanto, apresentou resultados que, levando em consideração as diferentes condições e materiais, contradizem os obtidos por Yuan et. al. (2011). Em sua pesquisa, Nalbant e Yildiz (2011) demonstraram que os esforços de corte no fresamento criogênico do aço inoxidável AISI 304 chegou a ser 7,9% maior do que na condição a seco. Os autores adotaram um suporte de diâmetro 24 mm com apenas um inserto de metal duro, e variaram a velocidade de corte ( $v_c = 62,8$  m/min), direção de corte (concordante e discordante) e meio (seco e criogênico), mantendo os outros parâmetros constantes ( $f_z = 0,05$  mm/dente,  $a_p = 0,5$  mm e  $a_e = 15,0$  mm).

Segundo os autores, os esforços foram maiores na condição criogênica, devido às alterações promovidas por esta no material da peça, como aumento da dureza e resistência do material às baixas temperaturas. Contrapondo Yuan et. al. (2011), os resultados de desgaste e avaria da ferramenta encontrados por Nalbant e Yildiz (2011) revelaram lascamentos de maior magnitude no fresamento criogênico discordante, comparado ao mesmo a seco. Segundo os autores, isso se deve à característica de corte interrompido, somado à baixa temperatura que fragiliza o material da ferramenta. É também importante ressaltar que a ferramenta apresenta apenas um inserto para um suporte com diâmetro de 24 mm, o que pode intensificar os impactos na entrada da ferramenta na peça. Com o aumento da velocidade de corte à 200 m/min, o número de avarias reduziu, segundo os autores, devido ao aumento da temperatura de corte, que facilita o cisalhamento do material da peça. Durante os ensaios concordantes não houve avarias, mas apenas desgastes de flanco e, aparentemente, de cratera, semelhantes nas duas condições.

Com o objetivo de reduzir efeitos do meio criogênico que podem ser prejudiciais à usinagem, como aumento de dureza do material da peça, Lee et. al. (2015) propuseram realizar um pré-aquecimento no material da peça,

reduzindo sua tensão de cisalhamento e facilitando o corte. Os autores também orientaram a direção de aplicação do fluido criogênico para a ferramenta durante, apenas, seu período inativo, com o objetivo de reduzir esforços de corte. A Figura 11 ajuda a compreender de forma esquemática o arranjo experimental utilizado por Lee et. al. (2015). As posições dos termopares, dimensões da peça, ângulo de aplicação do LN2 ( $\theta$ ) e distância do bocal à ferramenta ( $L$ ) não foram informados.

**Figura 11** – Arranjo experimental proposto por Lee et. al. (2015).



Fonte: Modificado de Lee et. al. (2015)

Os autores utilizaram ferramentas inteiriças de metal duro de 3 mm de diâmetro e dois tipos de revestimentos durante o fresamento a seco, criogênico e criogênico + pré-aquecimento. Foram avaliados força de corte, desgaste da ferramenta e morfologia do cavaco na usinagem da liga Ti6Al4V à uma temperatura de 200°C (ajustada antes da usinagem), adotando os seguintes parâmetros de corte:  $v_c = 25, 37,5$  e  $50$  m/min,  $f_z = 50, 100$  e  $200$   $\mu$ m/dente,  $a_p = 50, 100$  e  $200$   $\mu$ m. De acordo com Lee et. al. (2015), a força de corte chegou a ser 65% menor na condição criogênica + pré-aquecimento, comparado às

condições a seco e criogênica que apresentaram praticamente a mesma força. Ao mesmo tempo, a vida da ferramenta na condição criogênica chegou a ser 46% maior do que na condição a seco ( $a_p = 50 \mu\text{m}$ ;  $f_z = 50 \mu\text{m/dente}$  e  $v_c = 37,5 \text{ m/min}$ ). Nestes mesmos parâmetros, a vida da ferramenta foi 88% maior na condição criogênica + pré-aquecimento comparada a condição a seco. Como esperado, a vida da ferramenta foi menor com o aumento da velocidade de corte, avanço e profundidade de corte nas três condições, a seco, criogênica e criogênica + pré-aquecimento. A morfologia do cavaco revela que quanto maior a temperatura de corte mais encurvados eles se tornam. Na condição criogênica os cavacos apresentaram uma forma reta, sem curvas. Na condição criogênica + pré-aquecimento os cavacos foram intermediários apresentado curvatura suave.

Lee et. al. (2015) sugerem que este fenômeno seja causado pelo aumento da ductilidade do material, consequência do aumento da temperatura de corte. Concomitantemente, os autores recordam que em condições criogênicas o material da peça sofre um endurecimento que o fragiliza, reduzindo a deformação do cavaco e aumentando os esforços de corte. Explicam os autores que o pré-aquecimento da peça durante a usinagem criogênica permite a redução da tensão de cisalhamento do material ao mesmo tempo em que mantém fria a ponta da ferramenta conduzindo ao aumento significativo da vida da ferramenta observado.

Além da estabilidade mecânica da ferramenta durante o corte, sua estabilidade térmica contribui diretamente para o aumento da vida da ferramenta, sobre tudo em processos de corte interrompido em que grande variação térmica é encontrada. No fresamento, é comum a presença de fraturas e lascamentos na ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000), causadas por trincas de origem térmica que aceleram seu desgaste e avaria. Sabe-se, ainda, que trincas de origem térmica começam a se formar durante a fase de aquecimento da ferramenta, ao iniciar o corte, ou seja, período ativo (WANG; SAHAY; RAJURKAR, 1996). Portanto, considera-se o controle das oscilações térmicas na ferramenta, sobre tudo em seu período ativo de corte, como uma alternativa para obter maior ganho no tempo em sua vida e integridade superficial da peça.



São poucas as pesquisas que avaliam com precisão a temperatura na ferramenta durante o processo de fresamento, devido à acessibilidade restrita da região de corte. Ravi e Kumar (2011) propôs a análise da temperatura da ferramenta com auxílio de um termômetro infravermelho direcionado na superfície de saída da mesma, durante o fresamento do aço ferramenta H13 (52 HRC) com insertos de metal duro revestidos de TiAlN. Os autores variaram a velocidade de corte (75, 100 e 125 m/min), mantendo constante avanço (0,02 mm/dente) e profundidade de usinagem (0,5 mm).

De acordo com Ravi e Kumar (2011), à velocidade de corte de 125 m/min, a temperatura média da ferramenta na condição criogênica (246°C) foi 57% menor do que na usinagem a seco (582°C) e 37% menor do que na condição com fluido (396°C). Concomitantemente, os autores revelaram, para a mesma velocidade de corte, uma redução no desgaste médio de flanco de 34% e 11% em relação às condições a seco e com fluido, respectivamente. Ravi e Kumar (2011) explicam que, ao aplicar o nitrogênio líquido sobre a superfície da ferramenta, este evapora rapidamente, conduzindo neste processo uma grande quantidade de calor, e retardando a evolução do desgaste da ferramenta. Adicionalmente os autores sugerem que o fluido criogênico apresente características lubrificantes, que contribuíram para a redução dos esforços de corte observadas em seus ensaios, em relação às outras condições.

Os mesmos autores (RAVI; KUMAR, 2011) publicaram um ano mais tarde, em 2012, uma pesquisa que envolve praticamente o mesmo procedimento descrito no parágrafo anterior, porém, agora, variando o avanço (0,01, 0,015 e 0,02 mm/dente) e mantendo constante a velocidade de corte (125 m/min) e profundidade de usinagem (0,5 mm) no fresamento do aço AISI D2 (53 HRC). De acordo com Ravi e Kumar (2012), a temperatura da ferramenta na condição criogênica manteve-se de 43-48% e 36-35% mais baixa do que nas condições a seco e com fluido, respectivamente. Ao mesmo tempo, após um comprimento de corte de 150 mm, o desgaste de flanco encontrado na ferramenta na condição criogênica foi de 23-32% e de 15-25% menor do que o encontrado no fresamento a seco e com fluido, respectivamente. Em sua explicação, Ravi e Kumar (2012) salientam que o

aumento do avanço leva a maior espessura do cavaco e, portanto, geração de calor, que acelera o desgaste da ferramenta por mecanismos abrasivos e adesivos. No entanto, com a redução da temperatura da ferramenta, tais fenômenos apresentaram menor influência sobre o seu desgaste.

An, Fu e Xu (2006) propôs a análise do desgaste de flanco e da temperatura na ponta da ferramenta em seu período ativo de corte, durante o fresamento da liga de titânio Ti6Al4V com insertos de metal duro em quatro meios distintos: a seco, MQL, ar refrigerado ( $\sim -20^{\circ}\text{C}$ ) e MQL + ar refrigerado. A técnica de medição da temperatura adotada pelos autores envolve a inserção de um termopar de sacrifício na peça, de forma que se obtenha a temperatura próxima a ferramenta, mais propriamente na zona de cisalhamento primária. Ainda assim os autores classificaram a temperatura medida como da ferramenta. Os ensaios foram realizados em um centro de usinagem CNC variando a velocidade de corte de 100 – 350 m/min em intervalos de 50 m/min. O avanço, profundidade de usinagem e largura de usinagem foram mantidos, respectivamente, em 0,1 mm/dente, 5,0 mm e 2,0 mm. Os resultados de An, Fu e Xu (2006) revelaram um aumento da temperatura da ferramenta e do desgaste de flanco com o aumento da velocidade de corte nas três condições, como esperado. No entanto, na condição em que ar refrigerado + MQL foi utilizado, esse aumento foi menor comparado às outras. Os autores justificam o fenômeno com base apenas na combinação de maior capacidade refrigerante do ar refrigerado com a capacidade lubrificante da técnica MQL.

Devido às limitações impostas pelo processo de fresamento na medição da temperatura da ferramenta, muitos pesquisadores optaram pela análise do efeito térmico na integridade superficial da peça, formação do cavaco e desgaste da ferramenta. Como explica Yang e Liu (1999), citado por Ulutan e Ozel (2011), cargas mecânicas e térmicas no material durante a usinagem são as principais razões para alterações microestruturais, tais como deformação plástica e transformações metalúrgicas, observadas na superfície e subsuperfície da peça usinada. A espessura dessa camada afetada depende de fatores como parâmetros de corte, geometria da ferramenta, material da peça, meio refrigerante e a taxa de desgaste da ferramenta.

Aramcharoen e Chuan (2014) fizeram uma análise comparativa entre a integridade superficial da peça, desgaste da ferramenta, temperatura de corte, forma dos cavacos e força de corte durante o fresamento da liga de níquel Inconel 718 com uma fresa de 10 mm de diâmetro e insertos de metal duro revestidos com TiN. Os autores variaram apenas o meio refrigerante (a seco, fluido convencional e criogênico (LN<sub>2</sub>) mantendo constante outros parâmetros de corte ( $v_c = 90$  m/min,  $v_f = 573$  mm/min,  $a_p = 0,5$  mm e  $a_e = 2,5$  mm). A medição da temperatura de corte nas condições a seco e criogênica foram feitas com auxílio de uma câmera termográfica e comparadas com a medição da mesma feita por um termopar inserido na peça, próximo à região de corte, nas três condições.

De acordo com Aramcharoen e Chuan (2014), a temperatura máxima medida pelo termopar na condição criogênica foi aproximadamente 473°C menor do que na condição a seco, e 353°C menor do que na condição com fluido. Com a câmera termográfica, em relação ao fresamento à seco, a redução da temperatura máxima causada pelo meio criogênico foi de 370°C. Devido à elevada temperatura de corte na condição a seco, os autores constataram uma rápida evolução do desgaste na ferramenta, tanto por mecanismos abrasivos como adesivos, e até avarias na forma de lascamentos. Com isso, a força de corte no fresamento a seco sofreu rápida ascensão, principalmente, após 60 segundos de usinagem, o que também contribuiu para os maiores níveis de deformação plástica encontrada na peça nesta condição.

Adicionalmente, Aramcharoen e Chuan (2014) destacaram a formação de cavacos mais longos e escuros, e a presença de camada branca na superfície do cavaco em contato com a ferramenta durante o fresamento a seco. Comparativamente à esta, na condição criogênica observou-se menor desgaste da ferramenta, menores esforços de corte e, por sua vez, deformações plásticas nas camadas superficiais da peça, cavacos mais curtos e claros e ausência de camada branca. Na condição com fluido convencional foram observados resultados intermediários à condição a seco e criogênica, tanto em relação à deformação plástica da peça, forma e cor dos cavacos como da temperatura de corte e desgaste da ferramenta, salvo a força de corte que, nessa condição, foi o menor observado. Aramcharoen e Chuan (2014)

explicam que, em condições criogênicas, houve um aumento da resistência mecânica e dureza da peça, o que levou ao aumento das forças de corte encontradas nesta condição em relação à refrigeração convencional.

Com a proposta de minimizar a rugosidade e a formação de rebarbas no fresamento de uma liga de alumínio, Bierman e Heilmann (2010) utilizou duas técnicas de aplicação do gás criogênico de dióxido de carbono: como pré-resfriamento da peça e na forma de um *spray* na região de corte. O gás criogênico de dióxido de carbono apresenta uma particularidade, que neste caso, foi estrategicamente utilizada pelos autores. Ao expandir, em temperatura ambiente, este gás tende a aglomerar-se em pequenos flocos de neve, que lançados à alta pressão na saída da ferramenta da peça podem contribuir na remoção de rebarbas. Os autores também utilizaram termopares inseridos na peça a diferentes distâncias da superfície usinada, afim de medir a temperatura na peça em diferentes profundidades e, conseqüentemente, avaliar a capacidade do fluido criogênico em manter a peça a uma baixa temperatura. Adicionalmente, os autores mediram a temperatura superficial da usinagem com auxílio de uma câmera termográfica.

Biermann e Heilmann (2010) adotaram o fresamento de topo discordante de uma placa da liga de alumínio AlSi1MgMn com dimensões 300mm × 250mm × 30mm e uma fresa de 125 mm de diâmetro, 8 dentes e insertos de PCD. Os parâmetros de corte permaneceram os mesmos ( $v_c = 2000$  m/min,  $f = 0,8$  mm/volta,  $a_p = 2,0$  mm e  $a_e = 62,5$  mm), alterando apenas a aplicação e o tipo de fluido. Os autores adotaram três condições: usinagem a seco (Conceito A), com bocal estacionário de aplicação de ar comprimido na saída da ferramenta da peça (Conceito B), com bocal estacionário de aplicação do criogênico na saída da ferramenta da peça (Conceito C), com 5 bocais de aplicação do criogênico ao redor da fresa que acompanham o movimento de avanço da mesa (Conceito D). Como nos Conceitos B e C o bocal de refrigeração é estacionário, os resultados de rugosidade para estes e a condição a seco foram muito semelhantes. Os autores ressaltam que tais conceitos são inviáveis na fabricação de peças com geometria complexa em que faz-se necessário a refrigeração acompanhar o movimento de corte.

Os resultados de formação de rebarbas suportam o Conceito D como o mais eficaz. Neste, a altura das rebarbas chegam a ser 120% menor do que no Conceito A. Estes resultados são efeitos principalmente da maior temperatura na peça encontrada na condição a seco, um aumento de aproximadamente 38 °C. As imagens termográficas revelaram que, superficialmente, a temperatura na região de corte e no cavaco é praticamente a mesma nos quatro conceitos utilizados. Biermann e Heilmann (2010) concluem ressaltando que o Conceito D apresentou-se como mais eficaz na usinagem deste material, por sua flexibilidade, ou seja, capacidade de acompanhar o movimento de corte, e combinação de dois efeitos que levaram à menor rugosidade e rebarbas observados: a redução da temperatura na peça, e por sua vez de sua ductilidade, e o impacto mecânico dos flocos de neve de CO<sub>2</sub> que contribuem para a remoção das rebarbas na saída da ferramenta da peça.

Truesdale e Shin (2009) relacionaram a deformação plástica nas camadas superficiais da peça com a vida da ferramenta em uma das ligas metálicas de mais pobre usinabilidade existentes, a liga de níquel enriquecida com tungstênio e molibdênio Udimet 720, utilizada na fabricação de turbinas de aeronaves e turbinas a gás. Velocidades de corte comumente adotadas para a fresamento deste material estão na faixa de apenas 10 a 20 m/min (TRUESDALE E SHIN, 2009). Em sua bancada, os autores utilizaram uma fresa com 20 mm de diâmetro e insertos de metal duro revestidos no faceamento de um bloco com 12,5 × 12,5 × 12,5 mm da liga. O material foi usinado em dois meios, criogênico (LN<sub>2</sub>) e convencional (Emulsão a 5%), e quatro velocidades distintas ( $v_c = 10, 20, 30$  e  $40$  m/min), mantendo fixos avanço, profundidade e largura de corte ( $f = 0,0375$  mm/volta,  $a_p = 0,25$  mm e  $a_e = 0,4$  mm).

Partindo de uma análise comparativa entre a deformação microestrutural da peça após a usinagem e a vida da ferramenta nas duas condições, Truesdale e Shin (2009) concluíram que o meio criogênico permitiu, um aumento de aproximadamente 1100% na velocidade de corte, ou seja, de 10 para 120 m/min sem grandes danos a integridade superficial da peça. A análise microestrutural da face e da seção transversal da peça usinada na condição convencional revelou desprendimentos de parte da peça, além de regiões com

intensa deformação plástica, influenciadas pela elevada temperatura de corte e desgaste de ferramenta. Na condição criogênica tais fenômenos apresentaram-se apenas sob velocidades acima de 120 m/min.

Constata-se pela análise de grande parte dos trabalhos apresentados nesta sessão (Fresamento Criogênico) os efeitos benéficos do meio criogênico preponderando sobre os outros. Uma limitação de algumas destas pesquisas é a pouca ou ausente repetibilidade dos ensaios, o que conferiria maior confiabilidade aos resultados apresentados. Deve-se ressaltar o valor estatístico em ensaios, sobre tudo, de fresamento em que grande instabilidade das variáveis de saída são encontrados. Ainda assim, todos estes trabalhos deram contribuições importantes para a compreensão do efeito criogênico no fresamento de metais, que serão adotados nesta pesquisa.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

Os ensaios foram realizados em um centro de usinagem ROMI modelo Discovery 560, adotando fresamento frontal concordante em um ciclo de desbaste do tipo caracol, com os parâmetros de corte e geometria da peça descritos na Figura 12. Após cada ciclo apresentado na Figura 12 (volume de material removido de 11,55 cm<sup>3</sup>), era feita a análise do desgaste da ferramenta, rugosidade e coleta de cavacos.

**Figura 12** – Dimensões do corpo de prova, parâmetros e estratégia de corte.

#### Parâmetros de usinagem

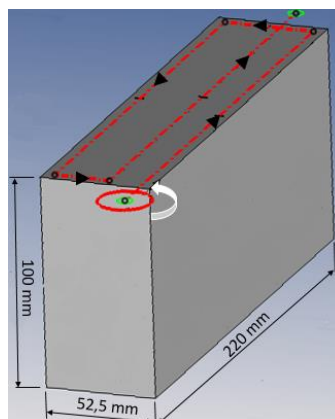
$$v_c \text{ (m/min)} = 270$$

$$a_p \text{ (mm)} = 1$$

$$a_e \text{ (mm)} = 17,5$$

$$n \text{ (rpm)} = 3.438$$

$$f_z \text{ (mm/dente)} = 0,12$$



Fonte: Próprio autor.

O material dos corpos de prova foi doado pela Villares Metals S/A, como uma parceria entre empresa e a universidade com o principal objetivo de obter informações sobre sua usinabilidade. Trata-se do aço comercial VP100 (Equivalente mais próximo: AISI P20) para usinagem de moldes e matrizes, que é uma liga Cr-Ni-Mo e de dureza média de 33 HRC (Tabela 1). Este material estabeleceu-se comercialmente no ano de 2009 e ainda não possui similares normatizados (CONHEÇA..., 2009).

**Tabela 1** – Composição química do aço VP100 (% em peso).

C	Mn	Cr	Mo	Ni	Si	P	S
0,22	1,90	0,58	0,25	0,40	0,40	0,027	0,002

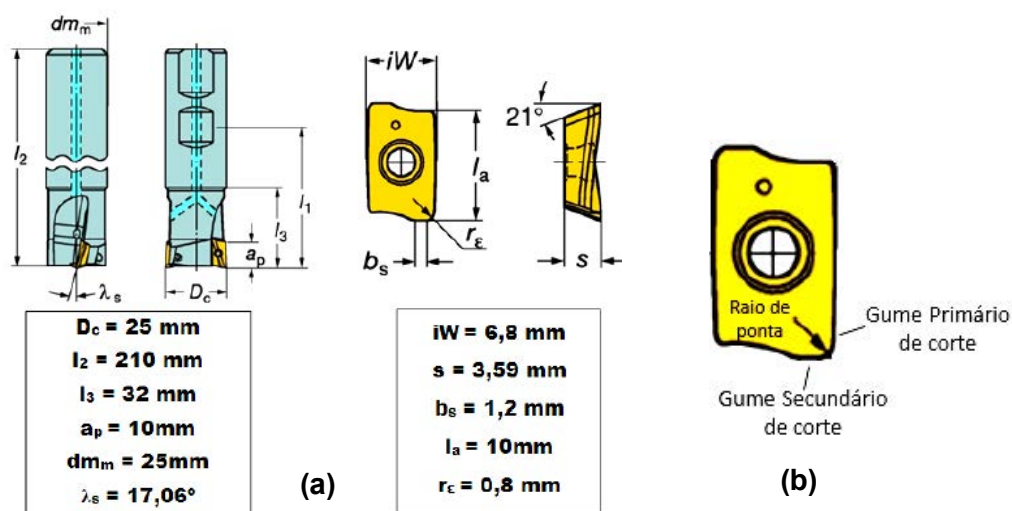
Fonte: Villares Metals (2008).

### 3.1 FERRAMENTA DE CORTE E DESGASTE DE FLANCO.

Adotou-se insertos de metal duro (ISO R390-11 T3 08M-PM 1030), revestidos com TiN, fixos no suporte de 25 mm de diâmetro (R390-025A25-11L). A Figura 13a ilustra o suporte e a pastilha, sendo todo o ferramental adquirido da Sandvik Coromant.

Mediu-se o desgaste de flanco ( $V_B$ ) com auxílio de uma câmera (AxioCam ERc 5s) acoplada ao Stereo Microscópio Discovery V8 da Zeiss. O tempo de corte era calculado após cada ciclo de usinagem em uma área de 52,5 x 220 mm. Adotou-se, de acordo com a *International Organization Standardization* - ISO (1993), critério de fim de vida  $V_B = 0,3$  mm (média do desgaste de um dos insertos, mantendo sempre o mesmo lado do suporte). A evolução do desgaste foi acompanhada nos gumes primário e secundário de corte (Figura 13b).

**Figura 13** – (a) Desenho esquemático do suporte e do inserto; (b) gumes de análise no microscópio.



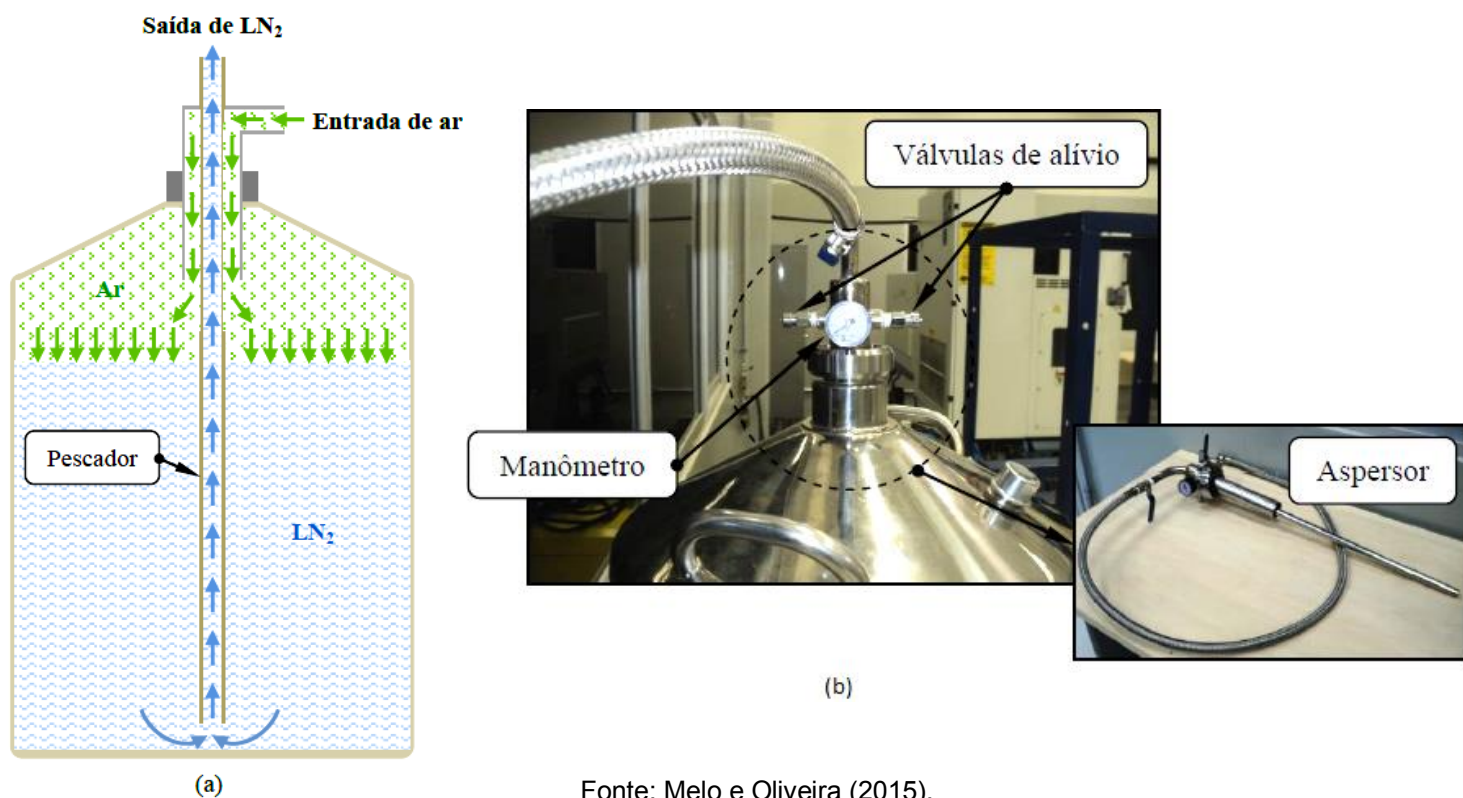
Fonte: Modificado de Sandvik Coromant (2000).

### 3.2 CONDIÇÕES DE TRABALHO



Os ensaios foram realizados em duas réplicas, com parâmetros de corte fixos variando apenas o meio: a seco, fluido convencional e criogênico. Como refrigerante convencional aplicado em jorro foi utilizado um fluido semissintético de base mineral à uma concentração em água de 8%. Foram utilizadas 3 mangueiras de aplicação distribuídas à aproximadamente 120° ao redor da ferramenta. Para a aplicação criogênica, utilizou-se o nitrogênio líquido ( $\text{LN}_2$ ) pressurizado em um *dewar* de 50 litros (Cryofab, modelo CFN50). O equipamento criogênico é dotado de um aspersor, um manômetro e válvulas de alívio, de forma que sua pressão interna não ultrapasse 12 psi ( $\sim 0,83$  bar) (Figura 14b). A Figura 14a mostra um esquema do funcionamento do sistema de aplicação de  $\text{LN}_2$ . O mesmo consiste em fazer o ar comprimido, proveniente de um compressor, entrar pelo aspersor e aumentar a pressão no interior do reservatório. Isso faz com que  $\text{LN}_2$  seja empurrado através do “pescador”, e seja conduzido por um tubo flexível de cobre até a região de corte.

**Figura 14** – (a) Esquema de funcionamento do botijão de  $\text{LN}_2$ ; (b) Válvulas de alívio, manômetro e aspersor do botijão de armazenamento de  $\text{LN}_2$ .



Fonte: Melo e Oliveira (2015).

O arranjo utilizado para aplicação do nitrogênio líquido pode ser visto na Figura 27. Adotou-se a técnica de resfriamento por spray, direcionando o fluxo de LN2 na zona de corte, como apresenta no detalhe da direção de aplicação na Figura 15. Nos ensaios, foi utilizada uma pressão de aplicação do LN<sub>2</sub> de 11 psi (~0,76 bar). Este foi conduzido à região de corte com auxílio de um tubo de cobre flexível isolado termicamente, fixo a uma braçadeira de alumínio presa ao cabeçote da máquina. Assim, foi possível manter a direção de aplicação do fluido criogênico com o deslocamento da peça nas duas réplicas.

**Figura 15** – Montagem experimental dos ensaios de usinagem.



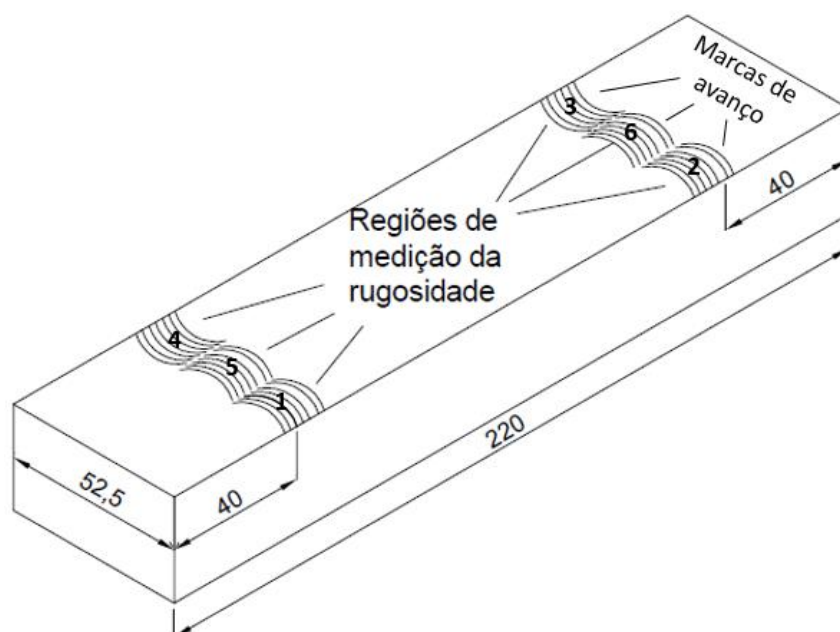
### 3.2 RUGOSIDADE E CAVACOS

A rugosidade da peça foi avaliada com auxílio do Rugosímetro SJ.201P, da Mitutoyo, adotando um cut-off de 0,8 x 5 mm. Fez-se as medidas logo após cada ciclo de usinagem em 6 regiões distintas da superfície usinada, em direções perpendiculares as marcas de avanço (Figura 16). Foram medidos os parâmetros de amplitude  $R_a$  (Desvio médio aritmético),  $R_q$  (Desvio médio

quadrático) e  $R_t$  (Altura máxima do perfil). Mas, para efeito de análise, apenas o parâmetro  $R_a$  foi considerado por ser mais representativo em estudos de rugosidade.

Os cavacos foram coletados após cada ciclo de usinagem e imediatamente identificados. A análise da forma e cor foi feita com auxílio da câmera (AxioCam ERc 5s) acoplada ao Stereo Microscópio Discovery V8 da Zeiss.

**Figura 16** – Regiões de medição da rugosidade (dimensões em milímetros).



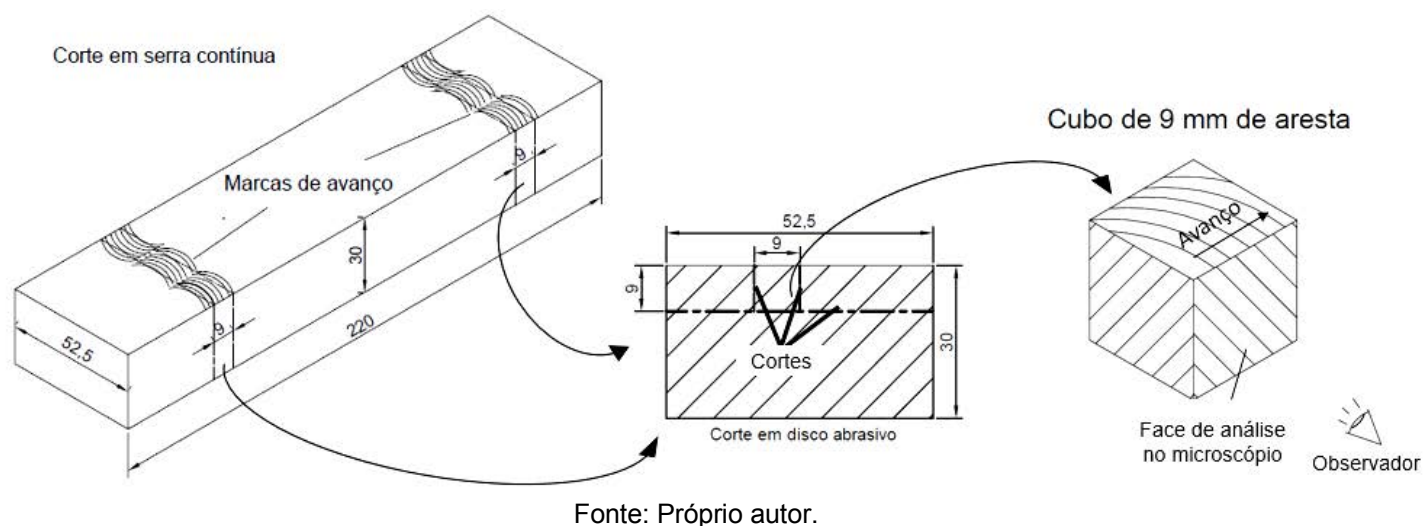
Fonte: Próprio autor.

### 3.3 MICROESTRUTURA E MICRODUREZA

A caracterização da microdureza e da deformação plástica na camada afetada pelo avanço da ferramenta sobre a peça foi feita seguindo os passos apresentados esquematicamente na Figura 17. Na mesma figura estão indicadas as direções de corte e os equipamentos utilizados para cada corte. Depois deste procedimento, os corpos de prova foram embutidos em baquelite, lixados e polidos com cera de óxido de cromo de granulometria média de 20  $\mu\text{m}$ . Em seguida, as amostras foram atacadas por 3 a 4 segundos em solução ácida de Nital a 2%. A análise microestrutural foi feita em dois microscópios

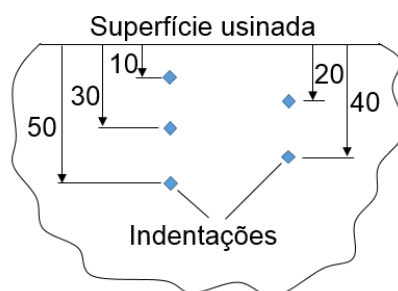
distintos. Um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) Philips, modelo XL30 – FEG e outro MEV Zeiss, modelo EVO LS15.

**Figura 17** – Preparação metalográfica (dimensões em milímetros).



A caracterização da microdureza foi feita utilizando a escala Vickers em um microdurômetro LEICA, modelo VMHT MOT. Os pontos de medição da microdureza foram dispostos na seção transversal das amostras, da forma descrita pela Figura 18. Esta disposição foi utilizada visando respeitar o recomendado pela *International Organization Standardization* – ISO (2002), que trata da mínima distância necessária entre as indentações sem que haja mútua interferência no valor medido. Este valor corresponde a 2,5 vezes o valor da diagonal do losango formado pela indentação. Foram feitas cinco medidas com carga de 10 gf equidistantes entre si de 10  $\mu\text{m}$  a partir da superfície usinada, totalizando 50  $\mu\text{m}$  de profundidade.

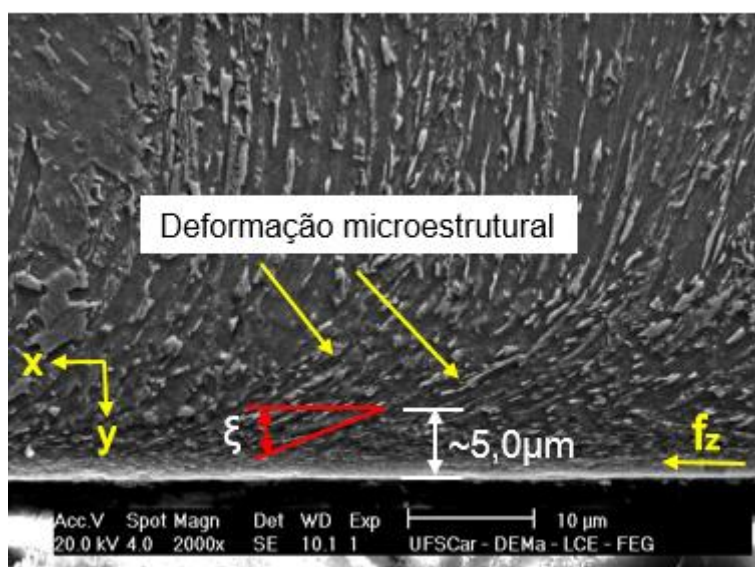
**Figura 18** – Pontos de medição da microdureza (dimensões em micrometros).



Fonte: Próprio autor.

Na Figura 19, uma representação esquemática ilustra o critério adotado neste trabalho para quantificar e comparar a magnitude das deformações causadas pelo fresamento nas três condições. De acordo com este critério, adotado por Moreira (2012), o grau de deformação gerado pela usinagem é quantificado em termos da inclinação da microestrutura a partir de uma determinada profundidade. Assim, a deformação a 5  $\mu\text{m}$  de profundidade da superfície usinada, dada em  $\mu\text{m}/\mu\text{m}$ , equivale à tangente do ângulo  $\xi$  apresentado na Figura 41, e significa que tanto maior será a deformação microestrutural quando menor  $\xi$ , representando assim maior cisalhamento na direção X em relação à Y.

**Figura 19** – Representação esquemática do critério adotado para análise das deformações plásticas sofridas pela peça durante o fresamento.



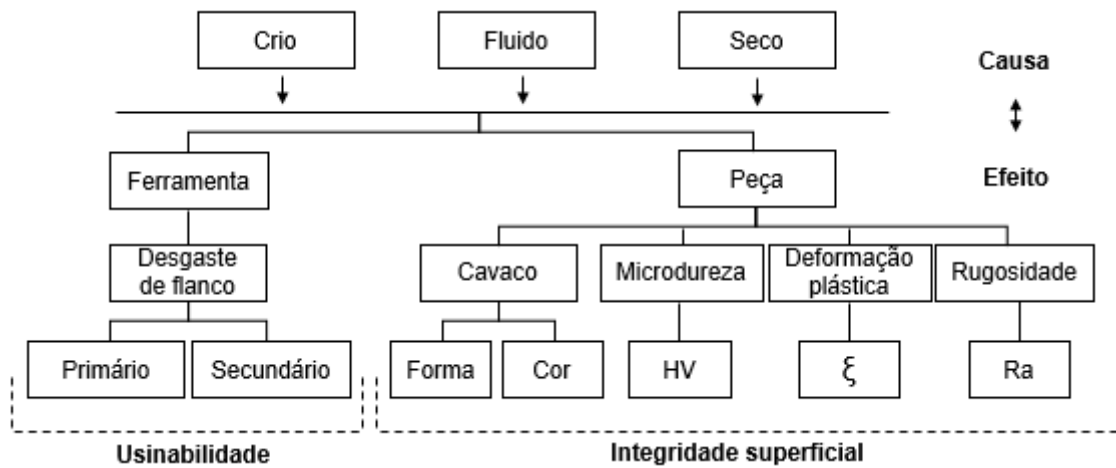
Fonte: Próprio autor.

Os desvios obtidos das duas réplicas utilizadas foram quantificados em termos do coeficiente de variação médio percentual, que equivale à razão entre o desvio padrão médio e a média entre os valores de cada réplica, multiplicados por cem. Este parâmetro estatístico representa uma média da

intensidade de variação do desvio padrão relativamente à média dos valores em estudo.

O fluxograma apresentado na Figura 20 resume a metodologia aplicada.

**Figura 20** – Fluxograma da metodologia.



Fonte: Próprio autor.

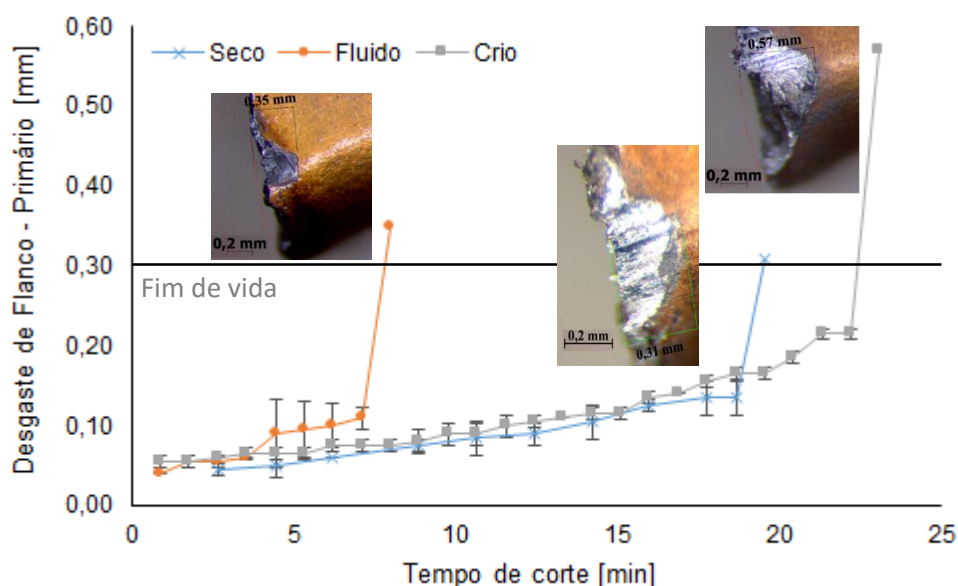


## 4 RESULTADOS7 E DISCUSSÃO

### 4.1 DESGASTE DE FLANCO E RUGOSIDADE

A Figura 21 representa a evolução do desgaste de flanco no gume primário de corte.

**Figura 21** – Evolução do desgaste de flanco no gume primário de corte. Coeficientes de variação médio percentual de: 15,1% a Seco, 18,9% com Fluido e 7,9% com Criogênico.



Fonte: Próprio autor.

As imagens apresentadas no interior do gráfico de vida da ferramenta (Figura 21) representam lascamentos que ocorreram nas três condições de corte, causando a interrupção dos ensaios. Sendo assim, considera-se que a ferramenta propriamente não atingiu o fim de sua vida pelo progressivo desgaste de flanco, mas por uma abrupta interrupção dos ensaios causada por avarias na forma de lascamentos. De acordo com Trent e Wright (2000), este fenômeno é comum em processos de corte interrompido como o fresamento, e tem como principal causa, os ciclos de expansão e contração de camadas

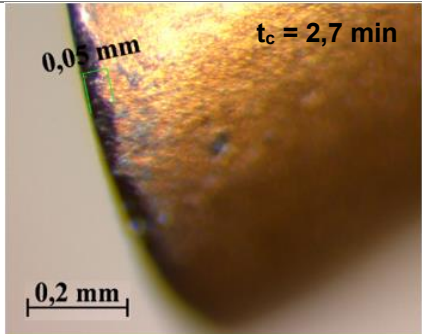
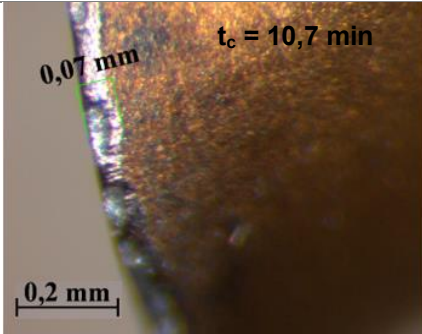
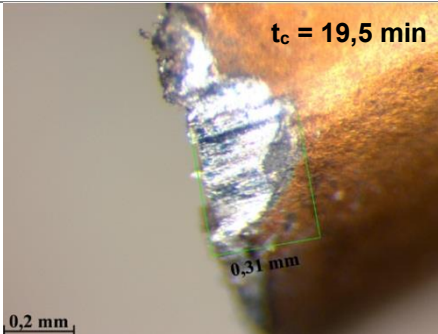
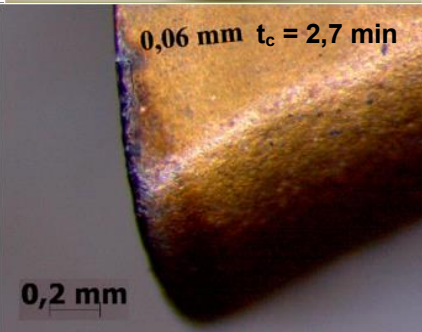
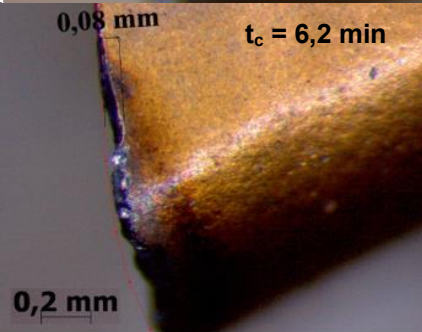
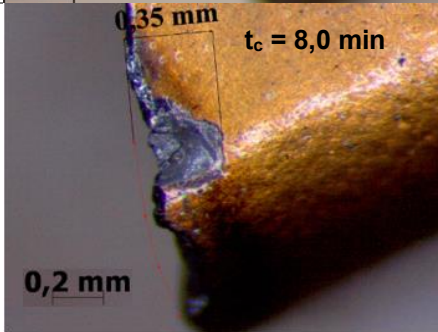
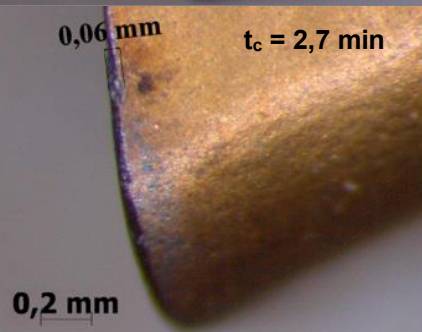
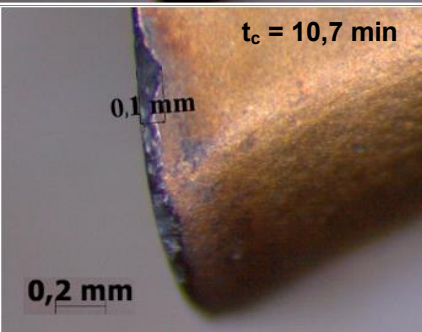
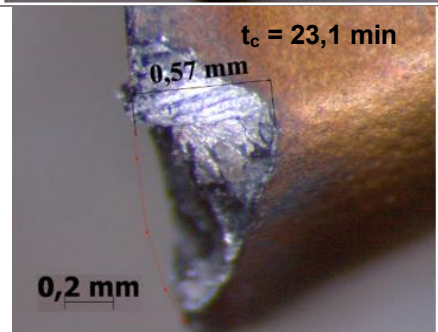
superficiais da ferramenta, causadas pelo aquecimento no período ativo e resfriamento no período inativo de corte.

Comparando o desempenho da ferramenta nas condições a seco, com fluido convencional e criogênica (Figura 21), nota-se que o menor tempo de vida da ferramenta foi obtido na condição com fluido de corte convencional. Com apenas 8 minutos de usinagem, a ferramenta na condição com fluido de corte convencional sofreu lascamentos que inviabilizaram a continuação dos ensaios. Em termos percentuais, este valor representa um tempo aproximadamente 188% menor do que na condição criogênica, e 144% menor do que na condição a seco. É possível que a aplicação do fluido de corte tenha majorado o efeito causado pela expansão e contração das camadas superficiais da ferramenta de corte. Nesta condição, em relação à condição a seco, a variação da temperatura causada pela entrada e saída da ferramenta da peça tende a ser maior, pois no período ativo de corte a temperatura não sofre grandes alterações se comparada à condição a seco, mas no período inativo, a temperatura da ferramenta na condição com fluido cai rapidamente pelo seu efeito refrigerante. Este ciclo térmico pode ter favorecido a formação de trincas de origem térmica e mecânica, incorrendo no lascamento da ferramenta mais rápido nesta condição em relação às outras (Figura 22).

A Figura 21 revela que na condição criogênica, a vida da ferramenta foi aproximadamente 188% maior do que na condição com fluido convencional, e 18% maior do que na condição a seco. Neste caso, diferentemente do fluido de corte, é possível que o fluido criogênico tenha sido capaz de manter a ferramenta a uma baixa temperatura, mesmo no seu tempo ativo de corte, como sugerem alguns autores que mediram a temperatura de corte na ferramenta durante o fresamento criogênico de metais (AN; FU; XU, 2006; ARAMCHAROEN; CHUAN, 2014; RAVI; KUMAR, 2011 e 2012).



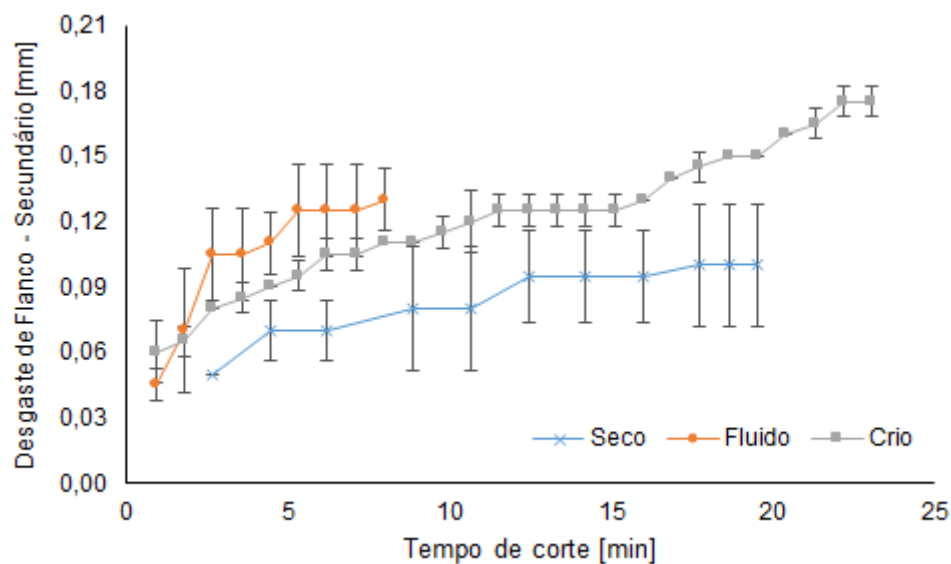
**Figura 22** – Evolução do desgaste de flanco no gume primário de corte até seu lascamento catastrófico.

Desgaste	Início	Meio	Fim
<b>Seco</b>			
<b>Fluido Convencional</b>			
<b>Criogênico</b>			

Fonte: Próprio autor.

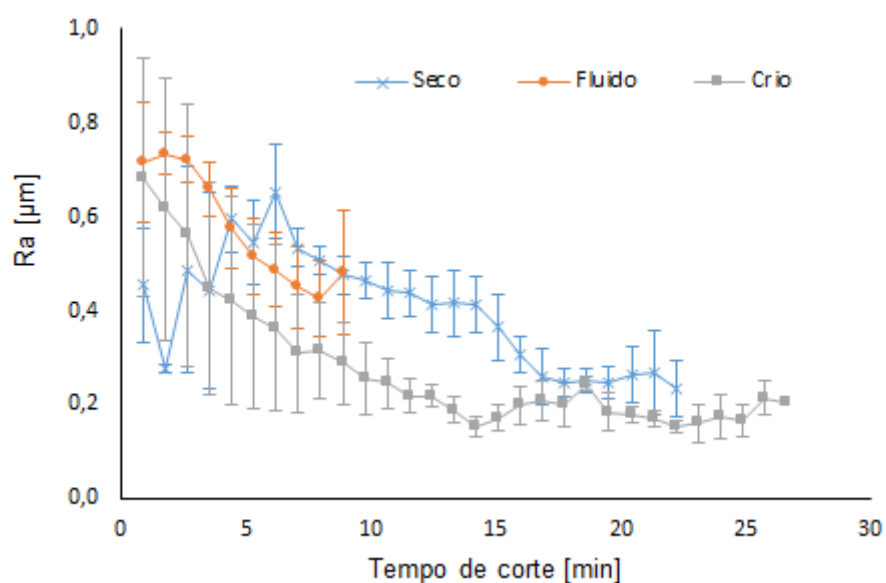
As Figuras 23 e 24 representam, respectivamente, a evolução do desgaste de flanco no gume secundário de corte e rugosidade da peça. Nota-se na Figura 23 que a evolução do desgaste de flanco neste gume possui uma tendência diferente do gume primário e também assume menor intensidade que o mesmo. Relativamente ao gume primário, o gume secundário possui uma função auxiliar de reforço ao corte realizado, sobretudo pelo gume primário, e também de alisamento da superfície usinada, por estar em contato direto com esta (Figura 25). Por este motivo, há maior relação entre a rugosidade da peça e o gume secundário, do que propriamente, o primário.

**Figura 23** – Evolução do desgaste de flanco no gume secundário de corte. Coeficientes de variação percentual: 23,9% a Seco, 19,7% com Fluido e 4,9% com Criogênico.



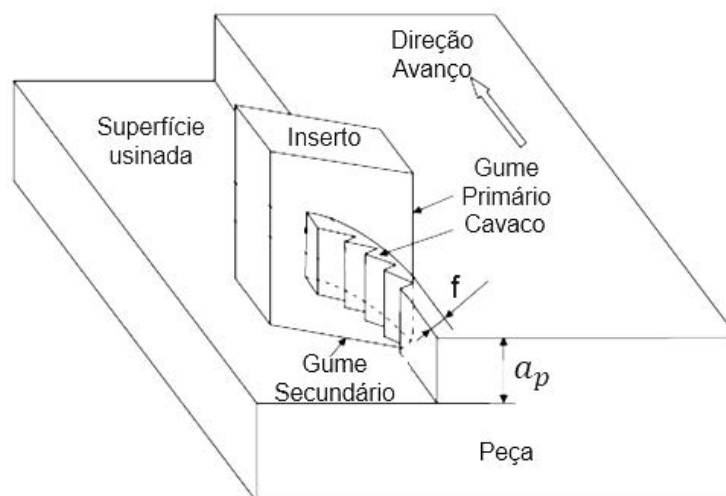
Fonte: Próprio autor.

**Figura 24** – Desvio médio aritmético ( $R_a$ ). Coeficientes de variação percentual: 16,3% a Seco, 13,9% com Fluido e 27,2% com Criogênico.



Fonte: Próprio autor.

**Figura 25** – Montagem esquemática do processo de corte proposto por Zhang e Guo (2009).



Fonte: Modificado de Zhang e Guo (2009).

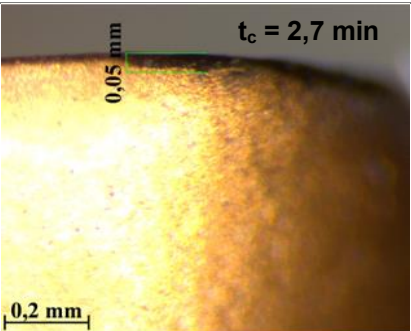
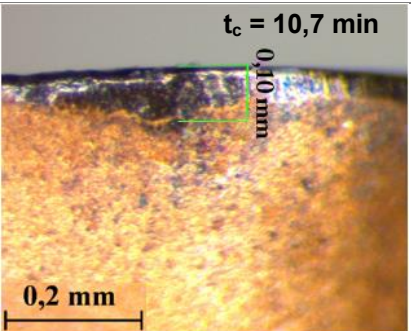
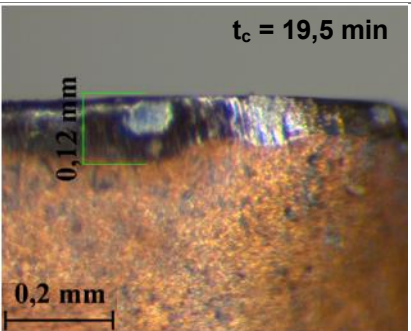
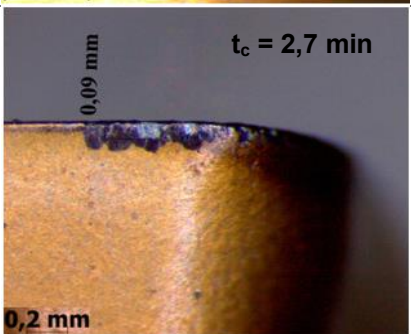
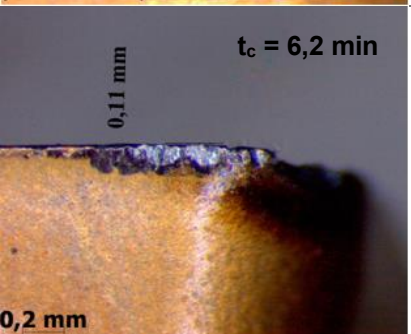
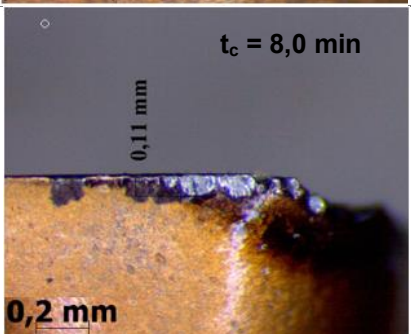
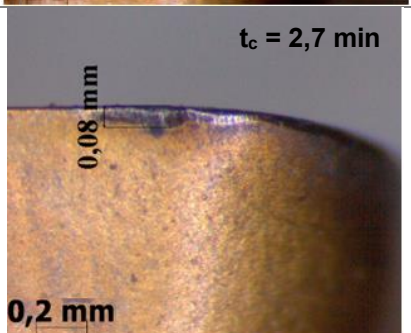
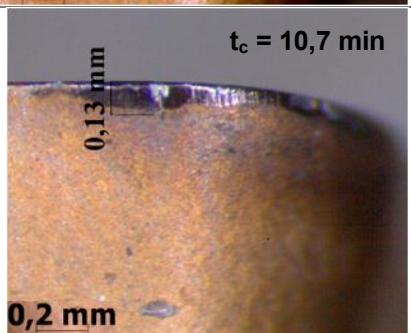
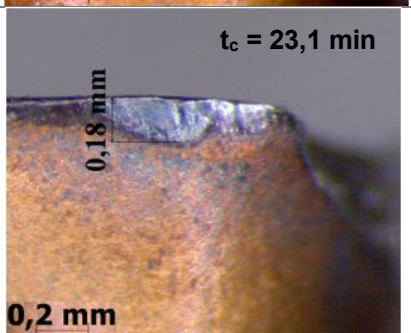
Constata-se observando as Figuras 21, 23 e 24 que mesmo aumentando o desgaste nos gumes primário e secundário, a rugosidade da peça continua a cair com o tempo nas três condições. No entanto, sugere-se que o processo de acomodação do gume secundário com o corte, por sua função apenas auxiliar, prolongou-se por um tempo maior do que o gume primário. Este tempo pode ter sido insuficiente para que, antes que o gume primário atingisse o critério de vida, os valores de rugosidade aumentassem com o desgaste do gume secundário.

No início do processo de usinagem, nota-se na Figura 24 maior rugosidade nas condições criogênica e convencional e valores instáveis na condição a seco. A instabilidade desta última durou cerca de sete minutos, quando, em conjunto com a rugosidade nas outras condições, seu valor foi diminuindo com o tempo de corte. O comportamento da rugosidade nas duas réplicas em todos os casos foi díspar, favorecendo as grandes barras de erro, representadas numericamente pelos altos coeficientes de variação percentual médio na legenda da Figura 24. Este fenômeno sugere certa inconstância, sobretudo, do gume secundário de corte durante, pelo menos, os primeiros oito minutos de usinagem, quando as barras tornam-se menores. Isso pode ocorrer pelo mesmo efeito já explicado de prolongamento do período de acomodação do gume secundário.

É difícil fazer uma análise comparativa das rugosidades tendo em vista a sobreposição de grande parte das barras de erros na Figura 24, no entanto, por uma análise apenas de tendência da média, é possível supor que o fluido criogênico promoveu uma redução média percentual da rugosidade de ~72% em relação a condição a seco e de ~37% em relação ao fluido convencional. Já entre as condições a seco e com fluido convencional, a redução na rugosidade promovida por este foi de ~19%. Estes valores foram obtidos considerando a diferença média percentual de rugosidade entre cada um dos pontos do gráfico a partir dos cinco minutos iniciais de usinagem, até o fim da vida da ferramenta.

Apesar da evolução mais lenta do desgaste no gume secundário comparado ao primário, na condição com fluido e criogênica, o desgaste foi maior do que na condição a seco. Ainda assim, observa-se pequenos lascamentos no último ensaio de todas as condições, principalmente, na convencional e criogênica (Figura 26). É provável que os efeitos relacionados à fadiga térmica atuante na análise do gume primário de corte, sejam também a causa destes lascamentos mais intensos encontrados nas condições com fluido e criogênica, e o que levaram à evolução mais acentuada do desgaste nestas condições em relação à condição a seco.

**Figura 26** – Evolução do desgaste de flanco no gume secundário de corte.

Desgaste	Início	Meio	Fim
<b>Seco</b>			
<b>Fluido Convencional</b>			
<b>Criogênico</b>			

Fonte: Próprio autor.

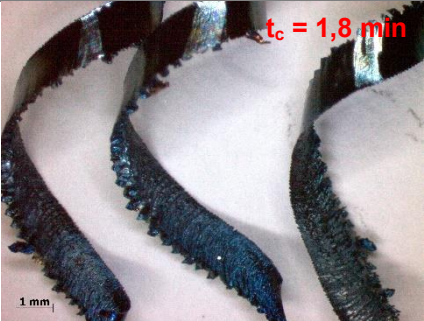
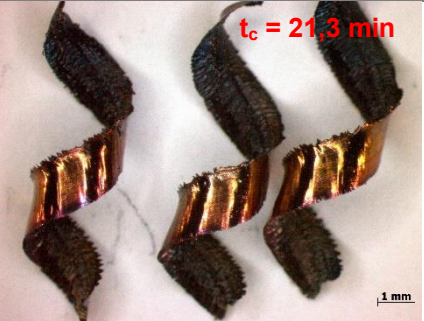
## 4.2 FORMAÇÃO DO CAVACO

Um quadro demonstrativo dos cavacos obtidos durante os ensaios de usinagem foi desenvolvido a fim de facilitar sua análise (Figura 27). Nele, observam-se diferentes formas e cores nas três condições de usinagem. Nota-se, em um primeiro momento, que as cores e formas dos cavacos variam muito no decorrer do processo de usinagem. Inicialmente, os cavacos tendem a ser mais claros e menos deformados e com o tempo de usinagem, tornam-se mais escuros e deformados. Este efeito tem como causa a temperatura de corte e o desgaste da ferramenta que altera sua geometria inicial e, conseqüentemente, modifica o processo de formação do cavaco.



Comparando a forma dos cavacos na condição criogênica em relação às outras condições (Figura 27), é possível notar no início e no meio dos ensaios uma curvatura um pouco mais acentuada em direção ao seu eixo de rotação. Segundo Ning, Rahman e Wong (2001), este efeito tem explicação pela diferença de temperatura entre a superfície livre do cavaco em contato com o fluido criogênico e a superfície do mesmo em contato com a ferramenta. De acordo com os autores, o cavaco nesta condição se comporta de forma semelhante a um par bimetalico em que materiais de diferentes coeficientes de dilatação térmica expostos a temperaturas diferentes tendem a deformar o par bimetalico no sentido do material com menor coeficiente. No fim dos ensaios os cavacos nas três condições apresentam grande deformação, causada principalmente pelo desgaste acentuado da ferramenta.

**Figura 27** – Cor e forma dos cavacos.

Cavacos	Início	Meio	Fim
<b>A seco</b>			
<b>Fluido Convencional</b>			
<b>Criogênico</b>			

Fonte: Próprio autor.

A cor dos cavacos apresentou aspectos distintos nas três condições. De forma geral, cores mais claras indicam menor temperatura (menor espessura de óxidos) e cores mais escuras, maior temperatura (maior espessura de óxidos) (Tabela 2).

**Tabela 2** – Correlação entre cor dos cavacos e temperatura máxima alcançada no processo de usinagem proposto por Venkatesh, Zhou e Xue (1993).

<b>Cor dos cavacos</b>	<b>Temperatura (°C)</b>
Azul escuro + verde	> 1000
Azul escuro	960 – 1000
Azul + roxo	920 – 960
Azul + marrom	860 – 920
Marrom	820 – 880
Dourado	800 - 840

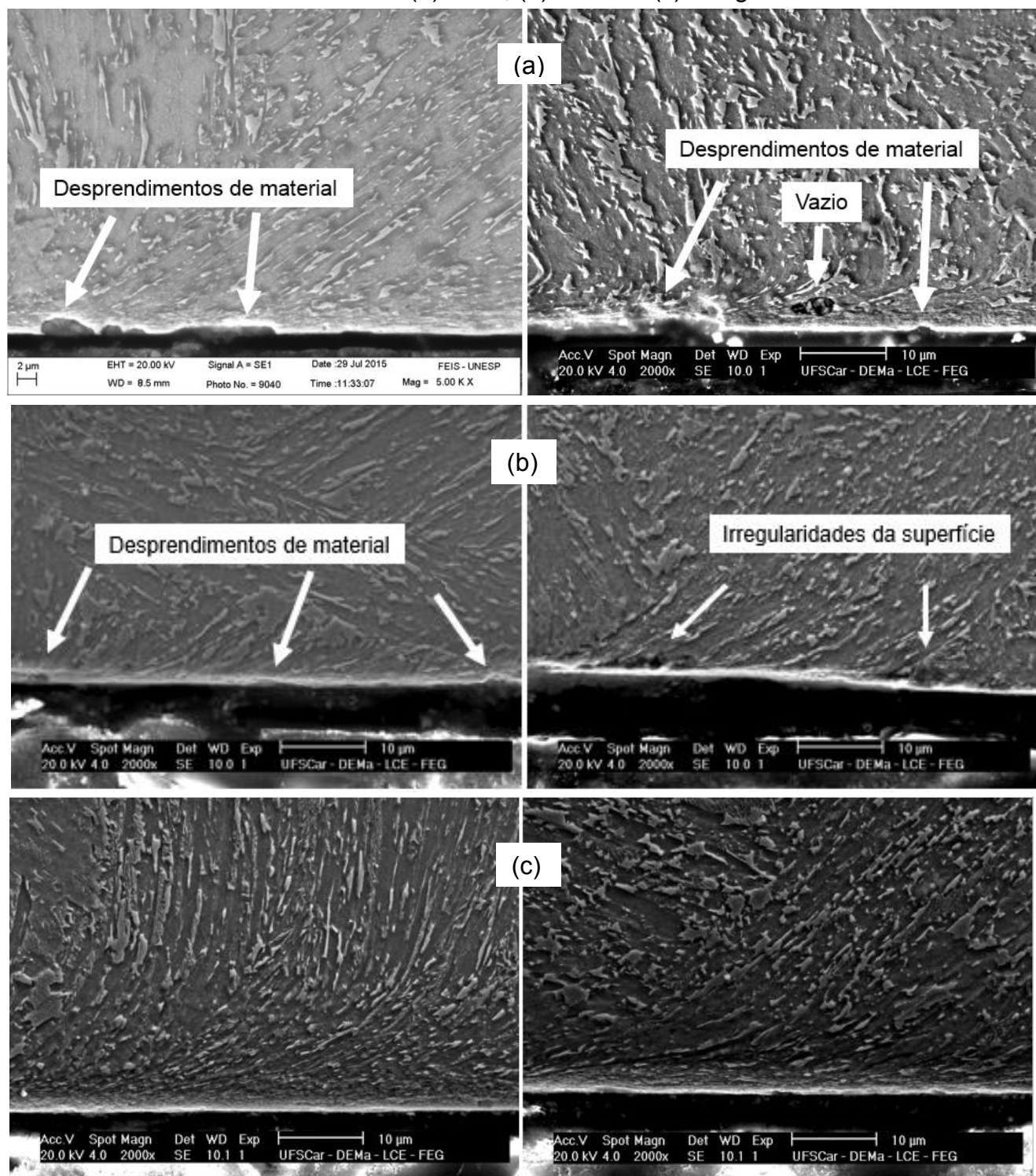
Fonte: Ning, Rahman e Wong (2001), modificado de Venkatesh, Zhou e Xue (1993).

Comparando a cor dos cavacos da condição a seco com a condição criogênica na Figura 27, nota-se que são semelhantes; mais claros no início e mais escuros com o desgaste da ferramenta. Este efeito sugere que a temperatura do cavaco nestas duas condições seja similar, tendo em vista o curto tempo de contato entre o cavaco e o fluido criogênico. Observa-se também na Figura 27 que os cavacos da condição com fluido de corte apresentaram colorações distintas para um mesmo ciclo. Nota-se na coluna que representa o início do processo para a condição com fluido convencional que existem três cavacos com cores distintas: marrom, dourado e metálico. Esta discrepância de cores dentro de um mesmo ciclo sugere uma refrigeração não uniforme ou um acesso limitado do fluido na região de corte. As diferentes cores e também curvaturas dos cavacos na condição com fluido convencional reforçam a hipótese de que ciclos térmicos tenham causado fadiga térmica no material da ferramenta, incorrendo no seu rápido lascamento.

### 4.3 DEFORMAÇÃO MICROESTRUTURAL

A resposta microestrutural do material da peça é apresentada na Figura 28.

**Figura 28** – Deformação plástica e danos na superfície e subsuperfície do material usinado. (a) Seco, (b) Fluido e (c) Criogênico.



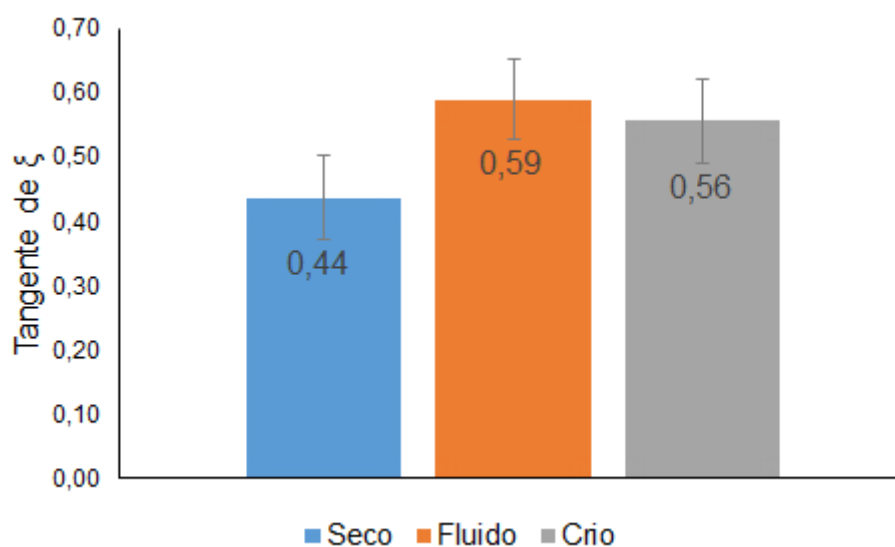
Fonte: Próprio autor.



As imagens obtidas em MEV na Figura 28 revelam que a microestrutura abaixo da superfície fresada sofreu deformação plástica nas três condições e que houve desprendimentos de material da peça apenas nas condições a seco e com fluido convencional. Estes desprendimentos são causados por elevados esforços de corte associados a altas temperaturas durante a usinagem. Na condição a seco estes danos à integridade superficial foram maiores. Com fluido convencional, ainda foi possível encontrar pequenos desprendimentos, mas em menor quantidade e dimensão. Já na condição criogênica, estes danos podem ser até identificados, mas sem muita clareza.

Quantitativamente, as deformações plásticas são apresentadas na Figura 29. Nota-se nesta figura que a condição a seco apresentou a maior deformação microestrutural e que, na condição criogênica, o material da peça apresentou deformação semelhante à condição com fluido convencional. Levando em consideração o grande volume de material da peça e o direcionamento do fluido criogênico para a ferramenta (Figura 15), é provável que seu efeito refrigerante na peça tenha sido semelhante ao fluido convencional.

**Figura 29** – Deformação plástica do material a 5 $\mu$ m de profundidade da superfície usinada.

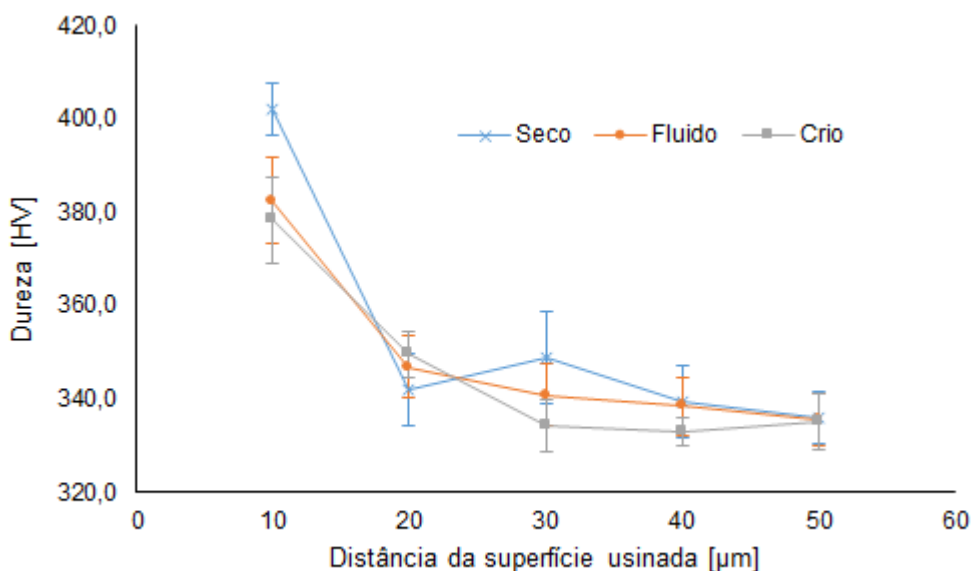


Fonte: Próprio autor.

#### 4.4 MICRODUREZA

Complementarmente aos resultados de deformação microestrutural, propõe-se a análise da microdureza na secção transversal do material da peça, visando obter o perfil da microdureza em diferentes distâncias da superfície usinada (Figura 30). Esta análise foi feita no material após o último ensaio quando a ferramenta atingiu o critério de fim de vida para cada condição.

**Figura 30** – Perfil da microdureza ao longo da secção transversal da peça. Coeficiente de variação percentual: (a) 2,08% a Seco, (b) 1,95% com Fluido e (c) 1,63% com Criogênico.



Fonte: Próprio autor.

Na usinagem a seco, como observado na Figura 30, o material sofreu grande deformação plástica, em relação às outras condições. É provável que este comportamento causou um encruamento mais intenso próximo à superfície usinada, que levou ao maior valor de microdureza encontrado na Figura 30, para essa condição. Entre as condições criogênica e com fluido convencional, a microdureza foi semelhante. Assim como observado nos resultados de deformação plástica, é possível que o efeito refrigerante do fluido criogênico na peça tenha sido semelhante ao fluido convencional, tendo em

vista o grande volume de material da peça e o direcionamento do fluido criogênico para a ferramenta (Figura 15).

Quantitativamente, o valor da microdureza encontrado na condição a seco, para uma distância de 10  $\mu\text{m}$  da superfície usinada, é em torno de 6,3% maior que a mesma na condição criogênica e 5,2% a condição com fluido. A ausência de refrigeração na condição a seco, somado à dificuldade em se usinar um aço pré-endurecido como o VP100, elevou ainda mais a temperatura no material. Esta elevada temperatura possivelmente sobrepôs o efeito do resfriamento lento do material nesta condição que tende a diminuir o encruamento da superfície usinada da peça e, por sua vez, o valor da microdureza, perante as outras condições.

Em relação ao material base ( $\sim 33$  HRC), a microdureza na condição a seco foi 20% maior. Já nas condições criogênica e com fluido, foram 12,8% e 14,0% maiores, respectivamente. Como pode ser observado nas imagens da deformação microestrutural (Figura 28), a 20  $\mu\text{m}$  da superfície, pouca ou nenhuma deformação causada pela usinagem pode ser encontrada. O valor da microdureza nesta região tendeu a estabilizar em um valor próximo da dureza do material como recebido para as três condições.

## 5 CONCLUSÕES

Na condição criogênica, observou-se maior vida da ferramenta, associado a menor rugosidade, deformação plástica e danos na superfície usinada da peça, proporcionando, assim, o meio mais favorável para a usinagem do aço VP100 nas condições adotadas.

Possivelmente, a maior presença de lascamentos da ferramenta na condição com fluido de corte seja resultado de um acesso limitado do fluido convencional à zona de corte e, conseqüentemente, uma dificuldade em manter a temperatura da ferramenta baixa durante todo o ciclo de corte.

Sob o prisma da ferramenta, o fresamento a seco proporcionou condição favorável à usinagem do aço VP100. No entanto, esta mesma condição conduziu a maiores danos na integridade superficial do material. Com isso, assume-se que o fresamento a seco deve ser evitado na fabricação de moldes ou matrizes que, em trabalho, passarão por intenso esforço mecânico e térmico. Nestes casos, recomenda-se aplicação de refrigerante convencional ou, mais indicado, criogênico.

## 5.1 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

- Acompanhar a evolução do desgaste da ferramenta, rugosidade da peça, forma e cor dos cavacos utilizando um sistema de refrigeração criogênica composto por dois ou mais bocais de aplicação dispostos uniformemente ao redor da ferramenta de corte, a fim de refrigerar todo o contorno da ferramenta de corte e minimizar ao máximo o efeito de aquecimento e resfriamento causado pela entrada e saída da ferramenta da peça durante o corte;
- Utilizar um modelo térmico que estime a temperatura de corte nas três condições: a seco, com fluido convencional e criogênico, inter-relacionando o efeito térmico com a integridade superficial da peça usinada;
- Avaliar o efeito da variação dos parâmetros de corte e a pressão, ou eventualmente a vazão, do fluido criogênico na vida da ferramenta, rugosidade da peça, forma e cor dos cavacos e até mesmo na integridade superficial da peça usinada;
- Modificar o tipo de revestimento da ferramenta e a estratégia de usinagem, especialmente, a largura de usinagem, visando reduzir o efeito do impacto mecânico da entrada e saída da ferramenta, o que, por sua vez, influiria também nas oscilações térmicas na ferramenta. Avaliar nestas condições a tensão residual e a presença ou não de trincas de origem térmica e mecânica na ferramenta.

## REFERÊNCIAS

ALVES, G. C.; DA SILVA, E. J. Fluidos de corte criogênicos aplicados ao torneamento: um estudo do estado da arte. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 8., 2015, Salvador. **Anais...** Salvador: ABCM, 2015. CD-ROM

AMORIM, H. J. et al. An assessment of the machinability on turning of a DIN 9SMn28 steel with different free cutting additives. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, 17., nov. 2003, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: ABCM, 2015.

AN, Q. L.; FU, Y. C.; XU, J. H. The application of cryogenic pneumatic mist jet impinging in High-speed Milling of Ti-6Al-4V. **Key Engineering Materials**, Pfaffikon, v. 315/316, p. 244-248, 2006.

ARAMCHAROEN, A.; CHUAN, S. K. An experimental investigation on cryogenic milling of Inconel 718 and its sustainability assessment. **Procedia CIRP**, Amsterdam, v. 14, p. 529 – 534, 2014.

ATTANASIO, A. et al. Minimal quantity lubrication in turning: Effect on tool wear. **Wear**, Amsterdam, v. 260, p. 333–338, 2006.

AURICH, J. C. et al. Characterization of deformation induced surface hardening during cryogenic turning of AISI 347. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, Amsterdam, v. 63, p 65–68, 2014.

Bartle, E. W. Carbon dioxide permits improved machined time. **Machine**, v. 59, p. 157, 1953.

BENNETT, E. O. Water based cutting fluids and human health. **Tribology International**, Kidlington, v. 16, p. 133-135, 1983.

BERMINGHAM, M. J. et al. A comparison of cryogenic and high pressure emulsion cooling technologies on tool life and chip morphology in Ti-6Al-4V cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 212, p. 752– 765, 2012.

BERMINGHAM, M. J. et al. New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 51, p. 500–511, 2011.

BIERMANN, D.; HARTMANN, H. Reduction of burr formation in drilling using cryogenic process cooling. **Procedia CIRP**, Amsterdam, v. 3, p. 85-90, 2012.  
Disponível em:  
<<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827112001886>>.  
Acesso em: 31 jul 2015.

BIERMANN, D.; HEILMANN, M. Improvement of workpiece quality in face milling of aluminum alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 210, p. 1968-1975, 2010.

CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos**. 7. ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2002

CONHEÇA os diferenciais do centro de distribuição e serviços da Villares Metals. **Cdestaques**, São Paulo, n. 33, p. 3-3, set. 2009. Disponível em: <<http://www.villaresmetals.nl/portuguese/files/CDestaque33.pdf>>. Acesso em: 27 ago. 2015.

DIX, M. et al. Modeling of drilling assisted by cryogenic cooling for higher efficiency. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, Amsterdam, v. 63, p. 73–76, 2014.

EL BARADIE, M. E. Cutting fluids: part II. recycling and clean machining. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 56, p. 798-806, 1996.

EZUGWU, E. O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 45, p. 1353–1367, 2005.

FANG, X. D.; ZHANG, D. An investigation of adhering layer formation during tool wear progression in turning of free-cutting steel, **Wear**, Amsterdam, v. 197, p. 169-178, 1996.

GROSH, R. Current advanced research projects in cryogenic machining. **The Association for Manufacturing Technology**, Virginia, jan. 2006. Disponível em: <<http://www.amtonline.org/TechnologyandStandards/TechnologyReports/tech-assessment-cryogenic-machining.download>>. Acesso em: 20 dez. 2015.

HOLLIS, W. S. The application and effect of controlled atmospheres in the machining of metals. **International Journal Machine Tool Design and Research**, Orlando, v. 1, p. 59-78, 1961.

HONG, S. Y. Economical and ecological cryogenic machining. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, New York, v. 123, n. 2, p. 331–338, 2001.

HONG, S. Y.; DING, Y. Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 41, p. 1417–1437, 2001.

HONG, S. Y.; ZAO, Z. Thermal aspects, material considerations and cooling strategies in cryogenic machining. **Clean Products and Processes**, Heidelberg, v. 1, p. 107–116, 1999.

HUANG, X. et al. The influence of cryogenic cooling on milling stability. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 214, p.3169-3178, 2014.

INTERNATIONAL ORGANIZATION STANDARDIZATION. **ISO 3685**: Tool-life testing with single-point turning tools, Geneva, 1993.

INTERNATIONAL ORGANIZATION STANDARDIZATION. **ISO 14577-1**: Metallic materials — Instrumented indentation test for hardness and materials parameters — Part 1: Test method, Geneva, 2002.

JEROLD, B. D.; KUMAR, M. P. Experimental comparison of carbon-dioxide and liquid nitrogen cryogenic coolants in turning of AISI 1045 steel. **Cryogenics**, Oxford, v. 52, p. 569–574, 2012.

KAYNAK, Y. et al. Progressive tool-wear in machining of room-temperature austenitic NiTi alloys: The influence of cooling/lubricating, melting, and heat treatment conditions. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 215, p. 95–104, 2015.

KHAN, A. A.; AHMED, M. I. Improving tool life using cryogenic cooling. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 196, n. 1–3, p. 149–154, 2008.

KHAN, A. A.; ALI, M. Y.; HAQUE, M. M. A new approach of applying cryogenic coolant in turning AISI 304 stainless steel. **International Journal of Mechanical and Materials Engineering**, New York, v. 5, n. 2, p. 171-174, 2010.

KLOCKE, F. et al. High performance cutting of gamma titanium aluminides: Influence of lubricoolant strategy on tool wear and surface integrity. **Wear**, Amsterdam, v. 302, p. 1136–1144, 2013.

KUMAR, K.V.B.S.K.; CHOUDHURY, S.K. Investigation of tool wear and cutting force in cryogenic machining using design of experiments. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 203, p. 95–101, 2008.

LEE, I. et al. Tool life improvement in cryogenic cooled milling of the preheated Ti–6Al–4V. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v.79, p. 665–673, 2015.

MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. Machining of titanium and its alloys — a review. **Part B: Journal of Engineering Manufacture**, London, v. 204, p. 53-60, 1990.

MATSUMOTO, H.; MINATOGAWA, J.; GALLEGGO, J. Influência da microestrutura na usinabilidade dos aços inoxidáveis AISI 630 com e sem adição de cálcio. **Revista Matéria**, Rio de Janeiro, v. 10, n. 2, p. 213 – 221, 2005. Disponível em: <http://www.materia.coppe.ufrj.br/sarra/artigos/artigo10597/>. Acesso em: 20 dez. 2015.



MCCOY, J. S. Introduction: tracing the historical development of metalworking fluid. In: BYERS, J. P. **Metalworking fluids**. 2. ed. Boca Raton: CRC Press, 2006. v.1, p. 1-18.

MELO, A. C. A.; MACHADO, A. R.; FRANCO, S. D. Estudo da formação de trincas de origem térmica no fresamento. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA, 1., 2000, Natal. **Anais...** Natal: ABCM, 2000. CD-ROM.

MELO, A. C. A.; MILAN, J. C. G.; DASILVA, M. B. Some observations on wear and damages in cemented carbide tools. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Science & Engineering**, Heidelberg, v. 28, n. 3, p. 269 – 277, 2006. Disponível em: <<http://www.scielo.br/pdf/jbsmse/v28n3/30563.pdf>>. Acesso em: 15 fev. 2016.

MILAN, J. C. G.; MACHADO, A. R.; BARBOSA, C. A. O efeito da adição de cálcio na usinabilidade de aços para moldes para plásticos. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA. 1., 2000, Natal. **Anais...** Natal: ABCM, 2000. CD-ROM.

MOREIRA, S. R. S. **Energia específica de corte e integridade superficial no microfresamento do aço ABNT 1045**. 2012. 89 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2012.

NALBANT, M.; YILDIZ, Y. Effect of cryogenic cooling in milling process of AISI 304 stainless steel. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, Changsha, v. 21, p. 72-79, 2011.

NATIONAL INSTITUTE FOR OCCUPATIONAL SAFETY AND HEALTH. **NIOSH**: National Occupation Hazard Survey. Publication n° 74-114, p. 216-229, 1977.

NING, Y.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. Investigation of chip formation in high speed milling. **Journal of Materials Processing and Technology**, Amsterdam, v. 113, p. 360-367, 2001.

OBIKAWA, T.; KAMATA, Y.; SHINOZUKA, J. High-speed grooving with applying MQL. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 46, p. 1854 – 1861, 2006.

OLIVEIRA, J. M. **Caracterização da integridade de superfícies usinadas para produção de moldes e matrizes**. 2006. 110 f. Dissertação (Mestrado em Materiais) – Universidade de Caxias do Sul, Caxias do Sul, 2006.

RAVI, S.; KUMAR, M. P. Experimental investigations on cryogenic cooling by liquid nitrogen in the end milling of hardened steel. **Cryogenics**, Oxford, v. 51, p. 509–515, 2011.

RAVI, S.; KUMAR, M. P Experimental investigation of cryogenic cooling in milling of aisi d3 tool steel. **Materials and Manufacturing Processes**, New York, v. 27, p. 1017–1021, 2012

SANDVIK COROMANT. **Fabricação de moldes e matrizes, ferramentas e métodos**, C H 02, 2, 2002, p. 258.

SANDVIK. **Steel turning**: sandvik coromant. 2000. Disponível em: <<https://www.sandvik.coromant.com/SiteCollectionDocuments/campaigns/cutting-steel-inserts/assets/white-paper-us.pdf>>. Acesso em: 15 fev. 2016.

SHINOZAKI, N. Thermal cracks of carbide face milling cutter. **Bulletin of JSME**, Tokyo, v. 5, n. 20, p. 753-764, 1962.

SHOKRANI, A. et al. State-of-the-art cryogenic machining and processing. **International Journal of Computer Integrated Manufacturing**, New York, v. 26, n. 7, p. 616-648, 2013.

SHOKRANI, A. et al. An initial study of the effect of using liquid nitrogen coolant on the surface roughness of inconel 718 nickel-based alloy in CNC milling. **Procedia CIRP**, Amsterdam, v. 3, p. 121-125, 2012. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827112001941>> Acesso em: 31.jul.2015.

SU, Y. et al. Refrigerated cooling air cutting of difficult-to-cut materials. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 47, p. 927 – 933, 2007.

SULIMAN, S. M. A.; ABUBAKR, M. I.; MIRGHANI, E. F. Microbial contamination of cutting fluids and associated hazards. **Tribology International**, Kidlington, v. 30, n. 10, p. 753–757, 1997.

SUN, S.; BRANDT, M.; DARGUSCH, M. S. Machining Ti–6Al–4V alloy with cryogenic compressed air cooling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 50, p. 933–942, 2010.

TEPPERNEGG, T. et al. Evolution of residual stress and damage in coated hard metal milling inserts over the complete tool life. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**. London, v. 47, p. 80-85, 2014.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. EUA: Butterworths-Heinemaa, 2000.

TRUSDALE, S. L.; SHIN, Y. C. Microstructural analysis and machinability improvement of UDIMET 720 via cryogenic milling. **Machining Science and Technology**: An International Journal, New York, v. 13, n. 1, p. 1-19, 2009.

UEHARA, K.; KUMAGAI, S. Chip formation, surface roughness and cutting force in cryogenic machining. **Annals of CIRP**, Amsterdam v. 17, n. 1, p. 409–416, 1969.

UEHARA, K.; KUMAGAI, S. Characteristics of tool wear in cryogenic machining. **Annals of CIRP**, Amsterdam, v. 18, n. 1, p. 273–277, 1970.

ULUTAN, D.; OZEL, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 51, p. 250–280, 2011.

VENUGUPAL, K. A.; PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. B. Tool wear in cryogenic turning of Ti-6Al-4V alloy. **Cryogenics**, Oxford, v. 47, p. 12–18, 2007.

VENKATESH, V. C.; ZHOU, D. Q.; XUE, W. A study of chip surface characteristics during the machining of steel. **Annals of the CIRP**, Amsterdam, v. 42, n. 1, p. 631-636, 1993.

VIEIRA, J. M.; MACHADO, A. R.; EZUGWU, E. O. Performance of cutting fluids during face milling of steels. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 116, n. 2-3, p. 244–251, 2001.

VILLARES METALS. **Aço para moldes VP100**. São Paulo: [s.n.], 2008.  
Disponível em: <file:///C:/Users/Daniel%20Secco/Downloads/VP100-pt.pdf>  
Acesso em: 06.ago.2015.

WANG Z. Y.; RAJURKAR, K. P. Cryogenic machining of hard-to-cut materials. **Wear**, Amsterdam, v. 239, p. 168–175, 2000.

YANG, X.; LIU, C. R. Machining titanium and its alloys. **Machining Science and Technology**, New York, v. 3, n. 1, p. 107-139, 1999.

YILDIZ, Y.; NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining processes. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 48, n. 9, p. 947–964, 2008.

YUAN, S. M. et al. Effects of cooling air temperature on cryogenic machining of Ti-6Al-4V alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 211, p. 356–362, 2011.

WANG, Z. Y.; SAHAY, C.; RAJURKAR, K. P. Tool temperatures and crack development in milling cutters. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 36, n. 1, p. 129-140, 1996.

ZHANG, S.; GUO, Y. B. An experimental and analytical analysis on chip morphology, phase transformation, oxidation and their relationships in finish hard milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 49, p. 805-813, 2009.