UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

RUBENS ROBERTO INGRACI NETO

AVANÇOS NO TORNEAMENTO UTILIZANDO UM PORTA-FERRAMENTAS REFRIGERADO INTERNAMENTE COM FLUIDO EM MUDANÇA DE FASE

BAURU
2014

RUBENS ROBERTO INGRACI NETO

AVANÇOS NO TORNEAMENTO UTILIZANDO UM PORTA-FERRAMENTAS REFRIGERADO INTERNAMENTE COM FLUIDO EM MUDANÇA DE FASE

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho", Câmpus de Bauru, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

BAURU - SP

JANEIRO DE 2014

Ingraci Neto, Rubens Roberto.
Avanços no torneamento utilizando um porta-ferramentas refrigerado internamente com fluido em mudança de fase / Rubens Roberto Ingraci Neto, 2014
93 f.

Orientador: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

Dissertação (Mestrado)-Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2014

1. Refrigeração interna. 2. Fluido de corte. 3. Desgaste da ferramenta de corte. 4. Porta-ferramentas. 5. Torneamento I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia. II. Título.

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
CAMPUS DE BAURU
FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU

ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE RUBENS ROBERTO INGRACI NETO, DISCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DO(A) FACULDADE DE ENGENHARIA DE BAURU.

Aos 30 dias do mês de janeiro do ano de 2014, às 14:00 horas, no(a) ANFITEATRO DA PÓS-GRADUAÇÃO DA FACULDADE DE ENGENHARIA, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos seguintes membros: Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. VICENTE LUIZ SCALON do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Bauru, Prof. Dr. RENATO GOULART JASINEVICIUS do(a) Departamento de Engenharia Mecânica / Escola de Engenharia de São Carlos-Usp, sob a presidência do primeiro, a fim de proceder a arguição pública da DISSERTAÇÃO DE MESTRADO de RUBENS ROBERTO INGRACI NETO, intitulado "AVANÇOS NO TORNEAMENTO UTILIZANDO UM PORTA-FERRAMENTAS REFRIGERADO INTERNAMENTE COM FLUIDO EM MUDANÇA DE FASE". Após a exposição, o discente foi arguido oralmente pelos membros da Comissão Examinadora, tendo recebido o conceito final: APROVADO _ _ _ _ _ _ . Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que, após lida e aprovada, foi assinada pelos membros da Comissão Examinadora.

Prof. Dr. LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ

Prof. Dr. VICENTE LUIZ SCALON

Prof. Dr. RENATO GOULART JASINEVICIUS

Agradecimentos

A Deus por mais um sonho realizado e graças recebidas durante esta caminhada.

Aos meus pais, Rubens Roberto Ingraci Júnior e Rosely Mariani Ingraci, pelo amor, incentivo, confiança e por me ensinarem tudo que sei.

À minha namorada, Camila Mayumi Abe, pelo carinho, conversas, incentivos e sonhos compartilhados.

Ao Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, pela orientação, confiança, paciência, amizade e conhecimentos e sabedoria transmitidos.

Aos meus amigos Arthur, Bruno, Eder, Gil e Renan que de diferentes maneiras contribuíram com este trabalho e me acompanharam nesta jornada.

Ao técnico do Laboratório de Materiais de Construção Mecânica Hamilton José de Mello pelo inestimável auxílio e amizade.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela bolsa de estudos concedida.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP), pelo auxílio à pesquisa que tornou a pesquisa possível.

"O conhecimento é como uma esfera,
quanto maior seu volume maior o contato com
o desconhecido".
(Blaise Pascal).

Resumo

A utilização de fluido de corte geralmente é considerada uma solução para o aumento da produtividade por atuar na redução do desgaste da ferramenta. Contudo, os custos do sistema, manutenção, descarte e os danos à saúde e ao meio ambiente demandam uma evolução tecnológica sustentável. Alguns métodos de refrigeração, como a usinagem criogênica, o uso da mínima quantidade de lubrificante ou mesmo o corte a seco têm sido estudados, mas o desempenho destes métodos é restrito a condições específicas de usinagem. Esta pesquisa trata da concepção, do desenvolvimento e da análise de um método de refrigeração ambientalmente correto, sem prejuízos à saúde, de simples integração em diversos equipamentos, sem alterar a estrutura das ferramentas de corte e tão ou mais eficiente que a aplicação de fluido de corte. Um porta-ferramentas foi adaptado com um canal interno de refrigeração por onde o refrigerante R141-b fluia e evaporava ao remover calor da ferramenta durante o torneamento, sendo em seguida condensado sem liberação para a atmosfera, criando um circuito fechado. Os resultados do método proposto foram comparados à aplicação convencional de fluido de corte e ao corte a seco no torneamento de aço ABNT 1045, utilizando ferramenta de corte de metal duro sem revestimento, bem como no torneamento do aço austenítico de difícil usinabilidade SAE XEV-F, utilizando-se ferramentas revestidas. Os testes mostraram que o novo sistema proporcionou vidas de ferramentas similares ou superiores às obtidas com fluido de corte e superiores ao corte a seco, sugerindo que a redução na temperatura da ferramenta foi capaz de atenuar os mecanismos de desgaste e as alterações na dureza e resistência do metal duro. No torneamento do aço inoxidável o fluido de corte propiciou a refrigeração e lubrificação do processo, superando o método concebido, já que a baixa condutividade térmica e desgaste por abrasão são características na usinagem deste material.

Palavras-chave: Refrigeração interna. Fluido de corte. Desgaste da ferramenta de corte. Porta-ferramentas. Torneamento.

Abstract

The use of cutting fluid are generally considered a solution for the increase of productivity, reducing the cutting tool wear. However, the costs of the system, maintenance and disposal of the fluid, besides the damage to health and to the environment, make necessary the development of a sustainable technological evolution. Some alternatives such as cryogenic machining, the use of minimum quantity of lubricant or even the dry cutting have been studied, but the performance of these methods is restricted to specific conditions. This work presents the conception, development and analysis of an environmentally friendly method of cooling without health hazards, with simple integration into several equipments, without changing the structure of the cutting tools and equally or even more efficient than the application of cutting fluid. A toolholder was designed with an internal cooling circuit in which cooling fluid R141-b flows and evaporates when removing the heat from the cutting tool, and then condensed, creating a closed circuit without release to the atmosphere. The results of using the proposed system were compared to conventional application of cutting fluid and dry cutting in turning of AISI 1045, using uncoated cemented carbide cutting tools, as well as in the turning of difficult to cut austenitic steel SAE XEV-F, using coated cutting tools. The tests indicated that the proposed system provided a tool life similar to cutting fluid application, suggesting that the reduction in temperature of the cutting tool was able to attenuate the wear mechanisms and the changes in hardness and toughness of the cemented carbide. During the turning of stainless steel, the cutting fluid led to cooling and lubrication, exceeding the conceived method, since the low thermal conductivity and high abrasion are common when machining this material.

Key-words: Internal cooling. Cutting fluid. Tool wear. Tool holder. Turning.

Lista de Figuras

Figura 01 – Diminuição dos esforços mecânicos e temperaturas em ferramentas de corte de metal duro com a aplicação de revestimento no fresamento. 32
Figura 02 – Efeito do processo de deposição por PVD na performance do revestimento..... 33
Figura 03 – Sistema híbrido de torneamento assistido a laser e com refrigeração criogênica indireta da ferramenta de corte. 34
Figura 04 – A direção sustentável da produção..... 35
Figura 05 – Desgaste de flanco em função da velocidade de corte no corte a seco com diferentes composições de ferramentas de metal duro..... 37
Figura 06 – Jato de plasma frio de nitrogênio. 39
Figura 07 – Ferramenta de corte com furos para inserção de dissulfeto de molibidênio. 40
Figura 08 – Microscopia eletrônica de varredura e espectroscopia de raio-X. 41
Figura 09 – Refrigeração interna da ferramenta de corte com saída de vapor. 47
Figura 10 – *Heat pipe* na refrigeração indireta. 48
Figura 11 – O trocador de calor de microcanais com LN_2. 49
Figura 12 – Ferramenta porosa para circulação de fluido internamente. 50
Figura 13 – Porta-ferramentas e ferramenta de corte com canais para refrigeração interna.... 51
Figura 14 – Sistema proposto por Volkmar Mauel. 52
Figura 15 – Conjunto, ferramenta e suporte de resfriamento para refrigeração interna. 53
Figura 16 – Protótipo inicial do porta-ferramentas refrigerado internamente. 55
Figura 17 – Porta-ferramentas refrigerado internamente. 56
Figura 18 – Núcleo de Prata para transferência de calor. 57
Figura 19 – Perfil das temperaturas registradas nos primeiros experimentos. 57
Figura 20 – Esbarro da ferramenta de corte. 58
Figura 21 – Porta-ferramentas completo. 59
Figura 22 – Porta-ferramentas e núcleo de prata confeccionados. 59
Figura 23 – Câmara de evaporação. 60
Figura 24 – Porta-ferramentas montado com ferramenta de corte. 60
Figura 25 – Adaptador para fixação do dinamômetro no torno CNC. 61
Figura 26 – Carenagem. 61
Figura 27 – Modelo completo do conjunto montado. 62
Figura 28 – Conjunto instalado. 63

Figura 29 – Proteção das vias de circulação e cabos. 64
Figura 30 – Conjunto completo instalado submetido a teste preliminar. 65
Figura 31 – Esquema do sistema de circulação e condensação do fluido refrigerante. 66
Figura 32 – Sistema de circulação, condensação e reservatório do fluido refrigerante. 67
Figura 33 – Procedimento para carga do fluido refrigerante no reservatório 68
Figura 34 – Módulo de aquisição dos esforços de corte. 69
Figura 35 – Microtermopares e conexão ao módulo de aquisição de temperaturas. 70
Figura 36 – Interface de aquisição de dados em Labview. 71
Figura 37 – Dimensões dos corpos de prova de aço ABNT 1045. 72
Figura 38 – Dimensões do corpo de prova de aço inoxidável SAE XEV-F. 73
Figura 39 – Prolongador para o corpo de prova de aço inoxidável. 74
Figura 40 – Modelo das fontes de energia durante o torneamento. 77
Figura 41 – Corpo infinito com aplicação instantânea de um fluxo de calor no instante zero. 78
Figura 42 – Diagrama idealizado do plano de cisalhamento primário como fonte de calor móvel. 82
Figura 43 – Modelo de elementos finitos com as condições de contorno 87
Figura 44 – Tensão equivalente no porta-ferramentas refrigerado internamente. 88
Figura 45 – Tensão equivalente no porta-ferramentas convencional. 88
Figura 46 – Tensão equivalente nas ferramentas de corte. 89
Figura 47 – Sistema completo montado no torno CNC. 90
Figura 48 – Temperaturas do ensaio preliminar A1 – barra longa. 91
Figura 49 – Esforços de corte no ensaio preliminar A1 – barra longa. 92
Figura 50 – Sinais brutos de temperatura aquistados. 96
Figura 51 – Sinais de temperatura aquistados e tratados. 96
Figura 52 – Volume de material removido em cada condição de corte e método de refrigeração aplicado. 97
Figura 53 – Ferramentas de corte das condições 1, 2, 3 e 4 com o método de refrigeração abundante com fluido de corte. 98
Figura 54 – Temperaturas registradas pelo termopar 1 na condição 1. 99
Figura 55 – Profundidade máxima do desgaste de cratera. 101
Figura 56 – Superfície de saída das ferramentas de corte revestidas. 101
Figura 57 – Temperaturas médias nas ferramentas de corte ao longo de todo volume de material removido para cada condição. 102

Figura 58 – Esforços de corte médios registrados ao longo de todo volume de material removido para cada condição. 103
Figura 59 – Material aderido sobre a ferramenta de corte sem revestimento para as condições com refrigeração interna. 105
Figura 60 – Condições 2 e 4 com refrigeração interna. 106
Figura 61 – Ferramentas de corte desgastadas para os conjuntos 5 e 6. 107
Figura 62 – Desgaste das ferramentas de corte revestidas ao final dos ensaios. 109
Figura 63 – Média do Ra produzido por cada condição de corte ao longo do volume de material removido. 110
Figura 64 - Média do Rz produzido por cada condição de corte ao longo do volume de material removido. 111
Figura 65 – Contribuição dos parâmetros, material e perfil da peça e método de refrigeração sobre a vida da ferramenta de corte..... 111
Figura 66 – Médias dos esforços de corte registrados nas condições 1, 2, 3 e 4..... 113
Figura 67 – Temperaturas médias registradas nas condições 1, 2, 3 e 4. 114
Figura 68 – Ferramentas de corte na condição 3 para RI e CS. 115
Figura 69 – Ferramentas de corte na condição 3. 116
Figura 70 – Médias dos esforços de corte ao longo das condições 5 e 6. 117
Figura 72 – Médias das temperaturas registradas ao longo das condições 5 e 6..... 119
Figura 73 – Esforços e temperaturas médios de corte para a condição 7. 120
Figura 74 – Desgaste da ferramenta de corte na C07-CS e C09-AB. 121
Figura 75 – Ferramentas de corte ao final da sétima condição para Ri e AB. 122
Figura 76 – Esforços e temperaturas médios de corte para a condição 9. 123
Figura 77 – Esforços e temperaturas médios de corte para as condições 8 e 10. 124

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Análise econômica da usinagem híbrida..... 36
Tabela 2 – Trabalhos em refrigeração criogênica..... 45
Tabela 3 – Composição e propriedades dos aços ABNT 1045 e SAE XEV-F. 73
Tabela 4 – Propriedades dos materiais consideradas nas simulações..... 86
Tabela 5 – Testes preliminares em aço ABNT 1045. 93
Tabela 6 – Condições de corte adotadas. 95

Lista de Abreviaturas e Siglas

AB	Aplicação abundante de fluído de corte
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	*American Iron and Steel Institute*
ANOVA	Análise de Variância
CS	Corte a seco
CFC	Cloroflúorcarbono
CIRP	*College International pour la Recherche en Productique*
CNC	Controle numérico computadorizado
EDS	Espectroscopia de energia dispersiva de raios-X
FAPESP	Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo
FX	Força na direção do eixo X do dinamômetro
FY	Força na direção do eixo Y do dinamômetro
FZ	Força na direção do eixo Z do dinamômetro
HRC	Dureza Rocwell na escala C
HSM	*High speed machining*
HV	Dureza Vickers
ISO	*International Organization for Standardization*
LAM	*Laser assisted machining*
LN2	Nitrogênio Líquido
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MQL	Mínima quantidade de lubrificante
NDM	*Near dry machining*
NIOSH	*The National Institute for Occupational Safety and Health*
PDV	*Physical Vapor Deposition*

QSBD	*Four Quadrant Backscattered Electron Detector*
RI	Refrigeração Interna
SAE	*Society of Automotive Engineers*
ZCP	Zona de cisalhamento primária
ZCS	Zona de cisalhamento secundária
ZCT	Zona de cisalhamento terciária

Lista de Símbolos

Al	Alumínio
Al_2O_3	Óxido de alumínio
C	Calor específico
CaF_2	Fluoreto de cálcio
Cl	Cloro
Co	Cobalto
CO_2	Dióxido de carbono
Cr	Cromo
F_A	Força de atrito
F_C	Força de corte
F_Q	Força de avanço
F_S	Força de cisalhamento
Fu	Força de usinagem
FX	Força na direção do eixo x
FY	Força na direção do eixo y
FZ	Força na direção do eixo z
KT	Profundidade máxima do desgaste de cratera
Lc	Comprimento de corte
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
MoS_2	Dissulfeto de molibdênio
MPa	Megapascal
N	Nitrogênio
Nb	Nióbio
Ni	Níquel

Pb	Chumbo
pH	Potencial hidrogeniônico
Q	Calor total liberado instantaneamente pela fonte móvel
R	Parcela do calor total para fonte móvel de energia
R_1	Fração da energia gerada na ZCP transferida para o cavaco
$R\text{-}1$	Parcela da energia total transferida para o corpo estacionário
$R_1\text{-}1$	Parcela da energia total gerada na ZCP transferida para a peça
R_2	Fração da energia gerada na ZCS transferida para o cavaco
$R_2\text{-}1$	Parcela da energia total gerada na ZCS transferida para a ferramenta
Ra	Rugosidade média aritmética
Rz	Média aritmética das alturas máximas do perfil de rugosidade
S	Enxofre
Si	Silício
SiAlON	Nitreto de alumínio e silício
SiC	Carbeto de silício
Sn	Estanho
T1	Temperatura da ferramenta de corte na posição 1
T2	Temperatura da ferramenta de corte na posição 2
T3	Temperatura da ferramenta de corte na posição 3
T4	Temperatura do fluído na entrada do porta-ferramentas
T5	Temperatura ambiente
Ti	Titânio
TiAlN	Alumineto de titânio
TiC	Carbeto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio

V	Vanádio
VB_B máx	Desgaste de flanco máximo
VB_B	Desgaste de flanco médio
V_c	Velocidade de corte
V_{cav}	Velocidade do cavaco
V_s	Velocidade de cisalhamento
W	Tungstênio
WC	Carboneto de tungstênio
WD	Distância focal
Zr	Zircônio
a	Comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta de corte
ap	Profundidade de corte
b	Largura do cavaco não deformado
f	Avanço no torneamento
k	Condutividade térmica
k_1	Condutividade térmica da fonte móvel de energia
k_2	Condutividade térmica do corpo estacionário
k_3	Condutividade térmica da ferramenta de corte
l	Dimensão da fonte de calor no eixo das abscissas
m	Dimensão da fonte de calor no eixo das ordenadas
q	Fluxo de calor instantâneo por área da fonte móvel de energia
q_1	Fluxo de calor por área gerado na ZCP
q_2	Fluxo de calor por área gerado na ZCS
r	Posição no corpo estacionário
t	Espessura do cavaco não deformado
$\underline{t}$	Tempo

t_c	Espessura do cavaco deformado
x	Eixo das coordenadas x
y	Eixo das coordenadas y
z	Eixo das coordenadas z
$\bar{A}$	Fator de forma da fonte móvel de energia
$\vec{V}$	Velocidade da fonte de calor
α	Ângulo de folga
β	Coeficiente térmico de expansão linear
$\Delta\overline{\theta}$	Variação da temperatura média na área de contato entre a fonte móvel de calor e o corpo estacionário
$\Delta\overline{\theta}_{\mathrm{F}}$	Variação da temperatura média na área de contato entre o cavaco e a ferramenta de corte pelo atrito
$\Delta\overline{\theta}_{\mathrm{S}}$	Variação da temperatura média no plano de cisalhamento primário
$\Delta\theta$	Variação de temperatura
$\Delta\theta_{\mathrm{F}}$	Aumento da temperatura do cavaco pelo atrito
$\Delta\theta_{\mathrm{S}}$	Aumento da temperatura no plano de cisalhamento
γ	Ângulo de saída
ε	Ângulo de deformação por cisalhamento do cavaco
K	Difusividade térmica
K_1	Difusividade térmica da fonte móvel de energia
K_2	Difusividade térmica do corpo estacionário
$\lambda\mathrm{s}$	Ângulo de inclinação
μ_F	Energia volumétrica gerada na ZCS
μ_s	Energia volumétrica gerada na ZCP

ρ	Massa específica
$\rho_1 C_1$	Calor específico volumétrico da fonte móvel de energia
$\rho_2 C_2$	Calor específico volumétrico do corpo estacionário
ρC	Calor específico volumétrico
θ	Temperatura
θ_0	Temperatura ambiente
$\bar{\theta}_T$	Temperatura média da superfície de contato entre cavaco e ferramenta
$\overline{\theta}_S$	Temperatura média do cavaco no plano de cisalhamento primário
$\overline{\theta}_T$	Temperatura média na interface de contato entre cavaco e superfície de saída da ferramenta de corte
$\emptyset$	Ângulo de cisalhamento
χ_r	Ângulo de posição

SUMÁRIO

1 Introdução 19

1.1 Objetivos 21

2 Revisão Bibliográfica 23

2.1 Dificuldades associadas ao uso de fluidos de corte 23

2.2 Métodos Alternativos de Lubrificação e Refrigeração Baseados em Óleos 24

2.3 Geração de Energia Durante a Usinagem e Mecanismos de Desgaste 27

2.4 Corte a Seco e a Usinagem Híbrida 29

2.5 Métodos Alternativos de Compensação do Uso de Fluidos de Corte e Aumento da Vida da Ferramenta de Corte 37

2.5.1 Jato de Ar Ionizado 38

2.5.2 Lubrificantes Sólidos 39

2.5.3 Água e Vapor d'água 41

2.5.4 Refrigeração Criogênica 42

2.5.5 Refrigeração Interna 47

3 Materiais e Métodos 55

3.1 Desenvolvimento e Instalação do Porta-ferramentas 55

3.2 Sistema de Circulação e Condensação do Fluido Refrigerante 65

3.3 Sistemas de Monitoramento das Condições de Corte e Aquisição de Dados 68

3.4 Corpos de Prova e Ferramentas de Corte 71

3.5 Métodos de Análise dos Resultados 74

3.5.1 Desgaste da Ferramenta de Corte e Rugosidade da Peça 75

3.5.2 Análise dos Esforços de Corte e Temperatura Adquiridos 76

3.5.3 Aproximação Analítica da Temperatura Média na Região de Corte 76

3.5.3.1 Temperatura no Plano de Cisalhamento Primário 80

3.5.3.2 Temperatura na Interface Cavaco e Ferramenta 83

3.5.4 Análise Estatística 84

3.6 Ensaios Preliminares e Definição das Condições de Corte 85

3.7 Simulação dos Esforços de Corte Sobre a Ferramenta de Corte e o Porta-ferramentas Refrigerado Internamente 86

3.8 Ensaios Preliminares 90

3.8.1 Ensaio Preliminar Com a Barra Longa 90

3.8.2 Ensaios Preliminares Para Definição dos Parâmetros de Corte 92
3.8.3 Configuração dos Ensaios Finais..... 94
3.9 Aquisição dos Sinais e Extração de Informações dos Dados 95
4 Resultados e Discussão 97
4.1 Análise Geral dos Resultados..... 97
4.2 Análise dos resultados obtidos em cada condição..... 112
5 Conclusões..... 125
6 Referências..... 127
Apêndice A - Propriedades dos aços utilizados 139
Apêndice B - Rotina para análise dos dados aquistados em binários..... 141
Apêndice C - Fotos das ferramentas de corte utilizadas nos testes preliminares 145
Apêndice D – Análise de variância para os valores médios registrados nos ensaios em função dos parâmetros de corte, material e perfil do corpo de prova e método de refrigeração 151

1 Introdução

O constante desafio da indústria em alcançar elevada qualidade no acabamento e exatidão dimensional, com alta produtividade, redução de custos e pouco impacto ambiental é afetado em processos de usinagem por vários fatores como o uso de fluido de corte e pelo material e geometria da ferramenta de corte. Em um processo de fabricação a ferramenta de corte e a peça são submetidas a esforços e temperaturas elevados que invariavelmente desgastam a ferramenta de corte, causando a deterioração do acabamento e a produção de peças fora dos limites de qualidade estabelecidos; aumentando os esforços e potências de corte e gerando vibrações nos equipamentos. Na usinagem com ferramentas com geometria definidas é comum alcançar pressões maiores que 3 GPa e temperaturas na região de corte superiores a 800ºC, que danificam as ferramentas de corte por oxidação, redução da dureza, deformação plástica, fraturas, lascamentos e aumentam a difusão com o material da peça. Logo, a necessidade de acréscimos na produtividade, traduzida por ampliações nas taxas de remoção, é limitada à proporcional fragilização das ferramentas; mesmo com os recentes avanços no desenvolvimento de novas geometrias e materiais de ferramentas, novos revestimentos e máquinas ferramentas mais rígidas e velozes (LI, DONG e YUAN, 1999; CHOUDHURY e BARTARYA, 2003; BRUNI, et al., 2006; KUNPENG, et al., 2009; WANG e LIANG, 2009; BOUZAKIS, et al., 2012).

A aplicação de fluido de corte pode prolongar a vida da ferramenta e a exatidão dimensional do processo, diminuir a temperatura de corte, a rugosidade, a energia consumida durante a usinagem, promover a quebra e remoção do cavaco, além de aumentar a produtividade (KLOCKE e EISENBLÄTTER, 1997; YILDIZ e NALBANT, 2008). Çakır et al. (2004) salientaram que os fluidos são tradicionalmente utilizados por aliar o efeito refrigerante à ação lubrificante, que minimiza os esforços de corte. Assim, a utilização dos fluidos de corte sempre foi considerada mais como uma solução do que um problema na usinagem, pelo menos até recentemente (DHAR et al., 2006). Segundo Ahmed et al. (2007) o uso de fluidos de corte resolveu parcialmente os desafios da usinagem, pois criou diversos problemas técnicos, ambientais e de saúde. Sistemas de armazenamento, bombeamento, filtragem e refrigeração dos fluidos são necessários; além da reciclagem para evitar a poluição decorrente de descarte inadequado e dos efeitos nocivos à saúde do trabalhador.

Métodos alternativos a aplicação de fluidos de corte, como o uso de fluidos gasosos, geralmente nitrogênio, dióxido de carbono ou jatos de ar, bem como a utilização de água,

óleos vegetais e lubrificantes sólidos são tentativas de substituir os fluidos baseados em óleos minerais, sintéticos ou semissintéticos. Contudo, estes métodos especiais de usinagem ainda não são de ampla utilização pela indústria. Há certa complexidade tecnológica e dispersão dos resultados obtidos que tem limitado suas aplicações. Alguns autores observaram que as pressões e temperaturas inerentes dos processos de usinagem são prejudiciais à eficiência e popularização destes métodos; e levam as incertezas quanto aos resultados obtidos (EL BARADIE, 1996; RENEVIER, et al., 2003; OBIKAWA, et al., 2005; BRUNI, et al., 2006; TASDELEN, et al., 2008; FOX e MARKSBERRY, 2007; STACHOWIAK, et al., 2007; GULERYUZ, et al., 2009). Shokrani et al. (2012) afirmaram que nenhum método refrigeração ou lubrificação pode ser interpretado como solução geral que possibilitaria bons resultados quando utilizados em qualquer processo envolvendo diferentes materiais de peça e ferramenta, pois suas limitações estão associadas a estas condições, o que traz a dispersão dos resultados encontrados por diferentes estudos.

Recentemente a refrigeração interna ou indireta da ferramenta de corte tem sido investigada por um maior número de pesquisadores, seja por meio de *heat pipes* acoplados ao porta-ferramentas, canais internos para circulação de fluidos refrigerantes nas próprias ferramentas de corte ou pela inserção de trocadores de calor abaixo destas. Um dos trabalhos mais promissores talvez seja o desenvolvido por Rozzi et al. (2011), com um microtrocador de calor sob a ferramenta de corte alimentado com nitrogênio líquido. Este método tem atraído atenção por ter capacidade de integração a qualquer processo de usinagem, envolvendo diversos tipos de materiais, e pelos desempenhos que têm sido relatados como a ampliação de dez vezes da vida de ferramentas de corte. Além de não representarem danos à saúde e meio ambiente. No entanto, os protótipos de refrigeração interna ou indireta desenvolvidos são limitados, seja por não utilizarem fluidos com mudança de fase, por necessitarem de ferramentas de corte especiais, ou pelo fluxo reduzido de refrigerante já que este é liberado para a atmosfera, ou seja, sem recirculação.

Neste contexto, este trabalho visa à concepção, confecção e avaliação de um porta-ferramentas adaptado para formar um sistema de refrigeração interna com circuito fechado e fluido com mudança de fase, sem alterar a ferramenta de corte ou modificar a geometria externa de um porta-ferramentas convencional; e cujo desempenho seja similar ou superior à aplicação de fluido de corte. Espera-se que além de economias no processo de usinagem, este método traga vantagens ambientais e à saúde; tornando-se um projeto com potencial de difusão no ambiente industrial.

1.1 Objetivos

As metas deste trabalho são:

- Concepção e confecção de um porta-ferramentas que, através da evaporação de um fluído refrigerante que circula em seu interior, propicie a refrigeração da ferramenta de corte, sem que esta tenha que ser modificada com canais internos ou geometrias não padronizadas.

- O sistema deve funcionar em ciclo fechado, sem dispersão do refrigerante para o meio ambiente.

- Elaboração de todo o sistema de circulação, condensação e armazenamento do fluído refrigerante.

- Instrumentação do porta-ferramentas refrigerado internamente para o monitoramento da temperatura e esforços de corte durante o torneamento com o protótipo confeccionado.

- Adaptação de todo o sistema do porta-ferramentas refrigerado internamente e instrumentado ao torno CNC ROMI Centur 30D.

- Desenvolvimento dos programas e rotinas de análise dos sinais monitorados.

- Avaliação do comportamento do protótipo e tempo de estabilização da temperatura da ferramenta de corte com o método proposto.

- Seleção dos parâmetros ótimos de torneamento para a análise do porta-ferramentas elaborado e materiais usinados.

- Estudo do desempenho do método de refrigeração e protótipo propostos no torneamento de aço ABNT 1045 em corte contínuo e intermitente com ferramenta de metal duro sem revestimento em comparação à refrigeração convencional com fluído de corte abundante e ao corte a seco; e também no torneamento contínuo de aço inoxidável austenítico SAE XEV-F com ferramenta de corte de metal duro revestida.

- Determinação da capacidade dos métodos estudados em prolongar as vidas das ferramentas por meio da correlação das temperaturas e esforços de corte monitorados, desgastes das ferramentas de corte mensurados ao longo dos ensaios, rugosidades das superfícies produzidas a cada ensaio e da caracterização das ferramentas de corte por meio de microscopias ópticas e eletrônicas de varredura.

- Estabelecimento da correspondência entre os métodos de refrigeração, materiais das ferramentas de corte e das peças, e da usinagem contínua ou intermitente com os mecanismos de desgaste observados.

2 Revisão Bibliográfica

Esta revisão bibliográfica procura discutir os impactos ambientais e à saúde, causados pela aplicação de fluidos de corte e os diversos métodos de lubrificação e refrigeração que são considerados alternativas ecologicamente corretas, de menores riscos a saúde; com os exemplos geralmente voltados para os casos de usinagem com aresta de corte de geometria definida e mais especificamente para o torneamento com ferramentas de metal duro. Também são apontados e analisados os métodos de refrigeração similares ao proposto nesta pesquisa.

2.1 Dificuldades associadas ao uso de fluidos de corte

Zhao et al. (2012) mostraram que em 2005 o setor industrial dos Estados Unidos foi responsável por mais de 20% do consumo de água potável, representando quase a mesma quantidade utilizada com a geração de energia elétrica e a irrigação. E revelaram que nos processos de usinagem o maior consumo de água potável está relacionado ao uso de fluidos de corte. Também lembraram que o consumo de energia elétrica com os equipamentos de usinagem pode ser interpretado como um consumo indireto de água.

Li et al. (2012) apresentaram uma proposta sobre usinagem eco-eficiente baseada na seleção de parâmetros de usinagem que vai da escolha adequada da ferramenta de corte aos parâmetros de corte e fluido de corte; indicando que o impacto ambiental dos processos de usinagem deve considerar toda energia elétrica consumida, incluindo a do sistema de bombeamento do fluido de corte. E afirmaram que para produzir 1 kg de óleo mineral para a emulsão do fluido de corte são emitidos 0.168 kg de CO_2, se considerada como padrão a energia elétrica gerada através de combustíveis fósseis na Europa.

Ahmed et al. (2007) indicaram que os gastos com o descarte de fluidos de corte a base de emulsões atingiram, em 1998, 48 bilhões de dólares nos Estados Unidos, 1 bilhão de marcos na Alemanha e 71 bilhões de yens no Japão. Em 2007, conforme apontou Gosaila (2008), o consumo global de fluido de corte foi aproximadamente de 1,97 milhões de toneladas. Segundo Wichmann et al. (2013) o consumo de fluido de corte na Alemanha em 2011 atingiu 740 mil de toneladas. Os autores ressaltam que este impacto é ainda maior quando se considera o montante de mais de 1 milhão de toneladas de fluidos que são contaminados na limpeza das peças produzidas com utilização de fluidos de corte. Estes

custos, somados com a exigência cada vez maior por tecnologias com maior produtividade e menos poluentes, reforçam a necessidade de utilização de métodos de refrigeração mais adequados.

Apesar dos fabricantes de fluidos de corte reformularem constantemente seus compostos, a fim de torná-los menos agressivos ambientalmente e livres de metais pesados, elementos como Pb, S e Cl continuam presentes e causam problemas à saúde dos operadores de máquinas (SREEJITH e NGOI, 1999). Como afirmaram De Groot et al. (2010) os fluidos de corte possuem também biocidas em sua composição para evitar o crescimento de bactérias e fungos, responsáveis pela geração do mal odor, dissociação da emulsão, perda das capacidades de lubrificação e refrigeração, bem como a propagação de doenças. Os biocidas, no entanto, são causadores de problemas a saúde dos operadores à medida que são liberadores de formaldeídos. Os operadores sujeitos ao contato com fluidos de corte podem desenvolver dermatites e irritações na pele, seja pelo ambiente molhado, pelo pH normalmente entre 8,5 e 9,6 ou devido os emulsificantes.

Trafny (2013) comentou sobre a presença de fungos e bactérias do tipo micobactérias não tuberculosas, associadas a doenças como a pneumonia hipersensitiva, formando biofilmes que são impossíveis de eliminar através do uso de biocidas convencionais ou mesmo pela limpeza do equipamento, por se alojarem nos componentes metálicos do sistema de circulação. Estas bactérias também são caracterizadas pela sua rápida taxa de crescimento, degradando rapidamente os fluidos de corte mesmo após limpezas do sistema. Suuronen et al. (2007) mostraram a incidência de dermatites alérgicas e doenças alérgico respiratórias associadas à exposição dos operadores ao fluido de corte, bem como aos fumos decorrentes de seu contato com peças aquecidas. Estes resultados são corroborados pelos resultados apontados na revisão bibliográfica realizada por Burton et al. (2012). Ferraresi (1977) já alertava que os fluidos de corte são causadores de dermatites e rachaduras na pele que podem resultar em infecções.

2.2 Métodos Alternativos de Lubrificação e Refrigeração Baseados em Óleos

Como tentativa de superar as dificuldades decorrentes da formação de microrganismos e da toxicidade dos biocidas, Wichmann et al. (2013) desenvolveram um estudo sobre fluidos de corte baseados em glicerol, demonstrando que, quando em proporções maiores que 35% de glicerol, o crescimento dos microrganismos é limitado sem a necessidade

de biocidas. O fluido de corte proposto também é mais solúvel em água, facilitando a limpeza das peças, e permite o reaproveitamento da água utilizada, pois é passível de decomposição biológica ou térmica. Outra vantagem apontada é que o glicerol pode ser obtido como subproduto na produção de biodisel.

Visando a substituição das emulsões de óleos minerais e semissintéticos, Cetin et al.(2011) e Ozcelik et al. (2011) propuseram a utilização de óleos vegetais de canola ou girassol, com diferentes concentrações de aditivos de extrema pressão. Segundo Klocke et al. (2005) e Fox e Stachowiak (2007) apesar dos óleos vegetais serem mais de 90% biodegradáveis, enquanto os demais fluidos de corte são aproximadamente 25%, e serem provenientes de fontes renováveis, sua capacidade de lubrificação é reduzida sob altas pressões, além de possuírem baixa estabilidade ao calor e à oxidação. Como mostraram Cetin et al.(2011) e Ozcelik et al. (2011) o uso de óleos vegetais aditivados supera estas limitações e permite a obtenção de resultados que incentivam a substituição dos fluidos de corte convencionais, com redução da rugosidade da peça usinada e prolongamento da vida da ferramenta de corte.

Uma alternativa à aplicação abundante de óleos integrais, solúveis, a base de glicerói s ou vegetais é a utilização do método conhecido por usinagem quase a seco, do inglês *near dry machining* (NDM), ou pelo nome de mínima quantidade de lubrificante (MQL); onde óleos são atomizados em um jato de ar a uma taxa geralmente inferior a 500 ml/h. (KHAN et al. 2009). Segundo Marksberry e Jawahir (2008) este método permite reduzir em mais de 10.000 vezes o uso de lubrificantes, contudo, a variação da pressão, da composição e do fluxo de lubrificantes e dos tipos e posicionamento dos bocais para aplicação levam a uma dispersão dos resultados obtidos e uma difícil compreensão dos reais efeitos do método.

Bruni et al. (2006) compararam os efeitos da utilização de óleo vegetal com aditivos de extrema pressão e inibidores de corrosão aplicado pelo método da mínima quantidade de lubrificante a uma taxa de 10 ml/h, com a aplicação abundante de emulsão de óleo sintético e com o corte a seco. Os experimentos indicaram que o método MQL foi capaz de reduzir a rugosidade produzida por uma ferramenta de corte de metal duro revestida com raio de ponta de 0,8mm, mas teve seu desempenho superado pelo corte a seco utilizando-se uma ferramenta similar com aresta alisadora, ou *wiper*. O corte a seco também foi o método que registrou o menor desgaste de flanco por volume de material removido. Os autores afirmam que a escolha correta dos parâmetros de corte, da geometria da aresta de corte e a qualidade do equipamento

de usinagem são determinantes para os resultados obtidos e tornam o corte a seco uma opção viável.

Klocke et al. (2005) propuseram a utilização de óleo de canola sem aditivos, aplicados através do método MQL. Os autores sugeriram a transferência da capacidade dos aditivos de minimizar o desgaste da ferramenta de corte para os revestimentos das ferramentas; apontando o desempenho similar do uso deste método, associado ao revestimento de múltiplas camadas de TiAlN/a-Al_2O_3, com o método do corte a seco para as mesmas condições e ferramenta.

Khan et al. (2009) analisaram a aplicação de óleos vegetais no torneamento de aço AISI 9310 através do MQL a uma vazão de 100 ml/h a 0,6 MPa. Os resultados indicaram a redução da temperatura da aresta de corte, da taxa de desgaste e da rugosidade, quando comparados ao corte a seco e com a aplicação de fluido abundante.

Tasdelen et al. (2008) observaram que a pressão do jato de ar aplicado no método MQL está relacionada à redução do comprimento de contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta. Os autores compararam a aplicação de 24 ml/h de MQL com a aplicação apenas do fluxo de ar comprimido, de 125 l/min utilizado para carregar as microgotas no MQL, e notaram que o comprimento de contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta era muito próximo do obtido utilizando-se o lubrificante. Também indicaram que, para condições de maior temperatura, como decorrente do aumento da velocidade de corte, o efeito lubrificante do MQL é reduzido pela deterioração do óleo, sendo o jato de ar responsável pela maior ação de refrigeração. Su et al. (2007) em estudo similar com a aplicação de fluxo de ar de 120 l/min a 0,6 MPa e MQL com 90 ml/h de óleo, demonstraram que a utilização apenas do fluxo de ar foi capaz de aumentar a vida da ferramenta de corte em 78% em relação ao corte a seco, enquanto o MQL obteve 124% de ganho; considerando o torneamento de Inconel 718 com ferramenta de corte de metal duro revestida por PVD-TiAlN. A pressão, vazão e posicionamento do jato, a escolha dos parâmetros de usinagem e a compreensão dos efeitos associados entre o material a ser usinado e a ferramenta de corte, como apontaram Klocke et al. (2005) e Bruni et al. (2006), são responsáveis pela variação dos resultados obtidos.

Marksberry (2007) afirmou que o MQL gera partículas em suspensão que podem exceder a concentração limite proposta pelo NIOSH (1998) de 5mg/m³ se utilizados óleos integrais, devendo ser mantida vazão inferior a 160 ml/h e pressão inferior a 0,0344 MPa, ou pressão inferior a 0,137 MPa se utilizados óleos solúveis. Na revisão bibliográfica realizada

por Marksberry e Jawahir (2008) são mencionados outros estudos que assinalam que este limite foi excedido quando utilizada vazão de 660 ml/h e para uma vazão de 30 ml/h quando a pressão era de 0,6 MPa.

A utilização de óleos a base de gliceróis, ésteres, óleos vegetais ou o método MQL ainda valem-se da utilização de óleos como lubrificantes e trazem dificuldades associadas. Para compreender melhor os métodos alternativos de refrigeração, redução do atrito e esforços de corte é introduzida na próxima seção uma breve discussão sobre a geração de energia, mecanismos de desgaste e características das ferramentas de corte e seus revestimentos.

2.3 Geração de Energia Durante a Usinagem e Mecanismos de Desgaste

A relação da temperatura durante o corte com os desgastes e avarias da ferramenta de corte tem sido o foco dos pesquisadores desde F. W. Taylor em 1907 em *On the art of cutting metals.* Abukhshim (2006), Shaw (2005) e Trent (1984) comentaram que a determinação da distribuição da temperatura na ferramenta de corte permite compreender seu efeito na vida da ferramenta. Interpretar, assim, como as zonas de cisalhamento primário, secundário e terciário, bem como as temperaturas nas superfícies de saída e de folga da ferramenta estão relacionadas à geração e fluxo de calor na ferramenta e peça e aos mecanismos de desgaste que se desenvolvem.

Fleischer et al. (2007) estimaram que no torneamento a energia térmica gerada é dissipada em cerca de 2,1 a 18% em direção à ferramenta, de 1,1 a 20 % para a peça, e de 74,6 a 91,3 % para o cavaco. O calor transferido à ferramenta representa uma pequena parcela, porém, devido à área de contato entre cavaco e ferramenta de corte ser reduzida, o fluxo de calor nesta região é muito intenso, causando grande aquecimento da ferramenta.

A energia térmica no processo de torneamento é uma resposta física a uma série de interações que envolvem processos tribológicos, cisalhamento do material da peça e deformação e atrito do cavaco removido com a ferramenta de corte, desgastando-a e levando ao aumento de temperatura na região de corte. Pode-se conectar a temperatura de corte com os esforços, velocidade, avanço e profundidade de corte, características do material usinado, bem como com o material, desgaste e vida da ferramenta de corte (SHAW, 2005).

Abukhshim et al. (2006) afirmaram que a região de cisalhamento secundária, que compreende a interface cavaco-ferramenta, onde ocorrem deformações plásticas,

cisalhamento e atrito, deve ser considerada a mais importante fonte de calor e responsável pelo perfil de temperatura da ferramenta de corte. Os autores ressaltam que as zonas de cisalhamento primária e terciária contribuem com o aumento da temperatura da ferramenta de corte nos instantes iniciais da usinagem. Contudo, a formação de uma região de aderência e outra de escorregamento sobre a superfície de saída regulam a geração de energia térmica e seu fluxo para a ferramenta. Os pesquisadores registraram 1150 ºC a 0,12 mm da aresta de corte de um inserto de metal duro sem revestimento, durante ensaios experimentais em aço SAE-4140 com velocidade de corte de 925 m/min, avanço de 0,1 mm/rev e profundidade de corte de 0,1 mm; enfatizando a contribuição da região de cisalhamento secundária no aquecimento da ferramenta.

O desgaste da ferramenta de corte ocorre principalmente em duas regiões: na aresta de corte e na superfície de saída. Na primeira, ocorre o contato direto entre a peça e a ferramenta desenvolvendo-se o desgaste de flanco, o qual é considerado o maior responsável pelos efeitos prejudiciais ao processo de usinagem. Na superfície de saída localiza-se o desgaste de cratera que, com o aumento gradual, atinge proporções que o faz aproximar das imediações da aresta de corte, fragilizando-a, aumentando os danos na aresta de corte e levando ao repentino fim de vida da ferramenta (LIU E ALTINTAS, 1999).

Jianxin et al. (2012) realizaram uma série de testes tribométricos do tipo *ball-on-disk* com esferas de alumina sobre discos de metal duro (WC/6%Co) de diâmetros de partículas variando de 0,6 μm a 2,2 μm. Os testes foram executados da temperatura ambiente a temperatura ligeiramente superior a 600 ºC, gerando informações sobre os mecanismos de desgaste em diversas faixas de temperatura. Os autores apontaram que as ferramentas de corte de metal duro sem revestimento estão sujeitas a: desgaste por abrasão e nucleação de trincas a temperaturas inferiores a 200 ºC; remoção do ligante de cobalto por deformação plástica e arrancamento das partículas de WC em temperaturas entre 200 ºC e 600 ºC; e acima desta o principal mecanismo observado foi a oxidação.

Liang et al. (2012) desenvolveram, po meio de medições de temperatura por infravermelho, um modelo termodinâmico para o fluxo de calor em uma ferramenta de corte sem revestimento durante o torneamento com velocidade de corte de 100 m/min, profundidade de corte de 1,6 mm e avanço 0,15 mm/rev, ao usinar o aço SAE 1045. Os autores encontraram um fluxo de calor de $2{,}95 \times 10^7$ W/m² que elevou a temperatura da ferramenta de corte a mais de 700 ºC.

Umbreollo et al. (2007) utilizando uma ferramenta de metal duro sem revestimento ISO P40, aço SAE 1045 e um microtermopar tipo K inserido na ferramenta de corte determinaram temperaturas próximas a 700 ºC ocorrendo na aresta de corte.

Bouzakis et al. (2012) em um completo estudo sobre otimização do desempenho de ferramentas de corte mostraram que, durante o fresamento, ferramentas de corte não revestidas podem alcançar temperaturas próximas de 650 ºC; enquanto ferramentas de corte revestidas, com camadas intermediárias refratárias, alcançam temperaturas de 270 ºC na zona de aderência; e ainda, que a tensão equivalente de tração nas ferramentas de corte em geral atingem 5 GPa. Assim, os autores evidenciaram que o aumento da temperatura não apenas favorece o surgimento de diversos mecanismos de desgaste como a adesão e oxidação, mas também leva a deformação plástica da ferramenta por diminuir sua resistência mecânica e dureza.

Devillez et al. (2007) relataram que na usinagem de materiais de difícil usinagem como o Inconel 718, de baixa condutividade térmica (11,4 W/m.K) e elevada resistência e dureza a quente, o desgaste das ferramentas de corte é acentuado. Há formação de arestas postiças e superfícies aderidas de material, com o desgaste caracterizado pela soldagem ou adesão de material da peça sobre a ferramenta que, com o aumento da temperatura de corte, se torna instável e é arrancado durante o processo, carregando material da ferramenta de corte; levando ao desgaste de cratera na superfície de saída e enfraquecimento do flanco. Bhatt et al. (2010) destacaram também o acentuado desgaste por abrasão decorrente das partículas endurecidas desta liga.

2.4 Corte a Seco e a Usinagem Híbrida

O trabalho *Dry Cutting* de Klocke e Eisenblätter apresentado em 1997 na seção de abertura do CIRP (*College International pour la Recherche en Productique*) é um dos mais citados e importantes estudos que ressaltaram a importância na procura por soluções alternativas de refrigeração e lubrificação dos processos de corte e as perspectivas sobre corte a seco. Os autores apontaram dados como o custo estimado do uso de fluidos de corte na produção de peças automobilísticas, de 7% a 17% do valor do item. E destacaram que, em geral, as empresas não possuíam informações precisas dos custos resultantes dos fluidos de corte; que englobam os valores de aquisição, depreciação, sistemas de armazenamento, circulação e tratamento, monitoramento e manutenção dos fluidos, como também a mão de

obra especializada, precauções com a saúde do trabalhador e abstenções associadas a doenças causadas pela exposição a estes fluidos. Os pesquisadores assinalaram que a maneira mais lógica de eliminar todas as dificuldades associadas ao emprego dos fluidos de corte é a utilização da usinagem a seco, desde que esta permita a obtenção das qualidades desejadas das peças produzidas, em tempos de produção adequados e vida de ferramentas aceitáveis.

Como afirmaram Abukhsim et al. (2006), Abdel-Aal et al. (2009) e Su e Liu (2012) uma das ideias mais promissoras para obtenção de elevada produtividade, redução de custos, aumento da qualidade das peças produzidas e não utilização de fluidos de corte é a usinagem em altas e ultra-altas velocidades de corte, voltadas principalmente para materiais de difícil usinabilidade.

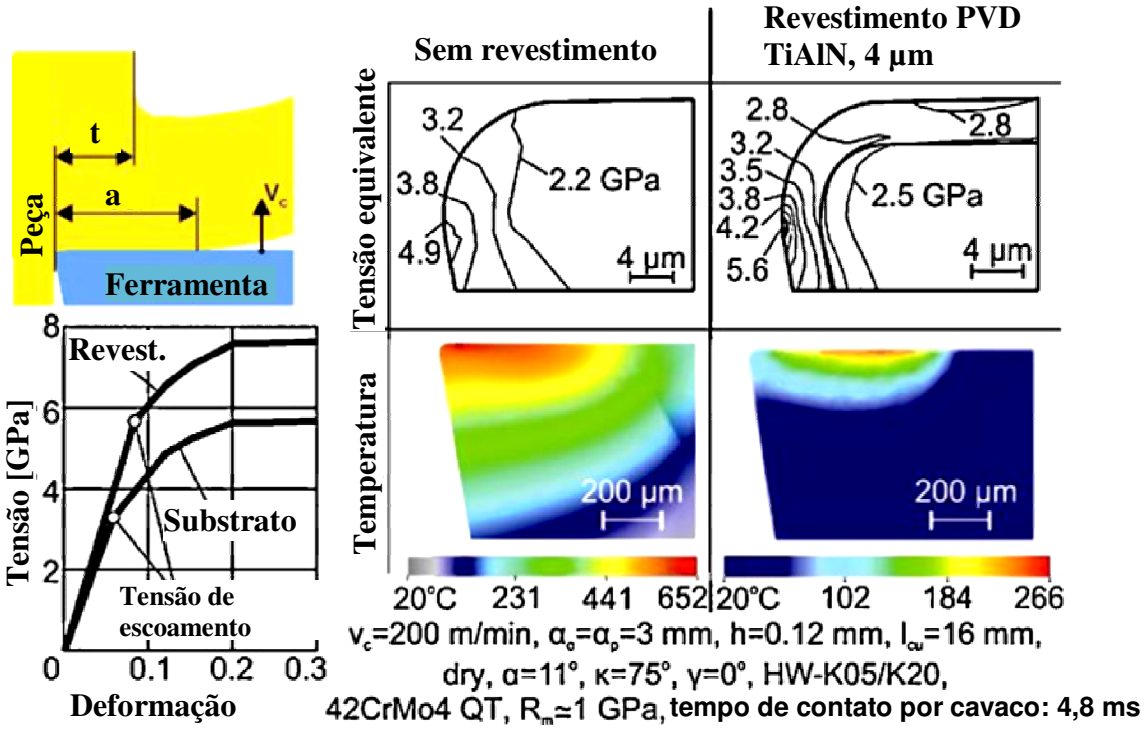
Longbottom e Lanham (2006) realizaram um estudo sobre a Hipótese de Salomon e o conceito inicial do *High Speed Machining* (HSM). Os autores analisaram a hipótese proposta pelo engenheiro alemão Carl Salomon em 1931 em uma patente de invenção alemã nº 523594, que afirmou que na usinagem de metais o aumento da velocidade de corte levaria a um inicial aumento da temperatura da aresta de corte até que, a partir de certa velocidade de corte, esta temperatura diminuiria em decorrência do aumento da parcela da energia térmica que é transportada pelo cavaco. Os pesquisadores apontaram quarenta e um estudos sobre o tema que mostram que com o aumento da velocidade de corte não há diminuição da temperatura da ferramenta de corte e sim uma tendência à estabilização desta de acordo com o ponto de fusão do material da peça. E ressaltaram oito estudos que relatam que no HSM a maior parcela do calor é transportada pelo cavaco, levando a uma diminuição da temperatura da peça. Assim, os autores afirmaram que a Hipótese de Salomon é válida para a temperatura da peça, devendo-se considerar esta como alternativa para o controle da influência da temperatura nas propriedades mecânicas da peça produzida.

Abdel-Aal et al. (2009) observaram que o incremento da velocidade de corte na liga de titânio aeronáutico Ti-6242S levou à elevação da temperatura na ferramenta de corte, favorecendo reações químicas e o surgimento e propagação de trincas. Su e Liu (2012) investigaram a usinagem do aço AerMet100 (52HRC) utilizando ferramentas de metal duro com revestimento nanoestruturado de TiAlN em velocidades de corte variando de 250m/min a 7000m/min e notaram que acréssimos a velocidade levaram à elevação da temperatura na interface entre cavaco e ferramenta até que fosse atingida a temperatura de fusão do aço, prejudicando a vida da ferramenta.

Como já assinalavam Klocke e Eisenblätter (1997) há progressão dos principais mecanismos de desgaste das ferramentas de corte com o aumento da velocidade de corte, limitando a taxa de remoção de material no corte a seco e sua aplicabilidade no meio industrial.

Dudzinski et al. (2004) afirmaram que na usinagem a seco deve-se evitar que a temperatura de corte atinja valores críticos para manutenção da integridade da peça e obtenção de um desgaste contínuo e estável das ferramentas de corte, compatível com sistemas automatizados de corte. Para estes autores e também Byrne et al. (2003), Weinert et al. (2004), Devillez et al. (2007) e Zhu et al. (2013), a usinagem a seco não pode ser simplesmente implementada com a interrupção do uso dos fluidos de corte. Os efeitos de lubrificação, refrigeração, remoção do cavaco e a redução da ocorrência de quebras das ferramentas de corte devem ser alcançados por meio de soluções complementares. Durante o corte a seco as ferramentas de corte estão sujeitais a um maior aquecimento que acentuam os mecanismos de desgaste. A maior geração de energia térmica leva a variabilidades e distorções nas peças produzidas, redução da vida da ferramenta e possibilidade da ocorrência de falhas catastróficas. Isso gera um aumento da demanda por novos materiais para ferramentas de corte e revestimentos; além da escolha correta destes com relação às condições de usinagem e material da peça a ser produzida. Os autores apontam que o refinamento dos grãos que compõem os insertos de metal duro e os revestimentos à escala nanométrica (<100nm) são maneiras de aumentar a resistência destes ao desgaste por abrasão, adesão, difusão, oxidação e deformações plásticas. Outra solução é a utilização de revestimentos de múltiplas camadas capazes de reduzir o atrito, atuar como barreira térmica, resistir a maiores pressões específicas de corte, como mostraram Bouzakis et al. (2012) na Figura 01, e aliviar a propagação de trincas através da deflexão e espalhamento.

Figura 01 – Diminuição dos esforços mecânicos e temperaturas em ferramentas de corte de metal duro com a aplicação de revestimento no fresamento.

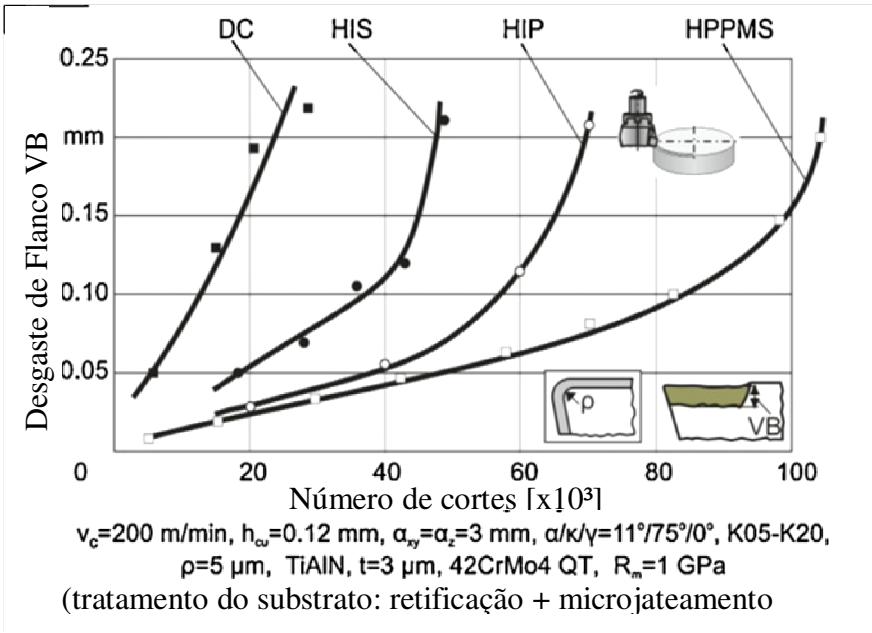


Adaptado de: Bouzakis et al., 2012, p. 704.

Bhatt et al. (2010) destacaram que o conhecimento da relação entre material da ferramenta de corte, método de deposição e composição do revestimento, material da peça usinada e velocidade de corte são determinantes para seleção correta de um procedimento de corte a seco eficiente. Os autores observaram que ferramentas de corte de metal duro sem revestimento superavam ferramentas com revestimento de TiCN/Al_2O_3/TiN na usinagem de Inconel 718 em velocidade de corte de 50 m/min, porém, dada a maior resistência a temperaturas elevadas, estas apresentavam desempenho superior no torneamento a 100 m/min, onde a difusão e adesão eram mecanismos de desgastes acentuados.

Na Figura 02 Bouzakis et al. (2012) fornecem um exemplo da evolução dos processos de deposição física de vapor (PVD) de revestimentos e sua relação com o aumento da vida das ferramentas de corte durante o corte a seco.

Figura 02 – Efeito do processo de deposição por PVD na performance do revestimento.



HPPMS - *High Power Pulsed Magnetron Sputtering*; HIP – *High Ionization Pulsing*; HIS – *High Ionization Sputtering*; DC – *Direct Current Sputtering*;

Adaptado de: Bouzakis et al., 2012, p. 705.

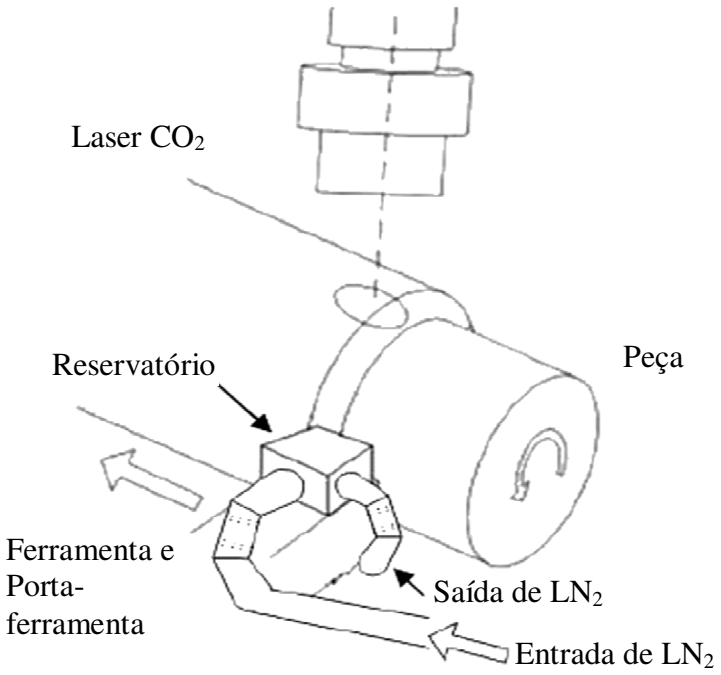
Olgun e Budak (2013) propuseram a utilização de insertos rotativos no torneamento, capazes de distribuir o fluxo de calor por toda a ferramenta, diminuindo a temperatura de corte; bem como reduzir o atrito, os esforços de corte e o desgaste por abrasão, dado o movimento relativo em relação ao cavaco. Os autores obtiveram aumento da vida da ferramenta de corte em cerca de 3 e 4,3 vezes para o torneamento de aço AISI 1050 e da liga Ti-6Al-4V, respectivamente, no corte a seco. Contudo, na usinagem de Waspaloy, ainda que a ferramenta rotativa tenha possibilitado a usinagem por tempo 5 vezes superior na condição de corte a seco, a utilização desta tecnologia aliada a aplicação de fluido de corte, permitiu a usinagem por período 10 vezes superior ao obtido pelo torneamento a seco com ferramenta fixa.

Attia et al. (2010) estudaram o torneamento a seco de Inconel 718, em velocidades de corte de 200 m/min a 500 m/min, assistido a laser, como forma de reduzir a tensão de cisalhamento do cavaco, promovendo o amolecimento da camada a ser removida e diminuindo o desgaste abrasivo. Utilizando ferramenta de corte cerâmica (SiAlON) os autores

foram capazes de aumentar a taxa de remoção de material em cerca de 800%. Entretanto, alguns autores apontaram que a usinagem a quente, seja assistida a laser ou plasma, aumenta a temperatura da interface cavaco-ferramenta, acentuando a difusão e alguns mecanismos de desgaste nas ferramentas de metal duro (DUDZINSKI, et al., 2004; DANDEKAR, et al., 2010; BERMINGHAM, et al., 2012).

Dandekar et al. (2010) e Wang et al. (2003) indicaram que os métodos de usinagem híbridos são alternativas viáveis para alcançar os resultados desejados no corte a seco, dada a necessidade de compensação das funções dos fluidos de corte e controle da temperatura de corte. Dandekar et al. (2010), em estudo complementar ao apresentado por Wang et al. (2003), observaram que na usinagem assistida a laser, conhecida tradicionalmente pelo termo *Laser Assisted Machining* (LAM), de Ti-6Al-4V a temperatura na aresta de corte pode atingir 1570 ºC. Para minimizar este efeito foi proposta a usinagem assistida a laser com a ferramenta de corte sendo refrigerada por um sistema indireto com circulação interna de nitrogênio líquido (LN_2), como apresentado na Figura 03. A saída do nitrogênio para a atmosfera é direcionada para fora da região de corte, não prejudicando o aquecimento a laser da peça.

Figura 03 – Sistema híbrido de torneamento assistido a laser e com refrigeração criogênica indireta da ferramenta de corte.

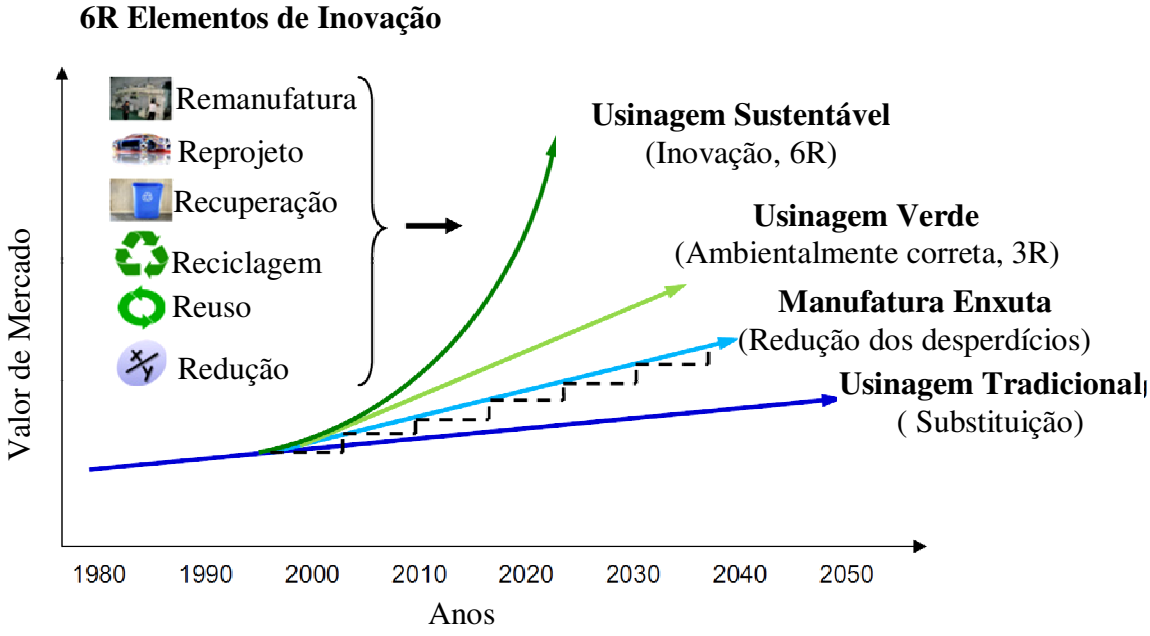


Adapatado de: Dandekar et al., 2010, p. 175.

Os autores obtiveram vida de ferramenta 2 a 3 vezes superior utilizando o sistema híbrido e ferramenta de corte de metal duro revestida por TiAlN (K5010), quando comparada ao torneamento a seco em alta velocidade de corte com ferramenta sem revestimento (K68). Desempenho similar ao obtido anteriormente por Wang et al. (2003) que propuseram a refrigeração criogênica indireta de uma ferramenta de SiC reforçada por whisker de Al_2O_3, no torneamento de Inconel 718 aquecido via plasma; resultando em prolongamento de 170% da vida da ferramenta.

Pusavec et al. (2010) assinalaram que os problemas ambientais causados pelo consumo de recursos naturais e pela poluição decorrente levaram ao aumento da necessidade de desenvolvimento de métodos de manufaturas sustentáveis, que superam os conceitos conhecidos por *Green Manufacturing* e *Lean Manufacturing*, como mostra a Figura 04. A adoção de alternativas sustentáveis de produção leva não apenas aos ganhos sociais e ambientais, como também a diminuição dos custos de produção. Neste sentido a utilização de um método alternativo de refrigeração na usinagem, sem a utilização de fluídos de corte ou consumo de refrigerante, promove a evolução na direção sustentável. Pois permite a redução dos custos de produção e dos impactos à saúde e ao meio ambiente. E facilita, em alguns casos, o reaproveitamento dos cavacos, sem a necessidade de uma posterior lavagem para descontaminação.

Figura 04 – A direção sustentável da produção



Fonte: Pusavec et al., 2010, p. 175.

Dandekar et al. (2010) relataram a redução dos custos associados ao torneamento de 100 cm³ de material quando realizada através do método híbrido proposto, como demonstrado na Tabela 1, para uma margem superior e inferior dos custos estimados.

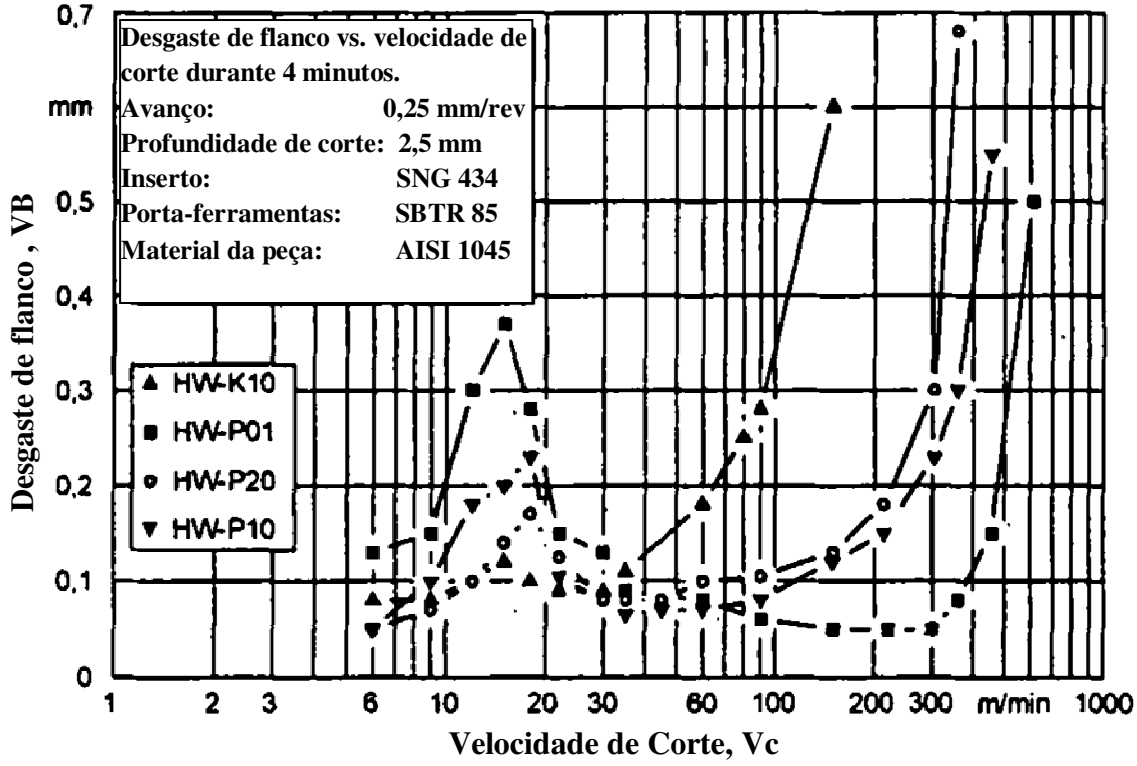
Tabela 1 – Análise econômica da usinagem híbrida.

Nível do Processo	Margem Inferior		Margem Superior	
	Vc (m/min)	Custo (US$)	Vc (m/min)	Custo (US$)
Convencional K68	90	77,96	90	110,93
Convencional KC5010	100	62,21	110	88,91
LAM K68, 250 ºC	80	57,30	80	84,64
LAM KC5010, 250 ºC	100	51,64	100	76,15
Híbrida K68, 250 ºC	100	58,63	100	85,98
Híbrida KC5010, 250 ºC	120	45,02	120	66,52

Adaptado de: Dandekar et al., 2010, p. 181.

Como demonstrado por Bhatt et al. (2010) com o aumento da velocidade de corte há aumento das temperaturas na ferramenta de corte e mudanças nos mecanismos de desgaste. Ferraresi (1977) e Klocke e Eisenblätter (1997) destacavam o estudo realizado por Lenz et al. (1976) que indicou que no torneamento com ferramentas de metal duro a abrasão é o mecanismo principal de desgaste em pequenas velocidades de corte; com o aumento da velocidade de corte e consequente elevação da temperatura na região de corte, a adesão ocorre com maior intensidade. Em temperaturas ainda mais elevadas a difusão entre a ferramenta e o cavaco torna-se dominante, além da ocorrência de oxidação e de outros mecanismos ativados termicamente. Como indicado na Figura 05 o desgaste de flanco da ferramenta é então menor para velocidades de corte intermediarias, nas quais a abrasão é reduzida e a temperatura não atingiu um limite crítico. Ferraresi (1977) e Shaw (2005) mostraram que a difusão entre o aço e o metal duro é mais acentuada com a formação de austenita, que difunde com a matriz de cobalto, quando a temperatura da interface de corte é superior a 721 ºC. Assim, os autores propuseram que a refrigeração indireta da ferramenta de corte pode propiciar maior vida às ferramentas através da redução da difusão, adesão e oxidação, para velocidades de corte maiores, nas quais a abrasão do flanco também é reduzida. Além disso, a utilização de classes de ferramentas com TiC e TaC também favorecem a redução da difusão.

Figura 05 – Desgaste de flanco em função da velocidade de corte no corte a seco com diferentes composições de ferramentas de metal duro.



Adaptado de: Klocke e Eisenblätter, 1997, p. 521.

2.5 Métodos Alternativos de Compensação do Uso de Fluidos de Corte e Aumento da Vida da Ferramenta de Corte

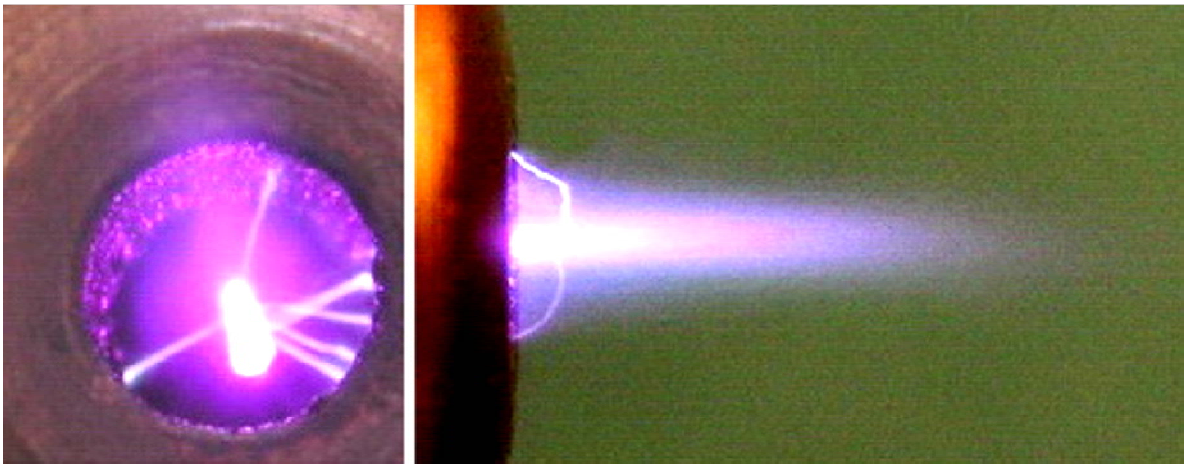
Nesta seção são apresentados alguns métodos alternativos ao uso de fluidos de corte que têm sido estudados como possíveis soluções para o emprego do corte a seco. Em geral os métodos são estudados individualmente, mas seu emprego associado, ou seja, na usinagem híbrida, é possível.

2.5.1 Jato de Ar Ionizado

Em estudo iniciado por Kirillov et al. (2009) e aprofundado por Vereschaka et al. (2013) os pesquisadores afirmaram que materiais resistentes ao calor e de difícil usinabilidade como as ligas de titânio, magnésio, níquel e berílio são atualmente submetidas ao corte em altas velocidades, onde a capacidade de refrigeração e lubrificação dos fluidos de corte é limitada. Os autores também indicaram que estas ligas podem reagir com os fluidos de corte e serem absorvidos pelas superfícies das peças. Para aumentar a produtividade e qualidade das peças foi proposto um sistema de torneamento com compensação das funções de lubrificação e refrigeração dos fluidos de corte; por meio da utilização de uma ferramenta de corte com múltiplas camadas nanoestruturadas de revestimento, um sistema para aplicação de jato de ar ionizado, responsável pela capacidade de refrigeração e formação de uma camada superficial de óxidos e nitretos, e um dispositivo de vibração ultrassônica; a fim de garantir maior penetração do jato de ar ionizado e redução dos esforços de corte. Ensaios experimentais com liga de titânio indicaram que a utilização deste conjunto de soluções tornou possível a realização do corte a seco com aumento de dez vezes da vida da ferramenta de corte, diminuição da rugosidade das peças produzidas e formação de uma camada superficial com tensão residual de compressão que levou a um aumento da resistência à fadiga da peça produzida.

Em pesquisa similar Xu et al. (2012) desenvolveram um dispositivo para analisar o coeficiente de atrito e os mecanismos de desgaste de uma ferramenta de corte de metal duro K-30 durante a usinagem de Ti-6Al-4V durante o corte a seco, assistido por um jato de ar, jato de nitrogênio, jato de plasma frio de ar ou jato de plasma frio de nitrogênio. O jato de plasma frio é mostrado na Figura 06. Os pesquisadores observaram que a utilização do jato de plasma promoveu a diminuição do atrito e redução do desgaste por adesão de material da peça na ferramenta de corte.

Figura 06 – Jato de plasma frio de nitrogênio.



Adaptado de: Xu et al., 2012, p. 617.

2.5.2 Lubrificantes Sólidos

Ferraresi (1977) já trazia alguns resultados experimentais para o uso de lubrificantes sólidos, entre eles o grafite e o dissulfeto de molibidênio, comercializado no início de 1950 pela Sonntag Scientific Corporation sob o nome Molykote®.

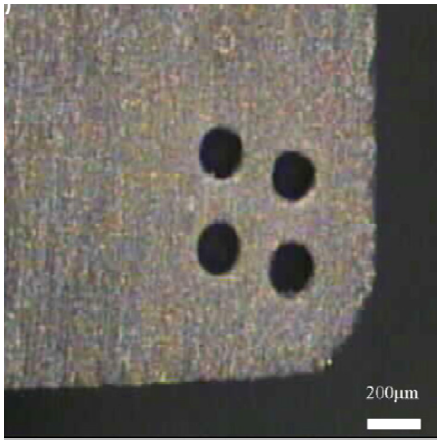
Renevier et al. (2003) estudaram o comportamento e limitações do revestimento compósito MoS2/Ti sobre ferramentas de corte de metal duro. Os pesquisadores determinaram que o Ti segrega do MoS_2 em temperaturas acima de 500 ºC ocorrendo a oxidação total do revestimento; e, em temperaturas acima de 750 ºC, ocorre a decomposição do revestimento. Os testes de torneamento de aço mostraram a remoção total do revestimento no início da usinagem, não interferindo na taxa de desgaste de flanco ou na formação de cratera na ferramenta de corte, dado os esforços e temperaturas envolvidas neste tipo de operação.

Jianxin et al. (2006) criaram ferramentas de Al_2O_3/TiC/CaF_2 e apontaram o desenvolvimento de um filme lubrificante superficial durante a usinagem capaz de reduzir o desgaste por abrasão e adesão. Contudo, o estudo comparativo foi realizado com ferramentas de 75%Al_2O_3/25%TiC e Al_2O_3/67.5%TiC/10%CaF_2; com esta diferença no teor de TiC da composição a interpretação dos resultados fica prejudicada.

Krishna e Rao (2008) propuseram um sistema de lubrificação com partículas de grafite ou ácido bórico em concentração de 20% em um fluxo de 10 ml/min de óleo SAE 40. Os autores obtiveram durante o torneamento de aço a redução dos esforços de corte e desgaste de flanco da ferramenta, além de melhor rugosidade superficial. Ainda que este método utilize mínima quantidade de fluido de corte, ainda há a utilização de óleo na composição. Dilbag e Rao (2008) utilizaram a aplicação de lubrificante sólido em pó, em taxa de 2 g/min, de grafite ou dissulfeto de molibidênio, e demonstraram a diminuição dos esforços de corte e rugosidade; contudo, o estudo foi limitado a uma profundidade de corte de 0,2 mm.

Jianxin et al. (2011) estudaram os efeitos da adição de MoS_2 em microfuros realizados na superfície de saída de uma ferramenta de metal duro, como mostra a Figura 07. Os ensaios foram realizados com velocidade de corte de 60 a 220 m/min, avanço de 0,1 mm/rev e profundidade de corte de 0,2 mm. Os autores observaram redução nos esforços de corte, na temperatura, na rugosidade superficial e no desgaste da ferramenta, quando a temperatura na aresta de corte era inferior a 500 ºC. Para temperaturas superiores ocorreu a oxidação e degradação das propriedades do lubrificante, como apontado por Renevier et al. (2003). A inclusão de microfuros na superfície de saída da ferramenta de corte pode levar a fragilização da aresta, por induzir a formação de trincas e outros defeitos e reduzir a seção do material. Em estudo complementar Wenlong et al. (2011) realizaram a simulação das tensões equivalentes através do método dos elementos finitos para a ferramenta de corte com microfuros. Mesmo para os pequenos esforços de corte analisados, cerca de 100N, os resultados indicaram que os alojamentos de MoS_2 atuaram como concentradores de tensão.

Figura 07 – Ferramenta de corte com furos para inserção de dissulfeto de molibidênio.

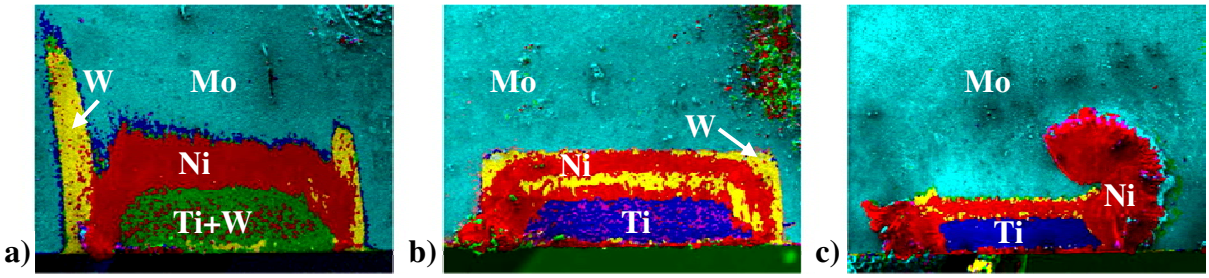


Adaptado de: Jianxin et al., 2011, p. 667.

Guleryuz et al. (2009) propuseram a introdução de índio como lubrificante sólido no revestimento de TiN das ferramentas de corte. Os pesquisadores constataram que apesar de haver redução do atrito na superfície de saída da ferramenta de corte e certo prolongamento da vida da ferramenta nas condições de corte adotadas, em temperaturas superiores a 600 ºC ocorre a oxidação do índio e perda da capacidade de lubrificação.

Devillez et al.(2007) analisaram o comportamento de diferentes revestimentos no corte a seco de Inconel 718. Os autores mostraram na Figura 08 que para o revestimento de TiAlN + MoST (MoS_2/Ti), o lubrificante foi completamente removido durante a usinagem, não sendo capaz de reduzir o atrito na superfície de saída e os esforços de corte nas condições testadas, de profundidade de corte de 1,5 mm, velocidade de corte variando de 20 m/min à 200 m/min e avanços de 0,1 mm/rev e 0,2 mm/rev.

Figura 08 – Microscopia eletrônica de varredura e espectroscopia de raio-X.



Revestimento de TiAlN+MoST para as velocidades de corte de (a) 30m/min, (b) 60m/min, (c) 100m/min, a um avanço de 0,2mm/rev. Onde as cores ciano, vermelho, azul e amarelo representam respectivamente molibidênio, níquel, titânio e tungstênio.

Adaptado de: Devillez et al., 2007, p. 939.

2.5.3 Água e Vapor d'água

Como ressaltaram Sharma et al. (2009) a utilização de água e vapor de água é uma alternativa barata, menos agressiva e poluente, considerada ecologicamente correta.

Ayed et al. (2013) analisaram os efeitos da usinagem assistida por jato d'água de alta pressão (250 MPa) no torneamento da liga Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr a velocidade de corte de 50 m/min, avanço de 0,1 mm/rev e profundidade de corte de 1,5 mm. Demonstrou-se que o

jato d'água foi capaz de quintuplicar a vida da ferramenta em comparação a utilização de fluido de corte; dada a maior capacidade de refrigeração e diminuição do comprimento de contato entre cavaco e ferramenta.

An et al. (2011) propuseram a usinagem da liga Ti–6.5Al–3.5Mo–2.5Sn–0.3Si utilizando uma técnica similar ao MQL, onde 180 ml/min de água à 0ºC eram conduzidos à região de corte por um fluxo de 300 l/min de ar à -20 ºC. Os resultados obtidos foram comparados à utilização de fluido de corte abundante (90 l/min) e apenas o fluxo de ar resfriado; demonstrando que a vida da ferramenta de metal duro sem revestimento pode ser ampliada em mais de cinco vezes na maior velocidade de corte empregada, 120 m/min, para avanço de 0,1 mm e profundidade de corte de 0,5 mm. Os pesquisadores atribuíram este efeito principalmente à capacidade de refrigeração do método. Contudo, ressaltaram a provável ocorrência de oxidação da máquina ferramenta com a aplicação de vapor d'água.

Em estudo iniciado com aço SAE 1045, Liu et al. (2007), e seguido por aço SAE 304, Liu et al. (2010), o grupo de pesquisadores investigaram a ação refrigerante e lubrificante do vapor d'água associado à aplicação de gases como o oxigênio e o dióxido de carbono, demonstrando o efeito de preenchimento das capilaridades formadas na interface cavaco-ferramenta pelos gases, que possibilitaram a redução dos esforços de corte e o dobro de vida da ferramenta de corte.

2.5.4 Refrigeração Criogênica

Segundo Shaw e Smith (1956) o primeiro relatório de uso da refrigeração criogênica na usinagem data de 1919, quando Reitz utilizou dióxido de carbono. Shaw (2005) apontou Wister como um dos pioneiros na utilização de nitrogênio como fluido refrigerante gasoso em 1936. Ferraresi (1977) relatou que na década de 50 a empresa aeronáutica Convair estudava a aplicação de dióxido de carbono na usinagem de ligas aeronáuticas.

A usinagem criogênica como alternativa à utilização do fluido de corte para redução da temperatura na região de corte e aumento da vida da ferramenta iniciou-se com a utilização de gases aplicados na refrigeração da ferramenta em temperaturas abaixo de -150 ºC. Ao longo do tempo, vários gases como CO_2, hidrogênio, Freon® ou Solvenlene®, foram testados e inviabilizados, devido à grande quantidade de gás necessário ao processo de usinagem e por não apresentarem efeitos de lubrificação. Mais tarde, com o desenvolvimento de novas

tecnologias, destacou-se a utilização do nitrogênio líquido passando, então, a ser um fluido interessante pelo aumento da capacidade de extração de calor (PUŠAVEC et al., 2009; VICENTIN et al., 2011). Yildiz e Nalbant (2008) afirmaram que o LN_2 é um bom refrigerante, pois além de sua temperatura ser bastante baixa (-196 ºC), apresenta a grande vantagem de, após absorver o calor no processo de usinagem, evaporar em gás nitrogênio, que não traz nenhum dano ambiental.

Segundo Sharma et al. (2009) o uso de nitrogênio líquido atenua os mecanismos de desgaste das ferramentas de corte de metal duro por reduzir a temperatura na região de corte; controlando principalmente a difusão, adesão e diminuição da dureza do inserto. Os autores destacaram que os benefícios da aplicação de LN_2 sobre a região de corte estão relacionados à capacidade de penetração deste na interface cavaco ferramenta, que é reduzida com o aumento da velocidade e profundidade de corte; sulcos na superfície de saída da ferramenta poderiam colaborar neste sentido. Os pesquisadores assinalaram que a refrigeração criogênica pode ser otimizada através do controle de vazão e pressão do fluxo, evitando o resfriamento excessivo do material a ser usinado e o aumento dos esforços de corte; além de gradientes térmicos que podem causar trincas térmicas e lascamento na aresta de corte e distorções na peça produzida, como também ressaltaram Wang et al. (2003) e Venugopal et al. (2007).

Hong e Broomer (2000) relataram vantagens da refrigeração criogênica sobre as emulsões convencionais como maior vida da ferramenta, cavaco quebradiço, melhor acabamento da superfície usinada, não agressividade ao meio-ambiente e prejuízo à saúde do operador.

Hong (2006), Stanford et al. (2009) e Bermingham et al. (2011) mostraram a ação lubrificante da refrigeração criogênica com nitrogênio líquido através da formação de uma camada de nitretos na superfície de saída da ferramenta de corte, reduzindo o atrito e atuando como barreira inerte à adesão e oxidação. Stanford et al. (2009) notou que a maior refrigeração da superfície do cavaco leva a um menor raio de curvatura e menor comprimento de contato com a ferramenta de corte, favorecendo a penetração do nitrogênio gasoso na interface cavaco-ferramenta através das capilaridades na superfície de saída da ferramenta, atuando como amortecedor e reduzindo o atrito.

Yildiz e Nalbant (2008) observaram que o emprego de LN_2 é normalmente caracterizado por técnicas de pré-resfriamento da peça e do cavaco por aplicação abundante, resfriamento criogênico indireto da ferramenta de corte ou resfriamento por jato de LN_2 direcionado as interfaces entre peça, cavaco e ferramenta. Os autores também destacaram que

alguns pesquisadores têm analisado a refrigeração criogênica como forma de promover tratamento térmico, alterando a microestrutura e propriedades mecânicas, como a dureza das ferramentas de corte; método que Shokrani et al. (2013) denominaram de processamento criogênico. Através de sua revisão bibiográfica, Yildiz e Nalbant (2008), relataram que o uso de LN_2, em geral, promoveu redução entre 10% e 35% da temperatura média da região de corte, quando comparado ao corte a seco.

Venugopal et al. (2007) avaliaram a usinagem de Ti-6Al-4V assistida com LN_2 como alternativa para se alcançar velocidades de corte superiores a 100 m/min, utilizando ferramenta de corte K20 sem revestimento. Corroborando os resultados de Sharma et al. (2009), o aumento da velocidade de corte dificultou a obtenção da refrigeração necessária para diminuição do desgaste por adesão, difusão e deformação plástica da ferramenta de corte. Contudo, Khan e Ahmed (2008) mostraram um ganho superior a quatro vezes na vida da ferramenta com revestimento de TiCN durante a usinagem de aço SAE 304, com o jato de líquido refrigerante direcionado a interface cavaco-ferramenta; obtendo melhor desempenho com o aumento da velocidade de corte de 100 m/min para 250 m/min. E ainda, Ahmed et al. (2007) observaram melhor performance através da refrigeração indireta, com o LN_2 resfriando a superfície inferior da ferramenta de corte e o vapor sendo direcionado para fora da região de corte, mantendo a peça aquecida com maior ductilidade.

Bermingham et al. (2012) estudaram a usinagem da liga Ti-6Al-4V com ferramenta de corte de metal duro sem revestimento e LN_2 (0,8 MPa) ou com a aplicação de fluido de corte em jatos de alta pressão (10 MPa); posicionados em diversas direções. Os experimentos indicaram um aumento de três vezes na vida da ferramenta de corte, com a utilização do fluido de corte com alta pressão; ressaltando-se que ambos os métodos promoveram a diminuição do desgaste em relação ao corte a seco. Yildiz e Nalbant (2008) e Bermingham et al. (2011) assinalaram a importância da escolha dos parâmetros de corte corretos. Velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e geometria da ferramenta permitem obter a menor geração de energia térmica e transferência de calor para a ferramenta de corte, maximizando a vida da ferramenta. Os pesquisadores lembraram que estas relações são alteradas em função do par peça e ferramenta e que os métodos de refrigeração e lubrificação devem ser compreendidos como tecnologias auxiliares na obtenção dos melhores rendimentos.

Yildiz e Nalbant (2008) apresentaram um apanhado dos principais estudos realizados até a época a respeito da usinagem com refrigeração criogênica, conforme a Tabela 2.

Tabela 2 - Trabalhos em refrigeração criogênica.

MÉTODO	MATERIAL	FERRAMENTA	PROCESSO	TÓPICOS INVESTIGADOS	AUTORES
Resfriamento da superfície da peça e cavaco	Plásticos reforçados com Kevlar	Metal duro sem revestimento (TPUX 160304 – TPUN 160304)	Torneamento	Desgaste de flanco Forças de Corte Acabamento	Bhattacharyya *et al.* (1993)
	AISI 1008	Metal duro (CNMA 432-KC850)	Torneamento	Propriedades do material Quebra do cavaco Temperatura de corte	Hang *et al.* (1999) Hong e Ding (2001)
	AISI 4340	Metal duro (SNMG 120408-26)	Torneamento	Vida da ferramenta Rugosidade	Ahmed *et al.* (2007)
Resfriamento criogênico indireto	Aço inoxidável	PCD	Torneamento	Desgaste da ferramenta Acabamento	Evans (1991)
	Nitreto de Silício	PCBN50	Torneamento	Desgaste de Flanco Esforços de corte Temperaturas de corte Acabamento Análise de tensões	Wang e Rajurkar (1999 e 2000)
	Ti-6Al-4V Inconel 718 Tântalo	Metal duro WG 300	Torneamento	Desgaste de Flanco Esforços de corte Temperaturas de corte Acabamento Análise de tensões	Wang *et al.* (2003)
	AISI 4340	Metal duro (SNMG 120408-26)	Torneamento	Vida da ferramenta Rugosidade	Ahmed *et al.* (2007)
	AISI 304	Metal duro revestido com TiCN	Torneamento	Vida da ferramenta Rugosidade	Khan e Ahmed (2007)
Spray criogênico	52100 A2 Metal duro Liga de titânio	Al_2O_3 PCBN PCD	Torneamento	Vida da ferramenta Rugosidade	Zurecki *et al.* (1999, 2003a, 2003b)
	AISI 202	Metal duro (TPUN 160304)	Torneamento	Esforços de corte Desgaste de Flanco	Kumar e Choudhury (2007)
Resfriamento com jato criogênico	AISI 1060 AISI 1040 AISI 4340 AISI 4140 AISI 4320	Metal Duro (SNMG 120408-26, SNMM 120408-26)	Torneamento	Desgaste de Flanco Rugosidade Desvios dimensionais Temperaturas de corte Formação do cavaco	Paul *et al.* (2001 e 2006) Dhar *et al.* (2002)
	AISI 4037	Metal duro (SNMG 120408-26)	Torneamento	Esforços de corte	Dhar e Kamruzzaman (2007)
	AISI 304	Metal duro (CNMG 432)	Torneamento	Propriedades do material Desgaste de Flanco e de cratera Esforços de corte Custos de produção	Hong e Broomer (2000)
	Ti-6Al-4V AISI 1018	Metal duro (CNMA 432-K68)	Torneamento	Desgaste da ferramenta Esforços de corte Rugosidade	Hong *et al.* (2001)
	Ti-6Al-4V Ti–5Al–5Mo–2Sn–V	Metal duro (SNMA 120408) Metal duro revestido com TiB_2	Torneamento	Desgaste da ferramenta Esforços de corte Rugosidade	Venugopal *et al.* (2003 e 2007)
	AISI 1018 AISI 1040 Ti-6Al-4V Al 6160 A390 PVC	Aço rápido M7	Fresamento	Desgaste de flanco Vida da ferramenta	Hong *et al.* (1998 e 1999)
Tratamento criogênico	Aço inoxidável	Aço rápido	Furação	Vida da ferramenta	Chatterjee (1992)
	ASSAB 760	Metal duro (SNGG 230408)	Torneamento	Desgaste da ferramenta Vida da ferramenta	Yong *et al.* (2006 e 2007)
	Aço médio carbono	Aço rápido	Furação Fresamento	Desgaste da ferramenta Dureza da ferramenta	Silva *et al.* (2006)
	Compósitos termoplásticos	Metal duro	Furação	Desgaste da ferramenta Qualidade do furo	Kim e Ramulu (2004)
	Fibra de madeira	Metal duro	Torneamento	Desgaste da ferramenta	Stewart (2004)

Adaptado de: Yildiz e Nalbant, 2008, p. 961.

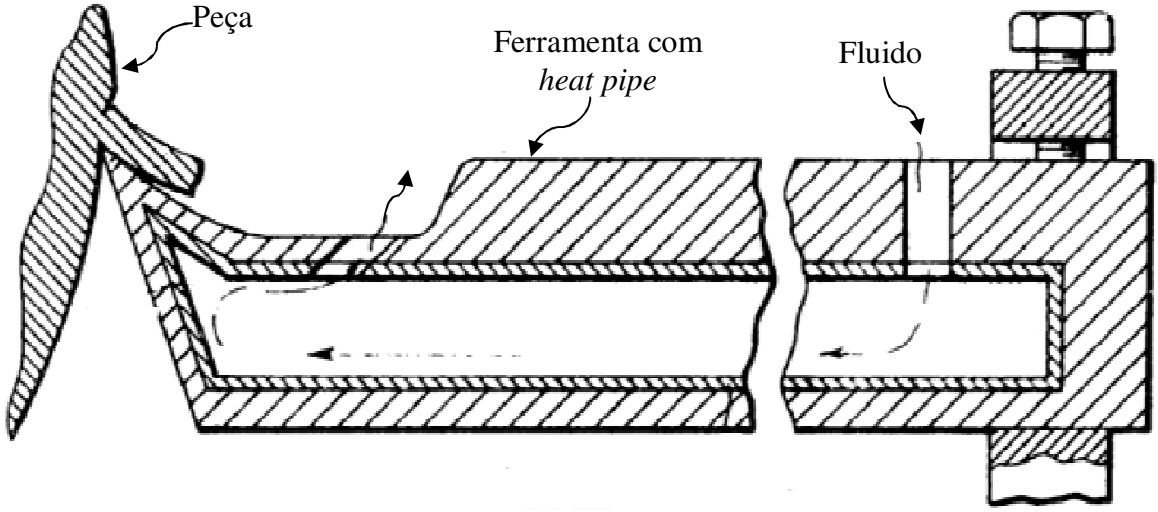
Shokrani et al. (2013), em revisão recente sobre o tema, apontaram algumas diretrizes na utilização do LN_2. Os autores mostram que na usinagem de materiais dúcteis, como aços de baixa liga e baixo teor de carbono, a pré-refrigeração da peça contribui para a melhora da usinabilidade. Estes materiais geralmente apresentam uma temperatura de transição dúctil frágil, na qual a diminuição da tenacidade favorece a redução dos esforços de corte, da adesão e da formação de aresta postiça de corte. Já na usinagem das ligas metálicas de maior dureza, a aplicação de LN_2 sobre a interface de corte leva a uma piora na usinabilidade decorrente do aumento excessivo da dureza e resistência do material da peça ao corte.

Segundo Obikawa et al. (2012) estes métodos especiais de usinagem ainda não são de ampla utilização pela indústria. Há certa complexidade tecnológica e dispersão dos resultados obtidos, que tem limitado aplicação destes métodos no meio industrial. Bermingham et al. (2012) e Shokrani et al. (2012) lembraram que a utilização deste tipo de refrigeração requer equipamentos adicionais aos sistemas de usinagem e não há recirculação do fluido, já que este é despejado na atmosfera; o que leva a necessidade de um sistema de ventilação forçada para dissipar gases como dióxido de carbono e nitrogênio, que podem acumular e diminuir o nível de oxigênio, causando asfixia. Os autores observaram que a aplicação de fluidos criogênicos apresenta bons resultados em certas condições como na usinagem de materiais de difícil usinabilidade, onde as aplicações convencionais falham. Contudo, estes desempenhos estão relacionados à associação do comportamento dos diferentes materiais das ferramentas de corte e seus revestimentos com os materiais a serem usinados e as técnicas de aplicação destes fluidos. O primeiro dispositivo comercial para usinagem criogênica foi desenvolvido pela Air Products and Chemicals Inc. (ICEFLY® - US Patent 6.513.336/2003) sendo a MAG IAS LLC a fabricante de máquinas ferramentas autorizada a utilizar o sistema, afirmaram Shokrani et al. (2012). Este sistema foi desenvolvido para utilização na linha de produção do avião caça de quinta geração Lockheed Martin's F-35 Lightning II. Destaca-se que a Lockheed Martins foi a solicitante do desenvolvimento do dispositivo e é uma das empresas que surgiram com a dissociação da Convair.

2.5.5 Refrigeração Interna

Desde a década de 70 há registros da investigação dos métodos de refrigeração indiretos da ferramenta de corte por Jeffries e Zerkle (1970). Os pesquisadores propuseram a circulação de fluido internamente no porta-ferramenta ou ferramenta de corte, como requeridos na patente US3664412, Zerckle (1972). O sistema era caracterizado pelo fluxo natural de um fluido em uma cavidade interna, evaporando-se ao extrair o calor da ferramenta de corte através de uma interface condutora, configuração conhecida por *heat pipe*. Os autores apontaram que o dispositivo poderia operar em circuito fechado ou aberto, aplicando o jato de vapor sobre a superfície de saída e peça, como apresentado na Figura 09.

Figura 09 – Refrigeração interna da ferramenta de corte com saída de vapor.



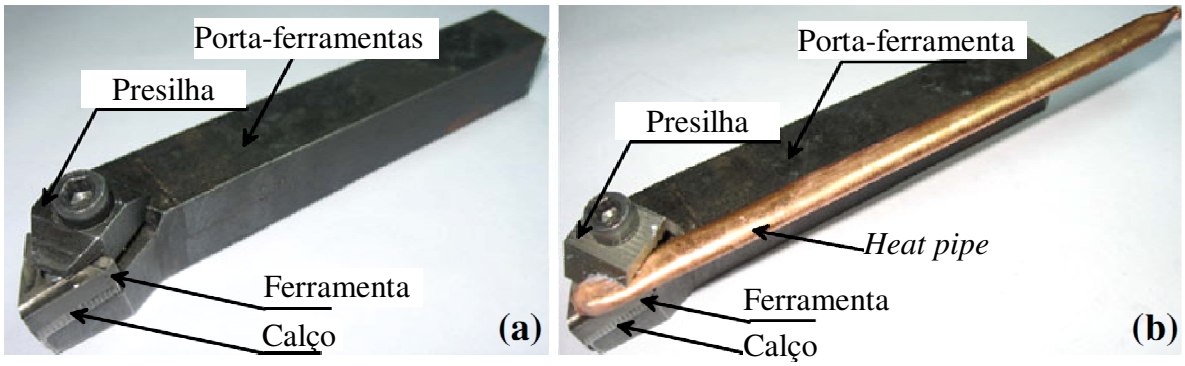
Adaptado de: Zerkle, 1972, p.3.

Zhao et al. (2002) afirmaram que cada vez mais atenção é dada aos métodos de refrigeração interna da ferramenta de corte; tendo desenvolvido um modelo matemático que relacionava o desgaste de flanco com o fluxo de calor e temperatura na aresta de corte. Supondo a refrigeração interna como um dissipador de calor abaixo da ferramenta, demonstraram que um sistema capaz de extrair calor a uma taxa de 45 W/mm².K seria capaz de aumentar a vida de uma ferramenta de metal duro sem revestimento em mais de 15%. Em estudo similar Zhao et al. (2006) observaram que o resfriamento indireto em taxas de 25 W/mm².K a 45 W/mm².K pode reduzir a temperatura na superfície de saída entre 50 e 100 ºC, quando comparado ao corte a seco.

Chiou et al. (2007) realizaram experimentos com um *heat pipe* no torneamento de aço AISI 1020 e 1040, com ferramenta de corte de metal duro sem revestimento, profundidade de corte de 1 mm, avanço de 0,1 mm/rev e velocidade de corte de 30 m/min. Os resultados indicaram uma redução de 25 ºC no flanco da ferramenta, ou seja, uma redução de 23% na temperatura registrada no corte a seco. A simulação realizada, supondo a geração de 15,7 W de energia térmica, apontou que a refrigeração indireta pôde reduzir em 60 ºC a temperatura da superfície de saída. Al-Odat (2010) em análise numérica similar verificou que, para uma condição de produção de energia de 20 W, se o *heat pipe* for capaz de extrair 40 W/mm².K, haveria redução de 75 ºC, ou 17%, na temperatura máxima na superfície de saída da ferramenta.

Liang et al. (2010) obtiveram redução de 96,6ºC, correspondente a 9,7%, na temperatura máxima da aresta de corte de uma ferramenta de metal duro sem revestimento no torneamento de aço AISI 1045 para Vc = 175,84 m/min, ap = 0,7 mm e f = 0,1 mm/rev. O sistema sem e com o *heat pipe* é mostrado na Figura 10.

Figura 10 – *Heat pipe* na refrigeração indireta.

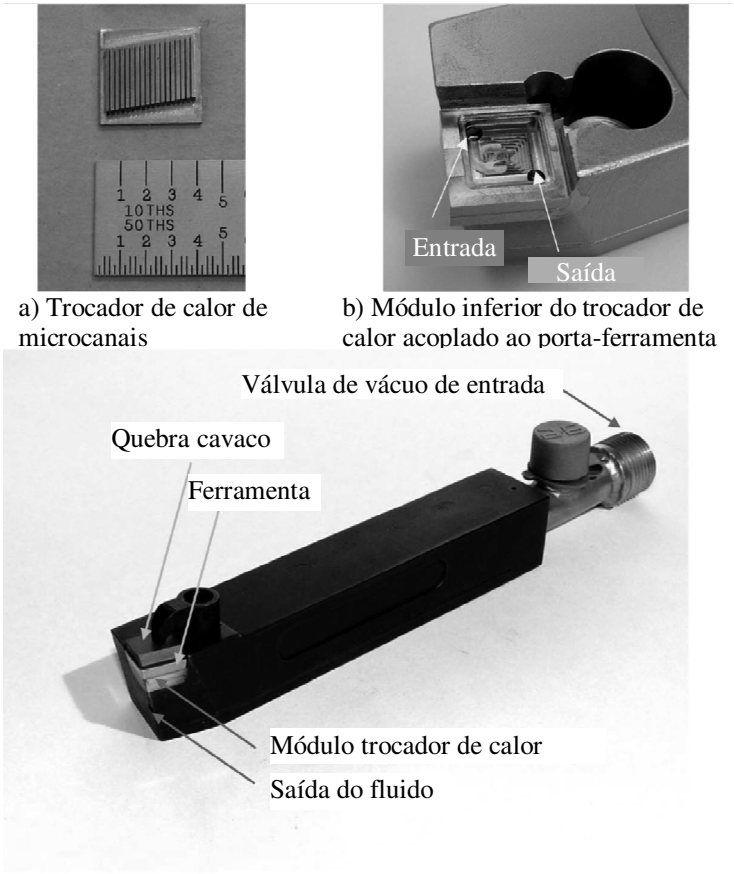


Fonte: Liang et al., 2010, p. 36.

Rozzi et al. (2011) afirmaram que alternativas de refrigeração indireta como o uso de *heat pipes* não são capazes de superar a aplicação convencional abundante de fluido de corte. Existem três elementos críticos para se alcançar o resfriamento efetivo da aresta de corte. O fluxo de calor é superior a 5 W/mm² e transmitido através da área de contanto entre cavaco e ferramenta, inferior a 1 mm², dificultando a extração por métodos baseados em fluidos sem mudança de fase. As ferramentas de corte e porta-ferramentas não são projetados para acomodar os sistemas de refrigeração indireta, impedindo a máxima aproximação entre

dissipador e aresta de corte. E por último, os pesquisadores lembram que para se tornar um método de ampla difusão e aceitação, o dispositivo deve ter custo acessível e ser integrável a qualquer máquina ferramenta convencional. Visando estes princípios, os engenheiros da Creare Incorporated, propuseram um sistema que utiliza um trocador de calor compacto de microcanais posicionado abaixo da ferramenta de corte. Um fluxo de LN_2 a 0,04 l/min promove o resfriamento da ferramenta através da acentuada transferência do calor latente na evaporação; sendo o gás liberado para a atmosfera. O dispositivo é mostrado na Figura 11.

Figura 11 – O trocador de calor de microcanais com LN_2.



a) Trocador de calor de microcanais

b) Módulo inferior do trocador de calor acoplado ao porta-ferramenta

c) Conjunto montado com ferrameta de corte

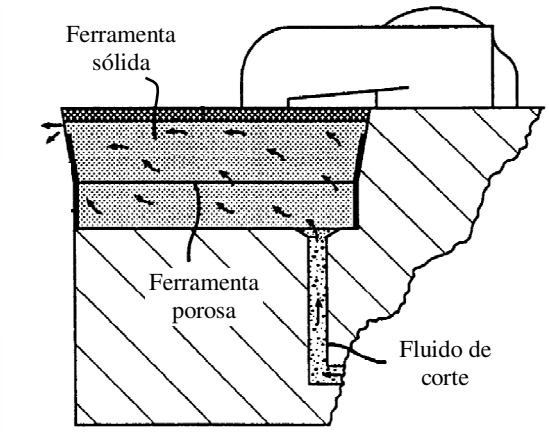
a) O trocador de calor de microcanais, b) o módulo inferior do trocador de calor acoplado ao porta-ferramentas adaptado e c) o conjunto montado com ferramenta de corte.

Adaptado de: Rozzi et al., 2011, p. 6.

Rozzi et al. (2011) preocuparam-se com o dimensionamento correto do trocador de calor para que não ocorresse um fluxo excessivo de calor, levando a formação de um filme de vapor isolante. Em análise numérica estimaram para o torneamento de aço AISI 416, com ferramenta de corte revestida por TiN-PVD, KC720, avanço de 0,33 mm/rev e profundidade de corte de 1 mm que para velocidade de corte de 100 m/min seriam gerados 53 W, enquanto a 200 m/min este valor seria de 74 W. Os resultados experimentais indicaram que a vida da ferramenta de corte pôde ser ampliada em dez vezes para velocidade de corte de 90 m/min, quando comparado à aplicação convencional de 5 l/min de fluido de corte. Entretanto, os resultados foram similares para a velocidade de corte de 200 m/min, onde o fluxo de calor real foi calculado como 80 W, superior aos 69 W suportados pelo trocador de calor com LN_2, ocorrendo a formação de um filme de vapor dentro do trocador de calor e diminuindo drasticamente sua eficiência. Por compreender o potencial e importância deste dispositivo perante as necessidades atuais por métodos de refrigeração alternativos, a Creare Incorporated possui a patente deste sistema para torneamento, Creare Incorporated (2011), US8061241, e de outro semelhante descrito na patente WO2010/144180, da Creare Incorporated (2010), para ferramentas ou porta-ferramentas rotativas, como para máquinas fresadoras. Todos têm como princípio a refrigeração indireta da ferramenta de corte por meio da evaporação de fluido criogênico, sendo posteriormente liberado para a atmosfera.

A Figura 12 traz a ilustração de outro sistema proposto de refrigeração indireta da ferramenta de corte.

Figura 12 – Ferramenta porosa para circulação de fluido internamente.

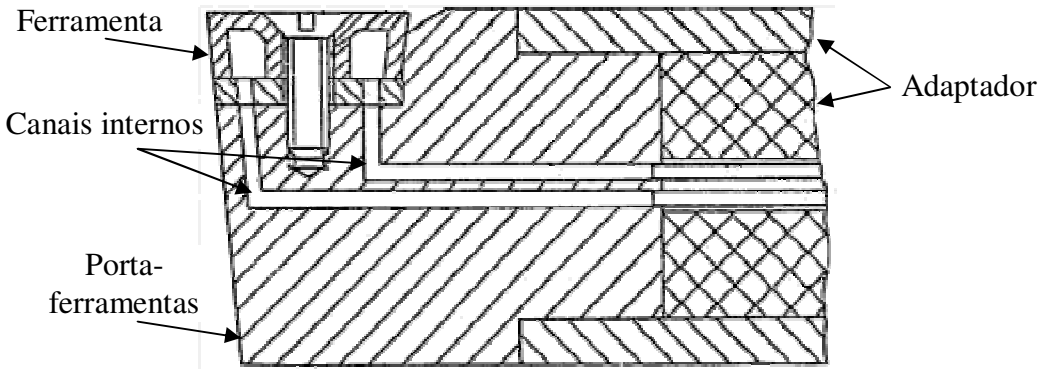


Adaptado de: Sandvik Ltda., 2000, p.1.

Em patente da Sandvik Ltda. (2000), US6053669, foi proposto um sistema de refrigeração com o fluido sendo direcionado para a peça após absorver parte da energia térmica da ferramenta. O dispositivo baseia-se em uma nova concepção de ferramentas de corte com substrato feito de material poroso que possibilita a passagem de líquido, sendo a saída direcionada à peça, com o intuito principal de resfria-la. O documento salienta que esta configuração é diferente das demais propostas em outras patentes por ser viável à medida que não altera a geometria da ferramenta de corte com canais internos que poderiam fragiliza-la. Este elemento, contudo, não opera com mudança de fase do fluido refrigerante durante a remoção de calor da ferramenta de corte, sendo esta função considerada secundária.

Rasa (1989) em patente EP01860671 descreveu um dispositivo para refrigeração indireta da ferramenta de corte caracterizado pelo porta-ferramentas e, ou, ferramenta de corte serem confeccionados em forma de casca, preenchidos por material diferente, mais resistente a esforços mecânicos, com maior rigidez e possuindo canais internos de entrada e saída de fluido refrigerante, como exposto na Figura 13. Não há referência aos materiais que poderiam compor o dispositivo, fluido de resfriamento utilizado ou se o método envolve sua vaporização.

Figura 13 – Porta-ferramentas e ferramenta de corte com canais para refrigeração interna.

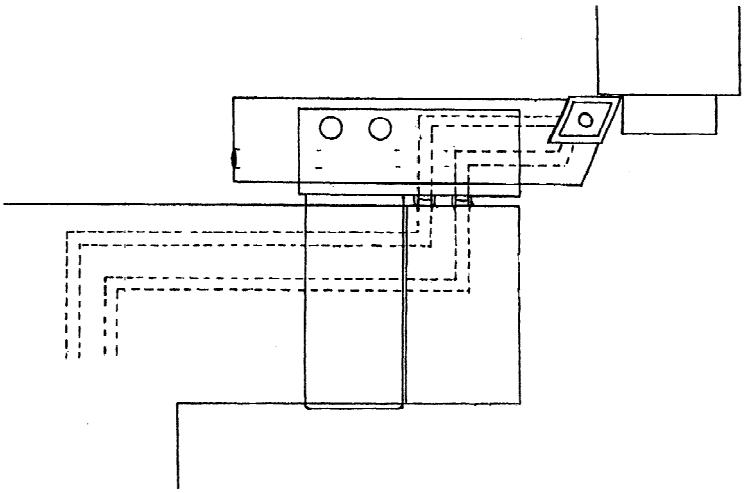


Adaptado de: Rasa, 1989, p. 11.

Em outro sistema de refrigeração indireta Mauel (2001) propôs uma solução, segundo o próprio autor, de fabricação mais viável do que a proposta por Rasa (1989). Como indicado na Figura 14, a ferramenta de corte é posicionada sobre um porta-ferramentas com

dois canais internos de circulação de fluido refrigerante, selando-os e ficando em contato direto com o líquido. Não são apresentadas descrições adicionais.

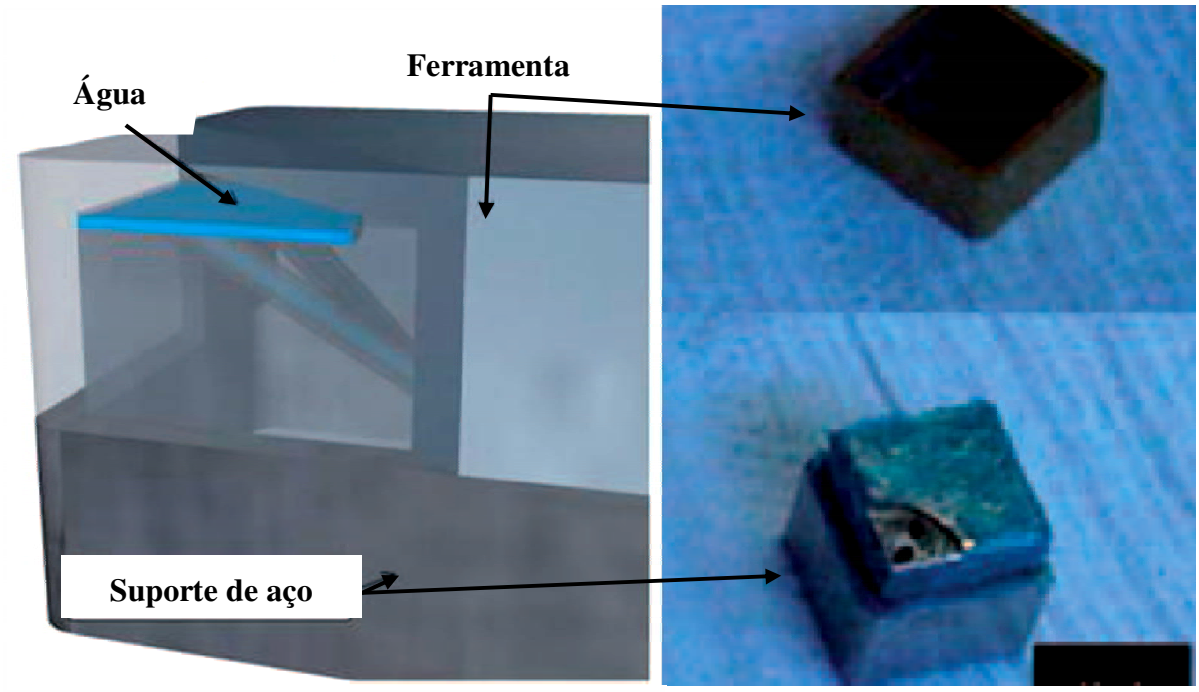
Figura 14 – Sistema proposto por Volkmar Mauel.



Adaptado de: Mauel, 2001, p.9.

Ferri et al. (2013), em desenvolvimento posterior do protótipo confeccionado em aço rápido por Sun et al. (2012), avaliaram a redução da temperatura na região de corte promovida pela utilização de uma ferramenta de corte adaptada para receber resfriamento indireto. Como ilustra a Figura 15, o sistema consistia de um inserto quadrado de metal duro usinado por eletroerosão para acoplar sobre um suporte de aço com microcanais de 0,8 mm, formando uma cavidade entre as duas superfícies de 1 mm. Foi utilizada uma vazão de 0,3 l/min de água como fluido para a refrigeração interna; com a espessura da ferramenta de corte de 1 mm. O torneamento da liga AA6082-T6 em velocidades de corte de 200, 250 e 300 m/min, avanço de 0,10, 0,15 e 0,20 mm/rev indicou que o método, em comparação ao corte a seco, foi capaz de reduzir a temperatura do cavaco aproximadamente em 25 ºC, ou 9,6% para a profundidade de 0,50 mm. Não há referência à formação de vapor de água, ou se este efeito foi considerado para o dimensionamento da câmara, como propôs Rozzi et al. (2011), a fim de evitar a formação de uma camada de vapor isolante.

Figura 15 – Conjunto, ferramenta e suporte de resfriamento para refrigeração interna.



Adaptado de: Ferri et al., 2013, p.3.

Os métodos de refrigeração indiretos expostos ainda que tenham propiciado aumento na vida das ferramentas de corte são limitados, seja por não utilizarem fluídos com mudança de fase, ou por necessitarem de ferramentas de corte especiais, ou pelo fluxo reduzido de refrigerante, já que este é liberado para a atmosfera, ou seja, sem recirculação. Um sistema de refrigeração indireta deve então considerar o intenso fluxo de calor durante a usinagem, operando com fluído em mudança de fase e evitando a formação de um filme de vapor isolante. Restringir as modificações na geometria da ferramenta de corte para se tornar integrável a diferentes máquinas ferramentas. Utilizar um circuito fechado, com recirculação do refrigerante, reduzindo custos e impacto à saúde e meio ambiente. E fornecer desempenho similar ou superior à aplicação de fluído de corte. Neste contexto, este trabalho tem como propósito a concepção, elaboração e análise do desempenho de um porta-ferramentas adaptado para formar um sistema de refrigeração interna com circuito fechado e fluido com mudança de fase, sem alterar a ferramenta de corte. Com um fluido refrigerante com temperatura de vaporização próxima a temperatura ambiente, busca-se simplificar o sistema de condensação. Sem modificar a geometria externa de um porta-ferramentas convencional

visa-se a manutenção da rigidez necessária ao porta-ferramentas e a possibilidade de utilização em diversos equipamentos. O sistema proposto tem como intenção não apenas a substituição do uso de fluído de corte e superação das dificuldades associadas, mas também aplicações nas quais estes não são utilizados, como na usinagem de peças livres de contaminações. Além disso, opera com redução do consumo e recuperação de fluído refrigerante, já que não há perdas para a atmosfera no ciclo fechado; tem potencial de menor consumo de energia elétrica; favorece a reciclagem do cavaco e elimina a contaminação de água em etapas de lavagem; promove a extensão da vida útil das ferramentas de corte e a redução dos resíduos da produção. Este trabalho, que procura seguir a direção sustentável da produção, é baseado no redesign de um porta-ferramentas, ou seja, em uma nova concepção de suas funções nos processos de usinagem.

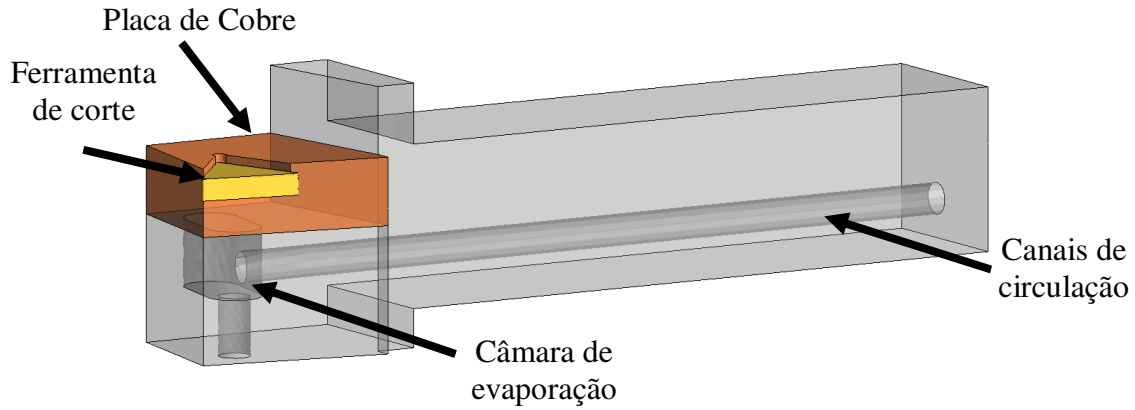
3 Materiais e Métodos

Neste capítulo são apresentadas todas as etapas de concepção, desenvolvimento, instalação, monitoramento, análise dos resultados experimentais preliminares, delineamento da avaliação definitiva do protótipo e métodos de análises utilizados.

3.1 Desenvolvimento e Instalação do Porta-ferramentas

A Figura 16 apresenta o primeiro porta-ferramentas desenvolvido (Projeto de Iniciação Científica FAPESP 08/50918-6). O projeto do novo porta-ferramentas iniciou-se pela análise dos resultados obtidos com o modelo anterior, como exposto por Vicentin et al. (2011).

Figura 16 – Protótipo inicial do porta-ferramentas refrigerado internamente.

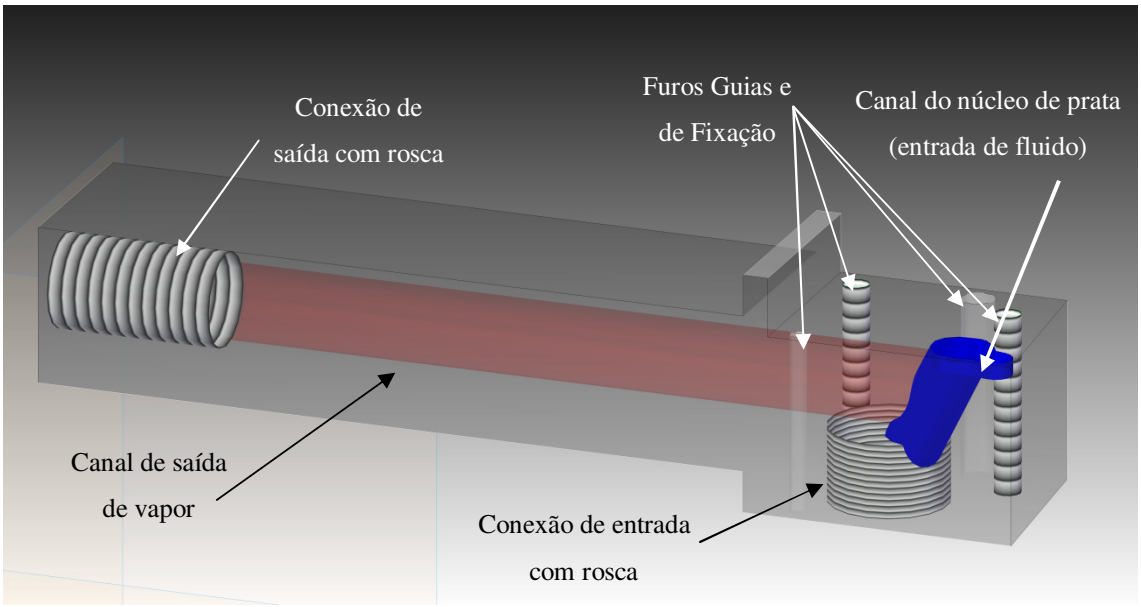


Adaptado de: FAPESP 08/50918-6

Apesar dos resultados promissores apresentados por este modelo, notou-se que durante a mudança de fase do fluido, uma parcela do vapor gerado ficava aprisionada na câmara de evaporação, criando um colchão de gás que impedia a troca direta de calor entre o líquido e a placa de cobre, diminuindo a eficácia do sistema. A placa também serviu como assento para a ferramenta, sofrendo deformação plástica por não suportar os esforços de corte.

Visando melhorar o desempenho do porta-ferramentas refrigerado, torná-lo aplicável a qualquer processo de torneamento e manter sua simplicidade construtiva, foi desenvolvido um novo protótipo com as mesmas dimensões externas de um porta-ferramentas convencional, de seção quadrada 20 x 20 mm com $\chi r = 90º$, $\gamma = 0º$ e $\lambda s = 0º$, respectivamente o ângulo de posição, ângulo de saída e ângulo de inclinação; substituindo-se a placa de cobre por um núcleo de prata, com maior condutividade térmica (426 W/m.K vs 398 W/m.K) e uma câmara de evaporação inclinada, favorecendo o escoamento do vapor formado. Para garantir a rigidez do sistema o núcleo de prata toca cerca de 50% da superfície inferior da ferramenta, estando o restante desta apoiada sobre a estrutura de aço ABNT 1045 do porta-ferramentas. A Figura 17 apresenta este novo modelo.

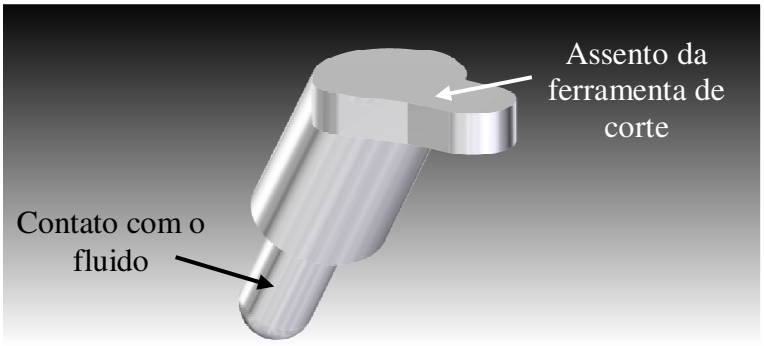
Figura 17 – Porta-ferramentas refrigerado internamente.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 17 observa-se em vermelho e azul os canais interno de saída de vapor e entrada de fluido, respectivamente, que formam a câmara de evaporação com a superfície inferior do núcleo de prata, apresentado na Figura 18. Este foi inserido no canal inclinado garantindo maior rigidez ao sistema e formando uma câmara propícia ao escoamento do vapor. A estrutura do porta-ferramentas possuí furos destinados aos pinos guias e para fixação do esbarro e presilha da ferramenta de corte.

Figura 18 – Núcleo de Prata para transferência de calor.

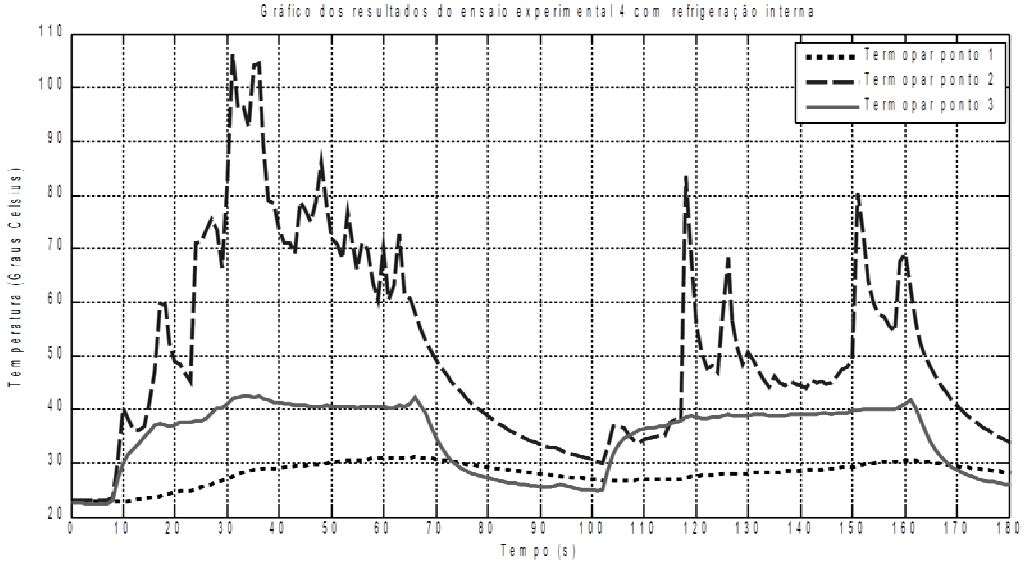


Fonte: Elaborado pelo autor.

O núcleo de prata foi dimensionado para que houvesse maior área de troca de calor entre ferramenta de corte e fluido. A porção inferior, de menor diâmetro, segue este propósito, aumentando a área de troca de calor com o fluido.

No Projeto de Iniciação Científica FAPESP 2009/10263-3 foi desenvolvida a simulação térmica do primeiro protótipo do porta-ferramentas. Constatou-se que os termopares posicionados na superfície da ferramenta de corte ficaram vulneráveis aos efeitos da radiação térmica e convecção da peça, inviabilizando a utilização destes; como apresentado na Figura 19.

Figura 19 – Perfil das temperaturas registradas nos primeiros experimentos.

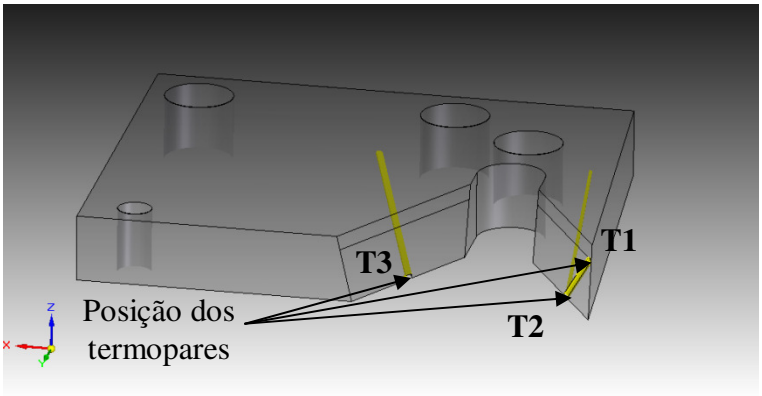


Adaptado de: FAPESP 2009/10263-3.

A partir desta observação, da necessidade de proteção física dos fios dos termopares e para tornar possível a usinagem do porta-ferramentas, com o furo inclinado da câmara de evaporação, através de métodos convencionais, o porta-ferramentas foi divido em duas estruturas acopláveis: o corpo do porta-ferramentas, representado na Figura 17 e o esbarro da ferramenta de corte.

A Figura 20 mostra o esbarro da ferramenta que fornece suporte ao inserto e apresenta canais na superfície inferior nos quais foram inseridos microtermopares de 0,3 mm de diâmetro, do tipo K. Os termopares (T1, T2 e T3) foram posicionados em três posições distintas a fim de se obter o perfil térmico da ferramenta de corte.

Figura 20 – Esbarro da ferramenta de corte.

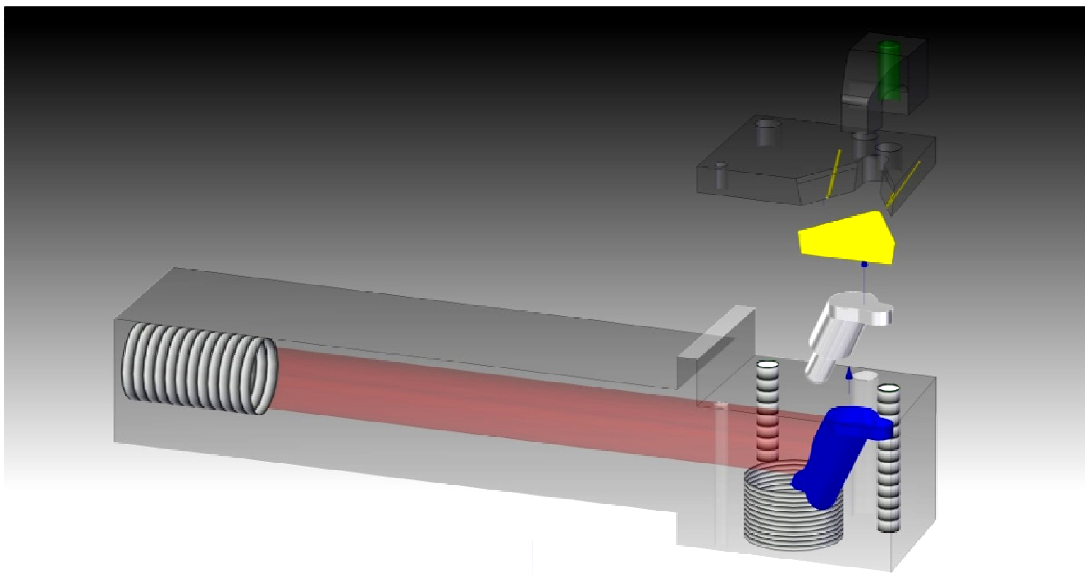


Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 21 traz a vista explodida do modelo proposto para o porta-ferramentas com o esbarro, ferramenta de corte, núcleo de prata e presilha de fixação.

Definido o modelo final do porta-ferramentas prosseguiu-se com sua usinagem e fundição do núcleo de prata na geometria desejada. A Figura 22 expõe o porta-ferramentas desenvolvido e o núcleo de prata sendo inserido na cavidade, formando a câmara de evaporação.

Figura 21 – Porta-ferramentas completo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 22 – Porta-ferramentas e núcleo de prata confeccionados.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A câmara de evaporação delimitada pela superfície inferior do núcleo de prata e o canal de entrada do fluido é apresentada na Figura 23. A câmara possui certa inclinação necessária ao escoamento do vapor e manutenção da rigidez da estrutura.

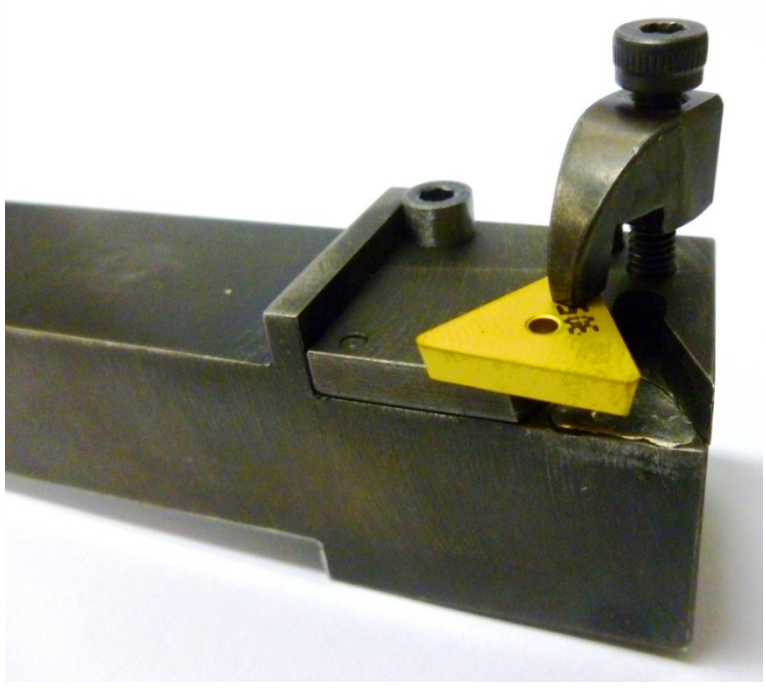
Figura 23 – Câmara de evaporação



Fonte: Elaborado pelo autor.

O conjunto porta-ferramentas, esbarro, núcleo de prata, ferramenta de corte e presilha esta na Figura 24.

Figura 24 – Porta-ferramentas montado com ferramenta de corte.

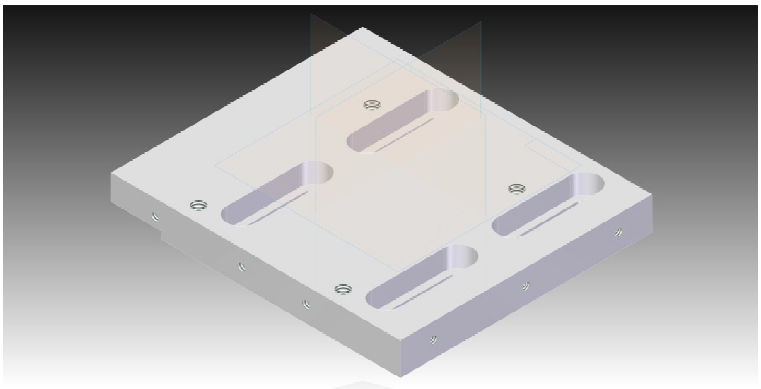


Fonte: Elaborado pelo autor.

O porta-ferramentas confeccionado foi instalado no Torno CNC Romi Centur 30D sobre o carro transversal na fixação pré-existente para ferramentas opcionais traseiras, que facilitou o acoplamento do dinamômetro sobre a estrutura. Para o correto posicionamento da

ferramenta de corte na linha de centro do corpo de prova, foi usinado um adaptador de aço capaz ligar o dinamômetro, sobre o qual ficaria o porta-ferramentas, ao carro transversal. O modelo deste calço é mostrado na Figura 25.

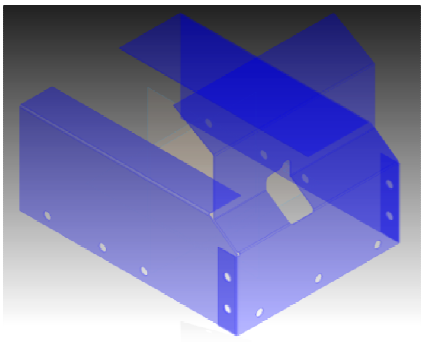
Figura 25 – Adaptador para fixação do dinamômetro no torno CNC.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Neste trabalho o sistema do porta-ferramentas refrigerado internamente é constituído também pelos fios dos termopares, dinamômetro e seu respectivo cabo de comunicação, além dos tubos nos quais circulam o fluido refrigerante. Assim, fez-se necessária a criação de uma carenagem de aço, dobrada e com perfil cortado a laser, capaz de proteger estes itens dos cavacos produzidos durante a usinagem. Para que os choques dos cavacos contra a carenagem não fossem transmitidos ao sistema de aquisição de esforços, sua fixação é realizada no adaptador do dinamômetro. O desenho da carenagem é dado na Figura 26.

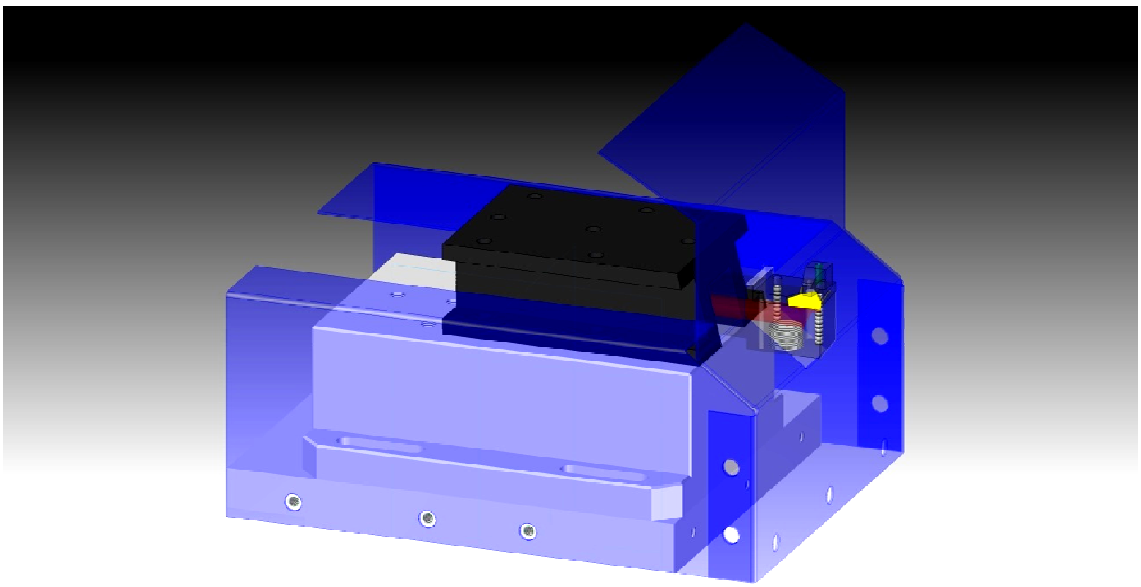
Figura 26 – Carenagem.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 27 ilustra o modelo de todo o conjunto montado, incluindo o porta-ferramentas, adaptador do dinamômetro, dinamômetro e carenagem.

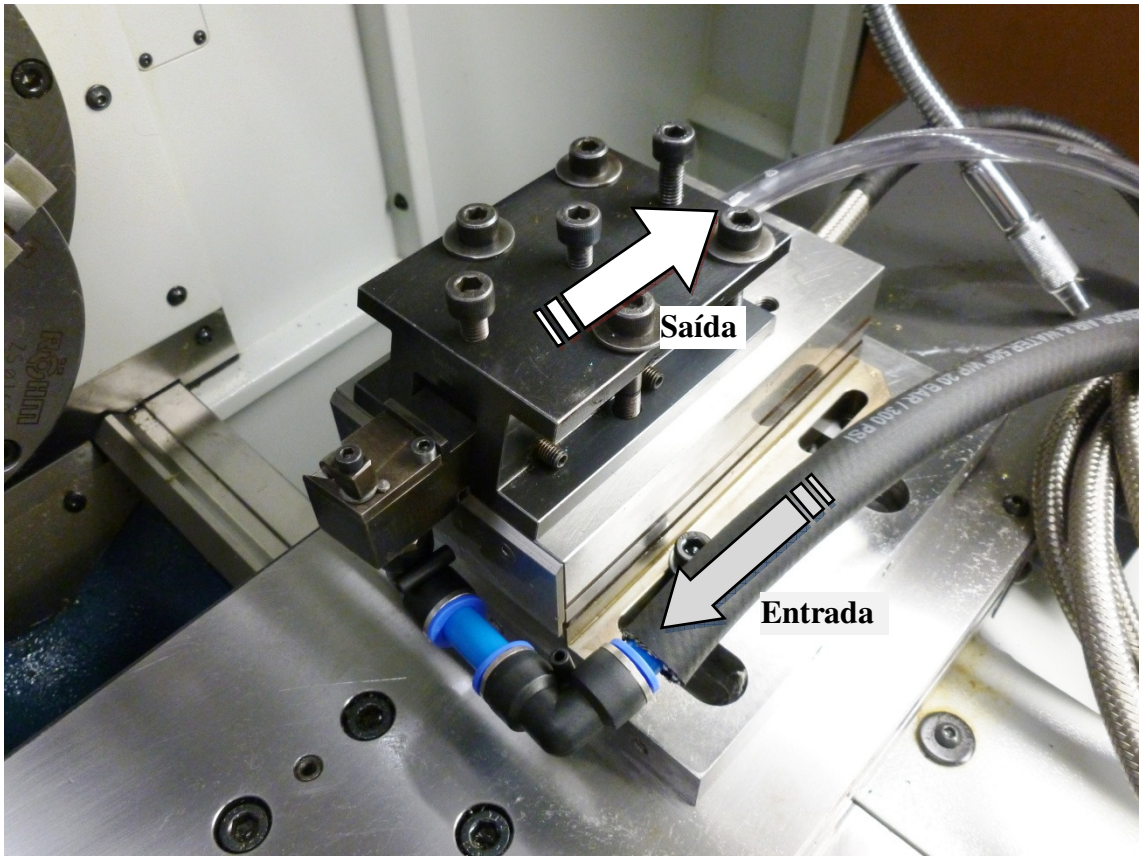
Figura 27 – Modelo completo do conjunto montado.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 28 traz o conjunto montado com os canais de entrada e saída do fluido refrigerante instalados no torno, sem a carenagem e os termopares. A mangueira cristal na saída do porta-ferramentas permite a visualização da formação de vapor durante a usinagem. As setas representam o sentido de entrada e saída do fluido refrigerante.

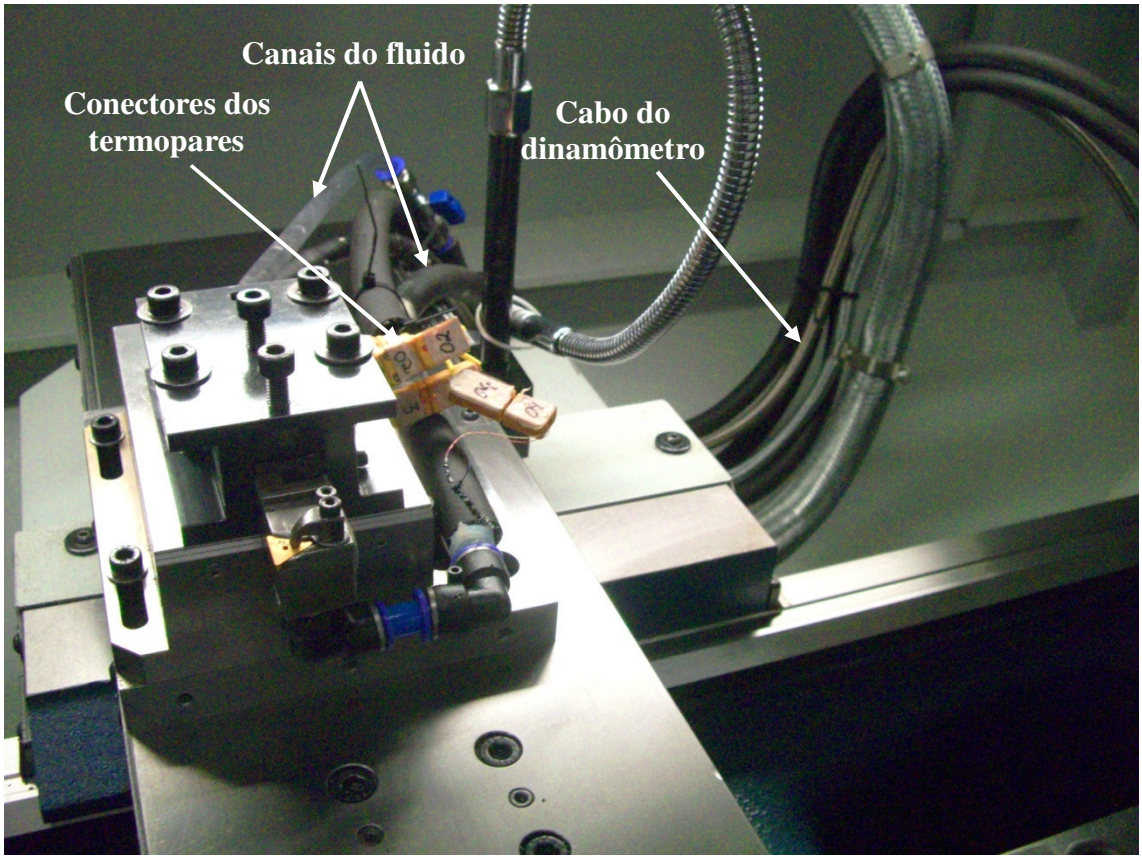
Figura 28 – Conjunto instalado.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As vias de circulação de fluido refrigerante e os fios dos termopares foram revestidos com tubos espessos de borracha, visando à proteção destes contra os cavacos. Esta estrutura, bem como as conexões dos termopares e o cabo de transmissão de sinais do dinamômetro estão na Figura 29.

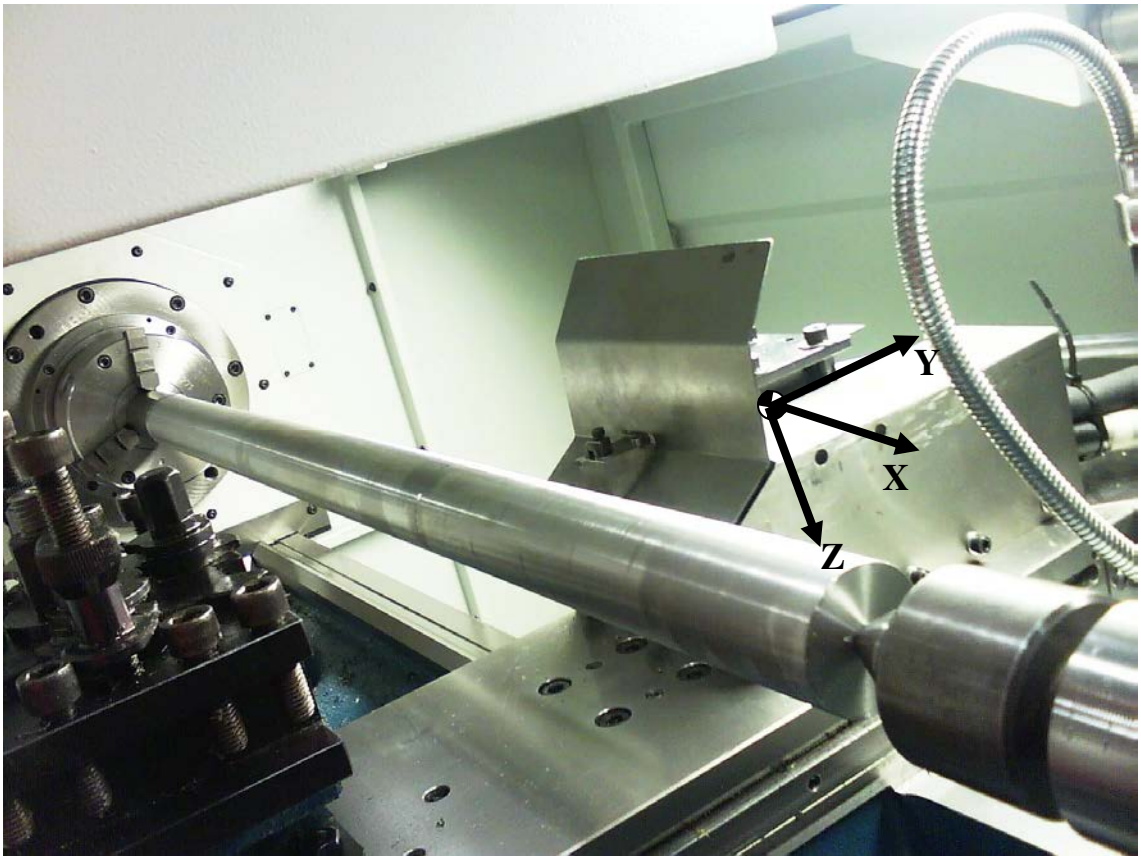
Figura 29 – Proteção das vias de circulação e cabos.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O conjunto montado com a carenagem e o sistema de aquisição de temperatura está representado na Figura 30. Na montagem, observa-se a usinagem de um corpo de prova de 1 m de comprimento, utilizado nos testes preliminares de funcionamento de todos os sistemas (porta-ferramentas, circulação de fluido e monitoramento das condições de corte). Também estão indicados os sentidos dos eixos em que o dinamômetro mede os esforços de corte.

Figura 30 – Conjunto completo instalado submetido a teste preliminar.



Fonte: Elaborado pelo autor.

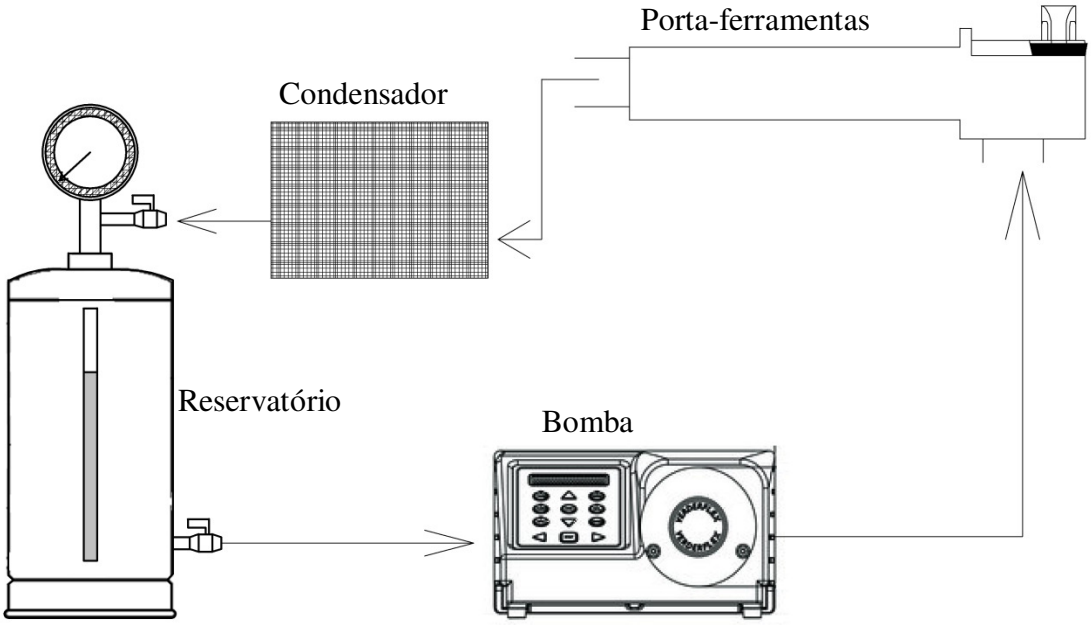
3.2 Sistema de Circulação e Condensação do Fluido Refrigerante

O porta-ferramentas refrigerado internamente proposto baseia-se na evaporação do fluido refrigerante circulando internamente e em circuito fechado, ou seja, o calor gerado no processo de corte é removido pelo fluido ao evaporar e este é condensado e armazenado.

Diferente dos métodos propostos por Jeffries e Zerkle (1970), Rasa (1989), Liang et al. (2010), Rozzi et al. (2011), Sun et al. (2012) e Ferri et al. (2013), o sistema proposto busca, além da eficácia, a simplicidade construtiva. A seleção correta do fluido refrigerante é etapa fundamental do processo. Para que não seja necessária a criação de um ciclo de refrigeração sob pressão, o fluido deve ter seu ponto de ebulição a 1 atm próximo a temperatura ambiente. Apenas um sistema com condensador exposto ao ar ambiente com convecção forçada por um ventilador é suficiente para condensar o vapor, como ilustra a Figura 31. Os fluidos

refrigerantes que atendem a esta característica e suas respectivas temperaturas de mudança de fase a pressão ambiente são: R11(23,6 ºC), R123(27,85 ºC), R141b(32 ºC) e R30(39,6 ºC).

Figura 31 – Esquema do sistema de circulação e condensação do fluido refrigerante.



Fonte: Elaborado pelo autor.

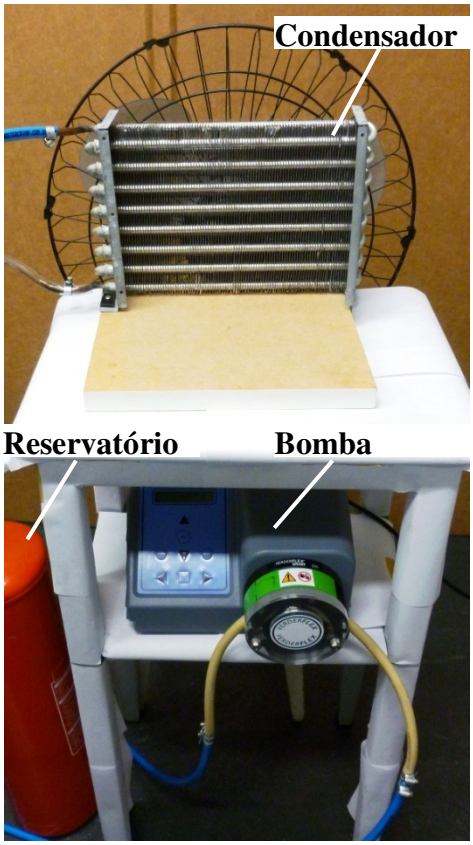
Na Figura 31 o fluido entra no estado líquido na câmara de evaporação abaixo da ferramenta de corte no porta-ferramentas e saí, carregando o vapor formado, em direção ao condensador, seguindo posteriormente para o reservatório de armazenamento e bomba.

O fluido refrigerante R-141b, da Dupont®, que possui temperatura de vaporização (a 1 atm) de 32,1 ºC e calor latente de 223 kJ/kg, foi escolhido por ter maior temperatura de ebulição do que o R123, não ser um CFC como o R11 e por sua disponibilidade. Testes preliminares, entretanto, indicaram que este fluído é reativo com os polímeros em geral e com os componentes das bombas convencionais. A utilização de vias de poliuretano no sistema de circulação e condensação evitou contaminações e deterioração. Outra vantagem das vias de poliuretano é a possibilidade de emprego das conexões instantâneas, normalmente utilizadas em sistemas pneumáticos; facilitando o processo de montagem do sistema. Apenas as vias de saída do porta-ferramentas e saída do condensador são em mangueira cristal, por permitirem a visualização do fluxo de vapor, importante nestes trechos.

Como observado no projeto anterior, o fluido utilizado reage com os componentes das bombas convencionais. Neste estudo utilizou-se uma bomba peristáltica VerderFlex Smart S10C com tubulação verderprene (específica da bomba e também inerte ao fluido refrigerante) com vazão máxima de 1.78 l/min para forçar a circulação do fluido. O condensador, posicionado na saída do porta-ferramentas, será de alumínio, por não ser reativo com este tipo refrigerante.

A Figura 32 traz o sistema de circulação de fluido, com o radiador, ventilador, bomba peristáltica e reservatório. A tubulação de retorno do condensador ao reservatório é em mangueira cristal para permitir a inspeção visual se todo o vapor produzido está sendo condensado.

Figura 32 – Sistema de circulação, condensação e reservatório do fluido refrigerante.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Sendo o fluido refrigerante volátil a temperatura ambiente, a carga do sistema de refrigeração deve ser realizada a baixa temperatura. A Figura 33 exemplifica o procedimento

adotado para enchimento do reservatório. Além do resfriamento em banho de gelo do cilindro, os 5 litros de fluido que foram carregados também estavam a -4ºC, após 5 horas em um freezer. O vaso utilizado foi equipado com manômetro, nível lateral (mangueira cristal) e válvulas.

Figura 33 – Procedimento para carga do fluido refrigerante no reservatório.



Fonte: Elaborado pelo autor.

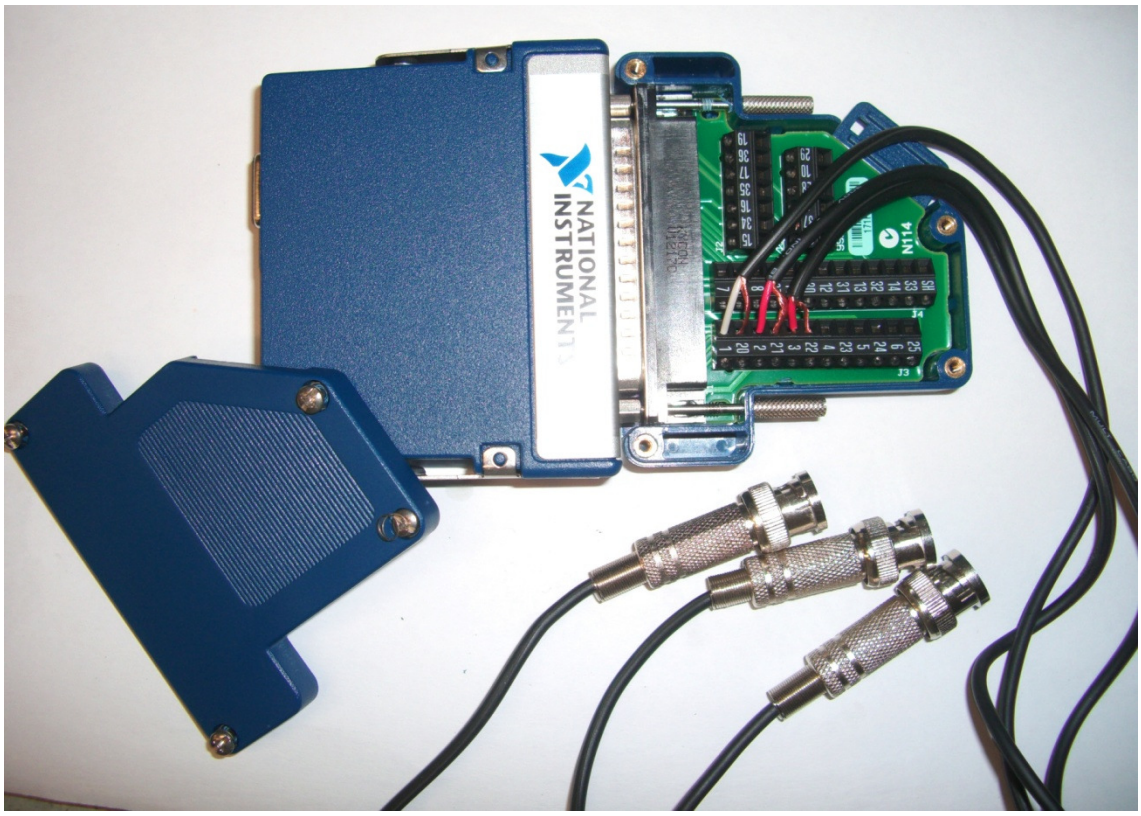
3.3 Sistemas de Monitoramento das Condições de Corte e Aquisição de Dados

Os experimentos foram monitorados para caracterização das influências do sistema de refrigeração interna na diminuição da temperatura na região de corte e as alterações nos esforços de corte. Além da comparação de como estes fatores são alterados com o tipo de

refrigeração usada, ou seja, no corte a seco, no uso de fluido de corte convencional e no uso do sistema de refrigeração interna.

Os esforços de corte foram captados utilizando-se o dinamômetro de três coordenadas da Kistler – 9257BA conectado a unidade de controle 5233A1 que possui um filtro passa baixo de 200 Hz e permite a seleção do *range* apropriado para os esforços em cada direção (5 kN no sentido do eixo Z e 2 kN para os eixos X e Y). As saídas coaxiais da unidade de controle do dinamômetro estão conectadas a um módulo de aquisição de dados analógicos da *National Instrument* modelo NI-9207, que se comunica a um notebook através do chassi de ethernet cDaq-9188, a uma frequência de aquisição de 200 Hz. Os cabos coaxiais preparados e a instalação no módulo de aquisição são mostrados na Figura 34.

Figura 34 – Módulo de aquisição dos esforços de corte.



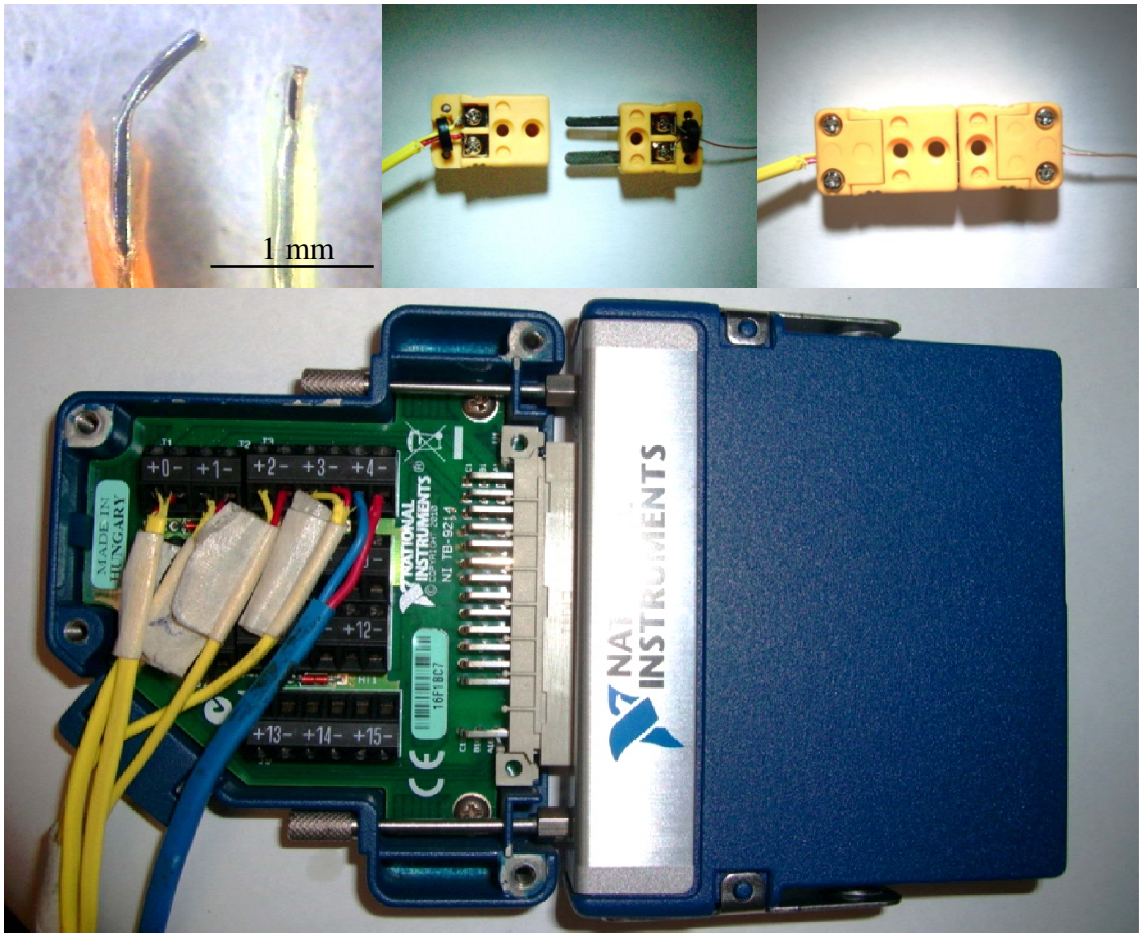
Fonte: Elaborado pelo autor.

As temperaturas da ferramenta de corte foram registradas através de três microtermopares (diâmetro 0,3mm) do tipo K, posicionados no esbarro em contato com a ferramenta de corte. Também foram aquistadas a temperatura ambiente e a de entrada do

fluido na câmara de evaporação. Estes dados são essenciais na compreensão do funcionamento do sistema proposto e comparação deste método de refrigeração com os demais estudados.

Os valores de tensão registrados por cada termopar foram aquistados através do módulo de entrada analógica para termopares NI-9214, através do mesmo chassi, a uma frequência de 1,04 Hz. Estando distante o módulo de aquisição de temperatura e a ferramenta de corte, cada microtermopar têm seus dados transmitidos por 5m de cabo de extensão tipo KX. O microtermopar, sua conexão ao cabo de extensão através de microconectores e a instalação no módulo de aquisição são apresentados na Figura 35.

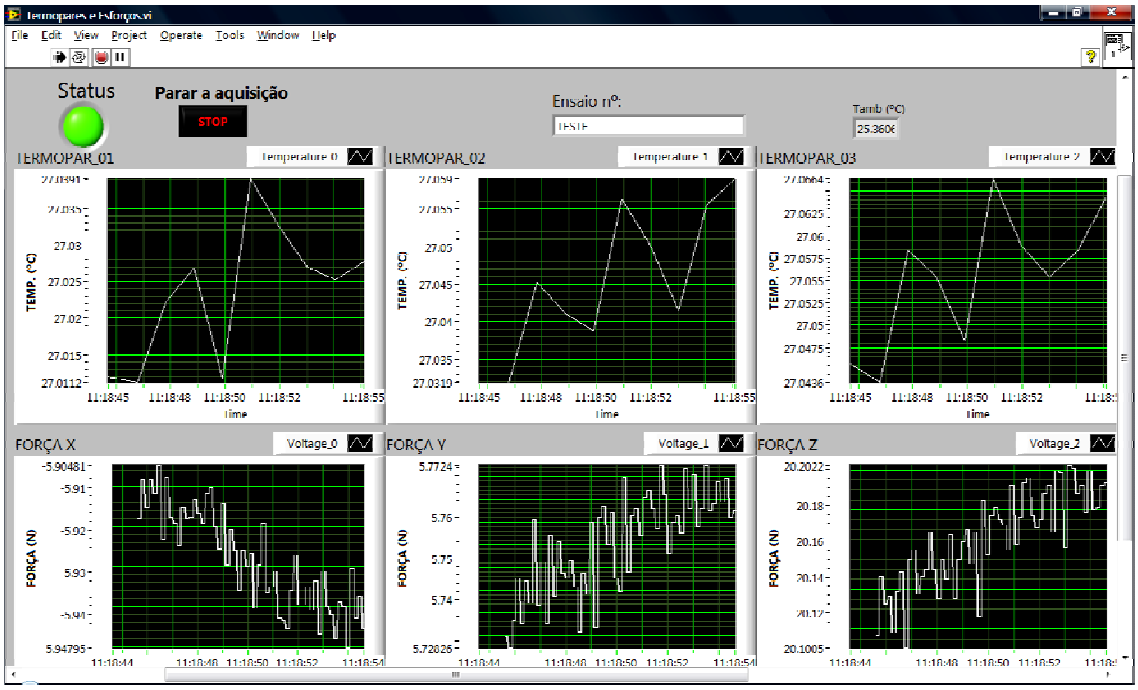
Figura 35 – Microtermopares e conexão ao módulo de aquisição de temperaturas.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Um programa foi desenvolvido em ambiente *LabView* 6.1 para atuar como interface da conexão e gravação dos dados captados pelo chassis à um notebook. A tela do painel frontal está apresentada na Figura 36.

Figura 36 – Interface de aquisição de dados em Labview.



Fonte: Elaborado pelo autor.

3.4 Corpos de Prova e Ferramentas de Corte

O desempenho do método de refrigeração proposto e do porta-ferramentas criado foram estudados para diversas configurações, a fim de se compreender a transferência de calor entre peça e ferramenta, as variações dos esforços de corte, os mecanismos de desgaste da ferramenta de corte e a qualidade da superfície produzida na peça. Esses resultados foram comparados com os obtidos no método de usinagem a seco e com fluido de corte.

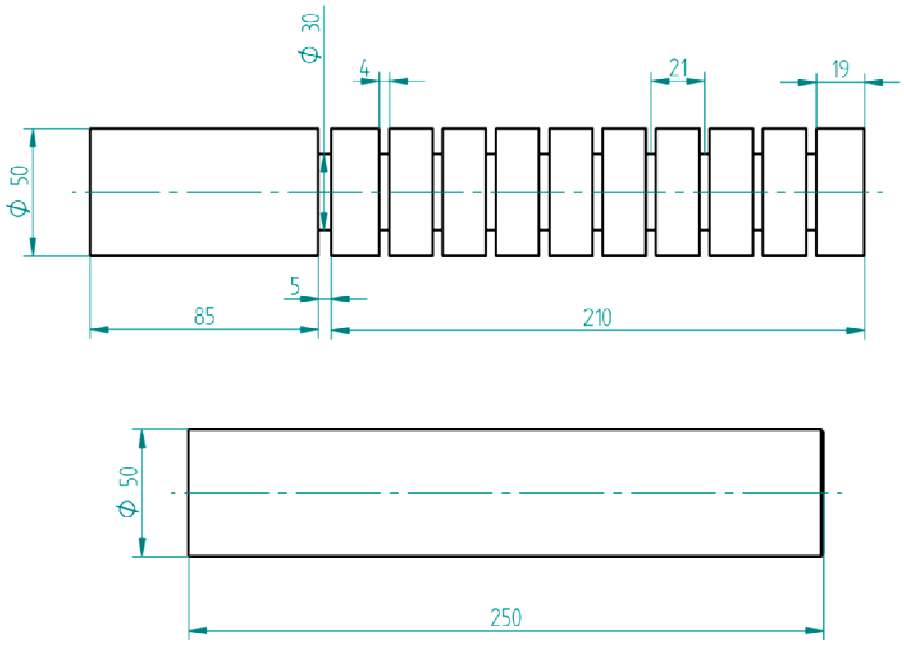
Foram confeccionados corpos de prova de aço ABNT 1045, laminado a frio, que é amplamente estudado na literatura, possue boa usinabilidade e boa condutividade térmica de 49,8 W/m.K. Para a usinagem deste aço foram utilizadas ferramentas de corte de metal duro sem revestimento, fabricadas pela ISCAR, modelo TPUN 160308, IC 20, sem quebra cavacos, classificação ISO M10-M25, com 6% de cobalto, condutividade térmica de 60 W/m.K e difusividade térmica de $16{,}22.10^{-6}$ m²/s; propriedades mensuradas por Fahad et a.l

(2013). Estas ferramentas ainda que em desuso, fornecem simplificações para o estudo dos mecanismos de desgaste e transferência de calor, por não possuirem camadas de diferentes materiais, que atuam também como isolantes para o fluxo de calor.

Para compreensão das capacidades e limitações deste novo processo de torneamento, também foram criados corpos de prova com o aço inoxidável SAE XEV-F, ligado com Cr-Mn-Ni-N, com adições de Nb e W, normalmente empregado na fabricação de válvulas de motores de combustão interna que operam a mais de 750 ºC, sendo de difícil usinabilidade, baixa condutividade térmica de 14 W/m.K (propriedade similar ao Inconel e ao aço inoxidável AISI 304) e endurecível por precipitação de carbonetos de cromo. Nestes casos utilizou-se ferramentas de metal duro revestidas, modelo TPUN 160308, sem quebra cavacos, classe IC 9054, revestidas com camadas de TiN, Al_2O_3 e TiCN, com classificação ISO P15-P40, M10-M30, com 6% de cobalto e condutividade térmica e difusividade consideradas idênticas à ferramenta sem revestimento. As ferramentas de corte selecionadas possuem também a menor espessura disponível nesta geometria (3,17 mm), favorecendo a transmissão de calor para o fluido refrigerante interno, ao contrário das ferramentas utilizadas no protótipo anterior. As principais propriedades dos aços utilizados são apresentadas na Tabela 3 e mais informações no Apêndice A, extraídas do banco de dados da TotalMateria (2013).

As dimensões dos corpos de prova estão determinadas na Figura 37 e na Figura 38.

Figura 37 – Dimensões dos corpos de prova de aço ABNT 1045.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 3 – Composição e propriedades dos aços ABNT 1045 e SAE XEV-F.

ABNT 1045							
C	**Si**	**Mn**	**Cr**	**Nb**	**Ni**	**N**	**W**
0,45	0,40	0,65	0,40	0,10	0,40	0,04	0,05
Módulo de Elasticidade [GPa]					205		
Densidade [Kg/m³]					7844		
Condutividade Térmica [W/m.K]					49,8		
Calor Específico [J/kg.K]					486		
SAE XEV-F							
C	**Si**	**Mn**	**Cr**	**Nb**	**Ni**	**N**	**W**
0,53	0,25	9,00	21,00	2,15	4,25	0,5	1,15
Módulo de Elasticidade [GPa]					215		
Densidade [Kg/m³]					7844		
Condutividade Térmica [W/m.K]					14,5		
Calor Específico [J/kg.K]					500		

Duas geometrias de corpos de prova foram preparadas com aço ABNT 1045, contínua, com comprimento de corte de 155 mm; e corpos de provas com sulcos, que permitem a quebra do cavaco durante o corte. Esta geometria foi escolhida por simular a condição de corte interrompido, comum em processos de desbaste, que geram ciclos térmicos na ferramenta de corte, com rápido carregamento e descarregamento da ferramenta em cada trecho de corte. Além disso, é necessário que haja um espaço de cerca de 85 mm do fim da seção de corte para que o conjunto montado sobre o dinamômetro não colida com a placa do torno CNC; sendo, portanto, 210mm o comprimento de corte por corpo de prova segmentado.

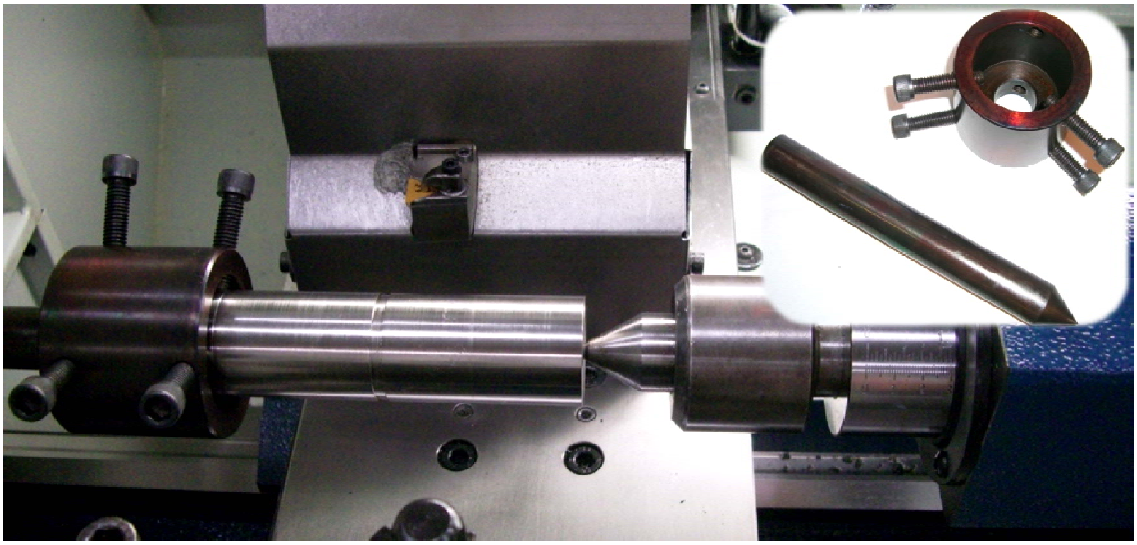
Figura 38 – Dimensões do corpo de prova de aço inoxidável SAE XEV-F.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os corpos de prova de aço SAE XEV-F foram confeccionados a partir de material já disponível no Laboratório de Tecnologia da Usinagem, da Faculdade de Engenharia de Bauru. Por possuírem comprimento limitado foi elaborado um dispositivo para atuar como placa de arraste e fornecer a distância necessária (85mm) do conjunto montado da placa; permitindo que 130mm de comprimento deste corpo de prova fosse utilizado em cada ensaio como comprimento de corte. O dispositivo de arraste, confeccionado em aço e oxidado é apresentado na Figura 39, montado no torno e em destaque.

Figura 39 – Prolongador para o corpo de prova de aço inoxidável.



Fonte: Elaborado pelo autor.

3.5 Métodos de Análise dos Resultados

Neste tópico estão descritos os métodos e materiais adotados para a análise das respostas obtidas. Desde a caracterização do desgaste das ferramentas de corte e rugosidade das peças em cada ensaio à análise estatística adotada na interpretação destes resultados. Também esta demonstrado o método analítico de aproximação da temperatura média na região de corte utilizado para correlacionar e interpretar os dados coletados com os mecanismos de desgaste observados.

3.5.1 Desgaste da Ferramenta de Corte e Rugosidade da Peça

Executaram-se ensaios com a mesma aresta de corte visando à análise gradual do desgaste. Ao final de cada ensaio o desgaste de flanco máximo (VB_B máx) e médio (VB_B) da ferramenta de corte foi mensurado, utilizando-se o miscroscópico óptico modelo SMZ800 da Nikkon; bem como a profundidade do desgaste de cratera (*KT*), de acordo com a norma ISO 3685 – *Tool life testing with single-point turning tools*. O conjunto de ensaios de cada ferramenta foi encerrado quando se alcançou alguns dos seguintes critérios de fim de vida estabelecidos pela norma: VB_B máx = 0,600 mm; VB_B = 0,300 mm; $KT = 0{,}06 + 0{,}3f$, onde *f* é o avanço de corte em mm/revolução; ou caso ocorresse à fratura da ferramenta. A cada ensaio também foram mensuradas a rugosidade produzida na peça, sendo representada pelos valores de Ra (µm), e Rz (µm). Entretanto, não foi definido um valor máximo de rugosidade como fim de um conjunto de ensaios. Para estas análises utilizou-se um rugosímetro portátil modelo Surtronic 3+ da Taylor Hobson para os ensaios com o corpo de prova de aço SAE XEV-F e um rugosímetro portátil modelo TR200 da Time Group para o aço ABNT 1045, dada a presença do prolongador no primeiro caso, que obstruía o contato do apalpador; ambos foram ajustados para um *cut-off* de 0,8 mm, 5 trechos de medição e aplicado o filtro gaussiano.

Para o estudo dos mecanismos de desgaste envolvidos em cada condição de corte e método de refrigeração empregado, ao final dos ensaios de cada ferramenta de corte, ou seja, após atingir o fim de vida, estas foram examinadas com o microscópio eletrônico de varredura (MEV) da Central de Análises Químicas Instrumentais do Instituto de Química de São Carlos (CAQI/IQSC/USP); equipamento ZEISS LEO 440 (Cambridge, England) com detector , operando com feixe de elétrons de 20kV. Também foram obtidas imagens com o detector de elétrons retroespalhados, *Four Quadrant Backscattered Electron Detector Type* 400 (QSBD). As análises de energia dispersiva (EDS) foram realizadas pelo EDX LINK ANALYTICAL, (Isis System Series 200), com detetor de SiLi Pentafet, janela ultrafina ATW II (*Atmosphere Thin Window*), de resolução de 133 eV à 5,9 keV e área de 10 mm^2 quadrado, acoplado ao MEV. Utilizou-se padrão de Co para calibração, feixe de elétrons de 20 kV, distância focal de 25 mm, *dead time* de 30%, corrente de 2,82 A e I *probe* de 950 pA .

3.5.2 Análise dos Esforços de Corte e Temperatura Adquiridos

Os esforços de corte e as temperaturas registradas durante os ensaios foram salvos em arquivos binários e então analisados por rotinas desenvolvidas no programa MATLAB®, que se encontram no Apêndice B e serão discutidas com mais detalhes na próxima sessão. Dado o grande volume de dados aquistados optou-se pela elaboração destas rotinas para traçar os gráficos comparativos dos processos, realizar o cálculo das médias, dos desvios padrão e dos máximos valores dos esforços e das temperaturas registradas em cada ensaio.

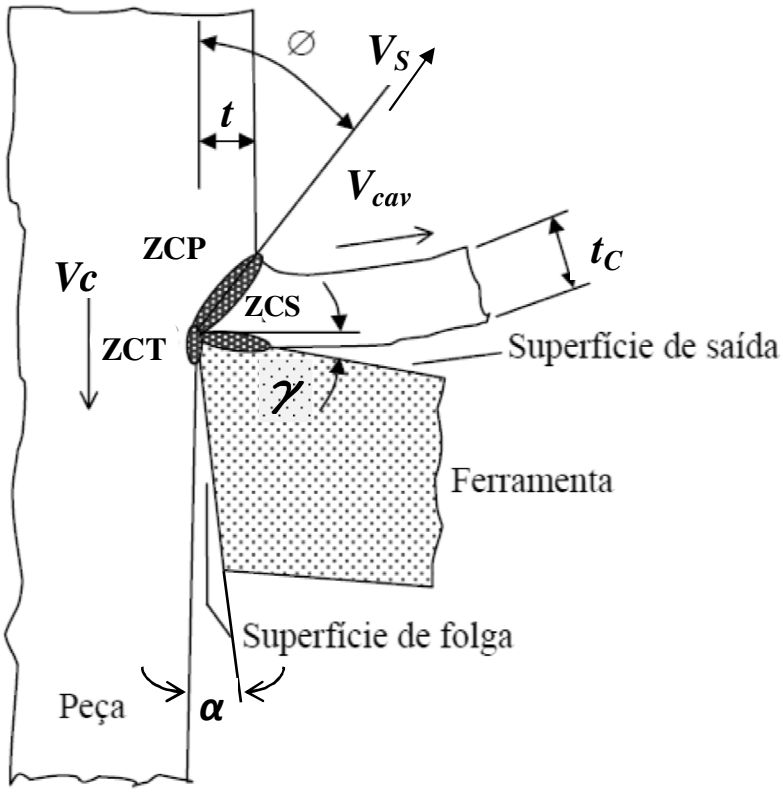
3.5.3 Aproximação Analítica da Temperatura Média na Região de Corte.

Komanduri e Hou (2000) relataram que a geração de energia térmica na usinagem é um dos tópicos mais investigados na usinagem. O pioneirismo neste tipo de trabalho é atribuído a Benjamin Thompson (Conde de Rumford) em 1798, após suas investigações na relação do atrito, trabalho mecânico e geração de energia. As investigações experimentais começaram a ceder espaço para a criação de modelos analíticos a partir de Rosenthal (1946), Blok (1938) e Jaeger (1942), com modelos de soluções para fontes de calor em movimento; sendo os modelos analíticos da geração de energia térmica na usinagem iniciados por Hahn (1951), Trigger e Chao (1951) e Loewen e Shaw (1954). Apesar das limitações do modelo porposto por Loewen e Shaw (1954), que subestima o fluxo de calor para a ferramenta de corte, por não considerar o fluxo de calor entre o cavaco e a ferramenta de corte oriundo da energia gerada na zona de cisalhamento primária (ZCP), considerando apenas o fluxo de calor gerado pela zona de cisalhamento secundária (ZCS), além de assumir uma distribuição constante deste fluxo sobre a superfície da ferramenta, este é um dos modelos mais utilizados e de simples aplicação, com razoável precisão na determinação da temperatura média do contato.

O modelo analítico desenvolvido baseia-se no uso do coeficiente de partição do calor gerado na ZCP como em Blok (1938) e das soluções encontradas por Jaeger para o fluxo de calor entre dois planos em movimento na ZCP e para apenas um plano em movimento, na ZCS. Loewen e Shaw (1954) assumiram que a fonte de calor no plano cisalhamento está se movendo a uma velocidade de cisalhamento (V_S), consideraram que toda energia envolvida no

processo é convertida em energia térmica uniformemente distribuída pelos planos de cisalhamento. A Figura 40 traz a ilustração do modelo proposto.

Figura 40 – Modelo das fontes de energia durante o torneamento.

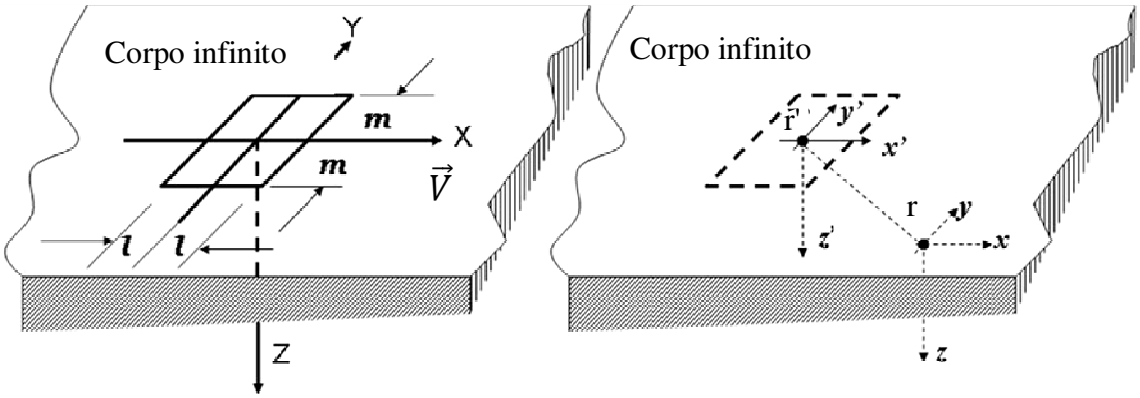


Fonte: Elaborado pelo autor.

Segundo o modelo de partição adotado parte da energia gerada na ZCP flui para o cavaco que se move a uma velocidade de cisalhamento (V_S), enquanto o restante segue para peça, se movendo na velocidade de corte (Vc). Na ZCS a energia é partilhada entre cavaco e ferramenta, sendo esta adotada fixa, enquanto o cavaco tem movimento relativo representado por V_{cav}.

Assumindo uma fonte móvel de calor instantânea (q) retangular de dimensões 2.l x 2.m, como ilustra a Figura 41, se deslocando com velocidade $\vec{V}$ sobre um corpo infinito, os autores foram capazes de aplicar a solução proposta no capítulo IX de Carslaw (1921), para determinar a temperatura em uma posição r(x', y', z') do corpo estacionário.

Figura 41 – Corpo infinito com aplicação instantânea de um fluxo de calor no instante zero.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Segundo Carslaw (1921) a equação diferencial da condução de calor para condutividade térmica constante, sem a presença de fontes externas realizando trabalho, dada pela Equação 1, será para uma fonte de calor instantânea, segundo a solução fundamental, transformada na Equação 2, para um ponto no corpo estacionário.

$$\frac{k_2}{\rho_2 C_2}\left(\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial y^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right)+\frac{q}{\rho_2 C_2}=\frac{d\theta}{d\underline{t}} \tag{1}$$

$$\theta\left(x,y,z,\underline{t}\right)=\left[\frac{QK_2}{8k_2\left(\pi K_2\underline{t}\right)^{3/2}}\right]e^{-r^2/4K_2\underline{t}} \tag{2}$$

Na qual: $r^2=(x-x')^2+(y-y')^2+(z-z')^2$, k_2 é a condutividade térmica, K_2 é a difusividade térmica e $\rho_2 C_2$ o calor específico volumétrico do corpo, Q *é* o calor total liberado instatâneamente pela fonte móvel, $\underline{t}$ representa o tempo e θ a temperatura.

Para o caso de uma fonte de calor uniforme sobre uma área finita de $-l<x'<l$ e $-m<y'<m$, assumindo o estado de equilíbrio, onde $\underline{t}\rightarrow\infty$, a equação para o aumento de temperatura ($\Delta\theta$) em qualquer ponto do corpo será a Equação 3.

$$\Delta\theta = \frac{Q}{2\pi k_2}\int_{-l}^{l} dx' \int_{-m}^{m} \frac{dy'}{\sqrt{[(x-x')^2+(y-y')^2+(z-z')^2]}} \tag{3}$$

Para determinar o incremento de temperatura no plano da fonte de calor faz-se $z = 0$, obtendo-se a Equação 4.

$$\begin{aligned}\Delta\theta = \frac{Q}{2\pi k_2}\Bigg\{ & |x+l|\left[\text{senh}^{-1}\left(\frac{y+m}{x+l}\right) - \text{senh}^{-1}\left(\frac{y-m}{x+l}\right)\right] \\ & + |x-l|\left[\text{senh}^{-1}\left(\frac{y-m}{x-l}\right) - \text{senh}^{-1}\left(\frac{y+m}{x-l}\right)\right] \\ & + |y+m|\left[\text{senh}^{-1}\left(\frac{x+l}{y+m}\right) - \text{senh}^{-1}\left(\frac{x-l}{y+m}\right)\right] \\ & + |y-m|\left[\text{senh}^{-1}\left(\frac{x-l}{y-m}\right) - \text{senh}^{-1}\left(\frac{x-l}{y-m}\right)\right]\Bigg\}\end{aligned} \tag{4}$$

A temperatura média na superfície estacionária pode ser obtida pela integração da Equação 3 em relação à área da fonte móvel de energia, dividida pela área total, como na Equação 5.

$$\Delta\bar{\theta} = \frac{\int_{-l}^{l}\int_{-m}^{m}(\Delta\theta)dxdy}{4lm}$$

$$\begin{aligned}\Delta\bar{\theta} = \frac{Ql}{k_2}\frac{2}{\pi}\Bigg\{ & \text{senh}^{-1}\left(\frac{m}{l}\right) + \left(\frac{m}{l}\right)\text{senh}^{-1}\left(\frac{l}{m}\right) + \frac{1}{3}\left(\frac{m}{l}\right)^2 + \frac{1}{3}\left(\frac{l}{m}\right) \\ & - \frac{1}{3}\left[\left(\frac{l}{m}\right) + \left(\frac{m}{l}\right)\right]\left[1 + \left(\frac{m}{l}\right)^2\right]^{1/2}\Bigg\}\end{aligned} \tag{5}$$

Que pode ser reescrita como a Equação 6, em função do fator de forma da fonte móvel de energia ($\bar{A}$).

$$\Delta\bar{\theta} = \frac{Ql}{k_2}\bar{A} \tag{6}$$

Jaeger (1942) propôs uma solução para a temperatura média na superfície da fonte móvel de calor perfeitamente isolada do meio e fluxo de calor Q na interface, deslizando

sobre uma superfície semi-infinita com velocidade $\vec{V}$. Admitindo que a razão $^{m}/_{l} > 2$ a influência de m será negligenciável sobre as velocidades características da usinagem e os resultados envolverão apenas o parâmetro adimensional definido na Equação 7. Que para a usinagem assume valores maiores que 5, tornando a média do incremento de temperatura na interface de contato da fonte móvel com o corpo estacionário definida pela Equação 8.

$$L = \frac{\vec{V}l}{2\mathrm{K}_1} \tag{7}$$

$$\Delta\bar{\theta} = 0{,}754\frac{Ql}{k_1\sqrt{L}} \tag{8}$$

Na qual: k_1 é a condutividade térmica, K_1 é a difusividade térmica da fonte móvel e $\rho_1 C_1$ seu calor específico volumétrico.

Como propôs Blok (1938) o incremento na temperatura média na interface de contanto entre a fonte móvel e o corpo estacionário será o mesmo e a fonte de calor não será um isolante perfeito, havendo um coeficiente de partição do fluxo de calor, representado por *R* para a fonte móvel e *(1-R)* para o corpo estacionário; que pode ser obtido igualando-se a Equação 6 à Equação 8, segundo a partição de calor proposta, resultando nas Equações 9 e 10.

$$R = \frac{1}{1+\frac{0{,}754(k_2/k_1)}{\bar{A}\sqrt{L}}} \tag{9}$$

$$\Delta\bar{\theta} = \frac{(1-R)Ql}{k_2}\bar{A} \tag{10}$$

3.5.3.1 Temperatura no Plano de Cisalhamento Primário

Segundo Loewen e Shaw (1954) a Equação 8 e a Equação 10 são soluções aproximadas para um problema mais complexo, entretanto os resultados obtidos através deste modelo concordam com as médias de temperaturas calculadas experimentalmente; tornando-o um método útil.

Assumindo que toda energia associada com o cisalhamento na ZCP é transformada em energia térmica, o fluxo de calor do cisalhamento por unidade de área (q_1) será como a Equação 11.

$$q_1 = \frac{F_S V_S}{tb\,\text{cossec}\,\emptyset} = u_s V_c \,\text{sen}\,\emptyset \tag{11}$$

A energia gerada no cisalhamento por volume de material removido, u_s, é representada pela Equação 12. E *t* e *b* são a espessura e largura do cavaco não deformado, ou o avanço e profundidade de corte, no caso do torneamento, correspondendo a 2.*l*/cossec(∅) e 2.*m*, respectivamente.

$$u_s = \frac{F_S V_S}{V_c bt} \tag{12}$$

A componente de força de cisalhamento (F_S) na direção de V_S é definida pela Equação 13 e Equação 14.

$$F_S = F_C \cos\emptyset - F_Q \,\text{sen}\,\emptyset \tag{13}$$

$$V_S = \varepsilon \,\text{sen}(\emptyset) V_c \tag{14}$$

Na qual: $\varepsilon = \frac{\cos\gamma}{\text{sen}\,\emptyset\cos(\emptyset-\gamma)}$ é o ângulo de deformação por cisalhamento do cavaco; F_C é a força de corte e F_Q é a força de avanço.

Se R_1 é a fração da energia gerada na ZCP transferida para o cavaco, então, a temperatura média do cavaco no plano de cisalhamento primário poderá ser resolvida pela Equação 15, com θ_0 sendo a temperatura ambiente.

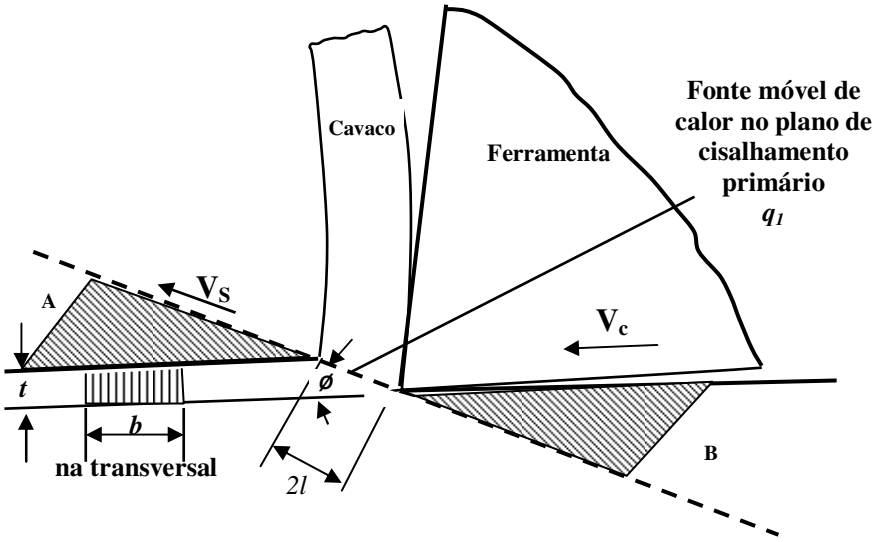
$$\bar{\theta}_S = \frac{R_1 q_1 (bt\,\text{cossec}\,\emptyset)}{C_1 \rho_1 (V_c bt)} + \theta_0 = \frac{R_1 u_S}{C_1 \rho_1} + \theta_0 \tag{15}$$

A Equação 8 pode ser utilizada para calcular o aumento da temperatura média no plano de cisalhamento primário ($\Delta\bar{\theta}_S$) se assumida a condição exposta na Figura 42. O cavaco pode ser considerado um isolante perfeito se o fluxo de calor da interface para a peça for $(1-R_1)q_1$. A velocidade da fonte de calor deslizante será V_S. Na aproximação adotada por Loewen

e Shaw (1954) a porção de material que supostamente estaria em A e B são ignoradas, o que permite considerar o plano de cisalhamento como uma fonte de energia térmica se movendo sobre a peça. Assim, a Equação 8 leva à Equação 16.

$$\Delta\bar{\theta}_S = 0{,}754\frac{(1-R_1)q_1\left(\frac{t\,\mathrm{cossec}\,\emptyset}{2}\right)}{k_1\sqrt{\frac{V_C\varepsilon t}{4\mathrm{K}_1}}} + \theta_0 \qquad (16)$$

Figura 42 – Diagrama idealizado do plano de cisalhamento primário como fonte de calor móvel.



Adaptado de: Shaw, 2005, p.221.

Combinando a Equação 15 e a Equação 16, tem-se a solução de R_1 através da Equação 17.

$$R_1 = \frac{1}{1+1{,}328\sqrt{\frac{\mathrm{K}_1\varepsilon}{V_C t}}} \qquad (17)$$

3.5.3.2 Temperatura na Interface Cavaco e Ferramenta

Do ponto de vista analítico, o atrito do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta de corte pode ser interpretado como uma fonte de calor com movimento relativo à ferramenta. Assim como antes, a dupla solução para o problema permite encontrar a parcela da energia que flui entre cavaco e ferramenta, levando ao equacionamento da temperatura.

Supondo que toda a energia gerada pelo atrito será dissipada na interface de contato, então, o fluxo de calor por unidade de área será função da força de atrito (F_A), da velocidade do cavaco (V_{Cav}) e do comprimento de contato entre cavaco e ferramenta (a) como na Equação 18.

$$q_2 = \frac{F_A V_{Cav}}{ab} = \frac{u_f V_c t}{a} \tag{18}$$

Na qual F_A, V_{Cav} e a energia específica de atrito (u_F) são descritos pela Equação 19, Equação 20 e Equação 21.

$$F_A = F_C \operatorname{sen} \varepsilon + F_Q \cos \varepsilon \tag{19}$$

$$V_{Cav} = V_c \frac{sen(\emptyset)}{\cos(\emptyset - \gamma)} \tag{20}$$

$$u_F = \frac{F_A V_{Cav}}{V_c b t} \tag{21}$$

Se R_2 é a parcela de q_2 que flui para o cavaco, então, o incremento da temperatura média na área de contato entre o cavaco e a ferramente pelo atrito ($\Delta\bar{\theta}_F$) será expresso pela Equação 23.

$$\Delta\bar{\theta}_F = \frac{0{,}754(R_2 q_2)a/2}{k_2\sqrt{\frac{V_{Cav}a/2}{2K_2}}} \tag{23}$$

A temperatura média da interface de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta ($\bar{\theta}_T$) será a soma da média de temperatura no plano de cisalhamento primário com o incremento da temperatura média devido ao atrito, como na Equação 24.

$$\bar{\theta}_T = \bar{\theta}_S + \Delta\bar{\theta}_F \tag{24}$$

Para encontrar o valor de R_2 a solução para uma fonte de calor estacionária deve ser aplicada à ferramenta. Como a Equação 10 para a ZCP, tem-se para a ZCS a Equação 25.

$$\bar{\theta}_T = \frac{(1-R_2)q_2 a}{k_3}\overline{A} + \theta'_0 \tag{25}$$

Na qual k_3 é a condutividade térmica da ferramenta de corte. Combinando a Equação 24 e a Equação 25, tem-se a solução para a fração de calor para o cavaco expressa pela Equação 26.

$$R_2 = \frac{\left(\frac{u_F V_c t\bar{A}}{k_3}\right) - \bar{\theta}_S + \theta'_0}{\left[\left(\frac{u_F V_c t\bar{A}}{k_3}\right) + \left(\frac{0{,}754 u_F}{\rho_2 C_2}\right)\right]\left(\frac{V_c t^2}{a r \mathrm{K}_2}\right)^{\frac{1}{2}}} \tag{26}$$

3.5.4 Análise Estatística

As rugosidades das peças, as temperaturas e os esforços de corte de todos os ensaios no mesmo conjunto de parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte), foram estudados através de análises de variância (ANOVA) de fator único; determinando-se a existência ou não de diferença estatisticamente significante entre os resultados obtidos para cada método de refrigeração.

Uma análise de variância de quatro fatores, *Vc*, *f*, material e perfil do corpo de prova e método de refrigeração em função dos valores médios de esforços, temperaturas,

rugosidades e do volume total de material removido, foi realizada para avaliar a influência de cada fator sobre os resultados gerais obtidos.

3.6 Ensaios Preliminares e Definição das Condições de Corte

Os ensaios preliminares e definitivos foram executados no torno CNC ROMI modelo CENTUR 30D, com CNC SINUMERIK SIEMENS 600SD e kit Multiplic, adquirido com recursos do auxílio pesquisa deste trabalho. Por se tratar de um estudo comparativo de desempenho do sistema de refrigeração interna do porta-ferramentas, os ensaios executados ao longo deste trabalho utilizam apenas o método de refrigeração interna (RI) proposto; ou somente a aplicação convencional abundante (AB) por jato externo de fluido de corte (10 l/min), neste caso óleo solúvel Rocol semi-sintético Ultracut 370, diluído em água na proporção de 1:10; ou não será utilizado nenhum método de refrigeração, corte a seco (CS).

Ensaios preliminares foram executados como testes de funcionamento do sistema de aquisição de dados; de circulação de fluido; de rigidez do porta-ferramentas proposto; de certificação da ocorrência de mudança de fase no fluido; para delimitação dos parâmetros de corte; e definição da geometria dos corpos de prova para os ensaios definitivos.

No protótipo anterior do porta-ferramentas refrigerado internamente foi observado que o tempo de estabilização da temperatura na aresta de corte era cerca de 30 segundos, exigindo corpos de prova extensos. Assim, para identificação do tempo que o novo modelo criado leva para estabilizar a temperatura da aresta de corte e, portanto, definir o comprimento dos corpos de prova, foi realizado um primeiro ensaio preliminar com uma barra longa de 900 mm de comprimento no trecho de corte.

Em seguida, novos ensaios preliminares foram realizados para diferentes parâmetros de corte e comprimentos do trecho de corte, além de terem sido utilizados em alguns casos à refrigeração com fluido de corte convencional, para comparação dos resultados e dados aquistados.

Os resultados e conclusões destes ensaios preliminares são apresentados em uma próxima seção e permitiram a criação das geometrias dos corpos de prova já apresentadas, bem como a definição dos parâmetros de corte para os ensaios definitivos.

3.7 Simulação dos Esforços de Corte Sobre a Ferramenta de Corte e o Porta-ferramentas Refrigerado Internamente

A simulação numérica das tensões que atuam sobre o porta-ferramentas e a ferramenta de corte foi desenvolvida como critério de validação do dimensionamento do porta-ferramentas. Foram consideradas nesta simulação apenas a porção frontal do porta-ferramentas, por ser esta a região de contato com a ferramenta e com o núcleo de prata, representando a estrutura de menor rigidez. Esta simulação foi realizada em colaboração com Alexandre Marangoni, mestrando em Engenharia Mecânica, sob orientação do Prof. Dr. Hélio Aparecido Navarro do Departamento de Engenharia Mecânica da EESC/USP.

Para a construção do modelo de elementos finitos e sua análise foi utilizado o software comercial Ansys 10.0. Tanto o porta-ferramentas quanto a ferramenta de corte foram modelados com elementos sólidos sendo utilizado o tetraedro com 10 nós (Solid 92); uma vez que este tipo de elemento se adapta com facilidade à geometria.

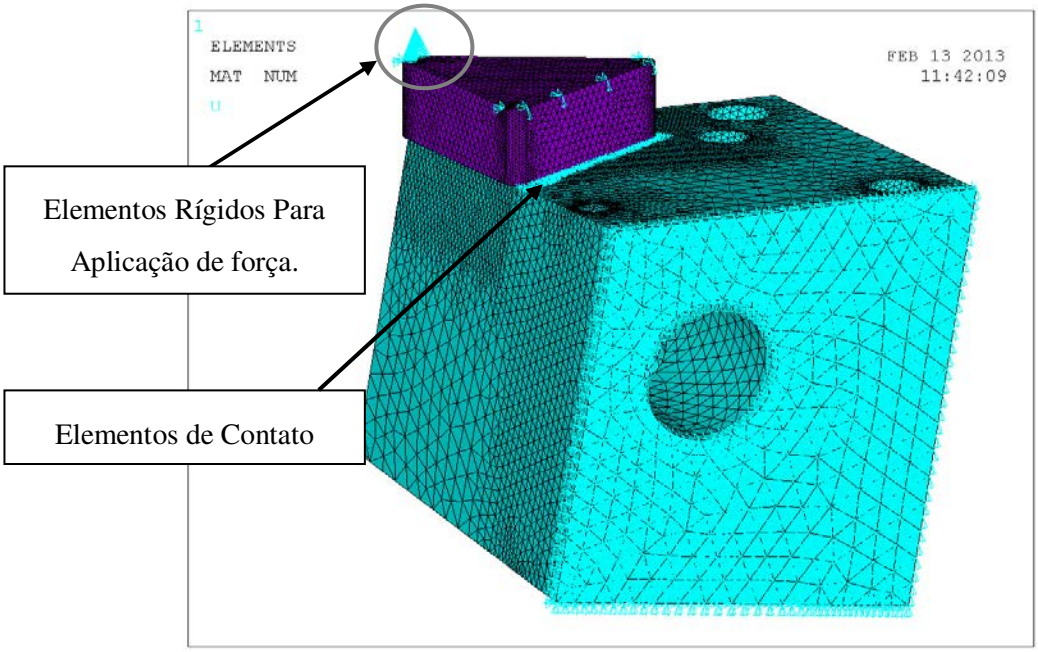
O núcleo de prata que atua como interface na transmissão de calor entre ferramenta e fluido refrigerante não foi modelado, tornando a simulação mais conservativa. Na interface entre o porta-ferramentas e a ferramenta foram criados os elementos de contato através do *"Contact wizard"* do Ansys. A presilha de fixação da ferramenta de corte foi substituída pelas condições de contorno de restrição do movimento lateral e vertical da ferramenta de corte. A Figura 43 traz esta informação e o conjunto de elementos rígidos construídos na ponta da ferramenta para que a força simulada fosse aplicada em apenas um nó.

Para representar a força de corte foi aplicada uma força vertical de 500 N em 10 passos incrementais de 50 N, já que a simulação envolve contato. As propriedades características dos materiais utilizados estão na Tabela 4.

Tabela 4 – Propriedades dos materiais considerada nas simulações

Material	Módulo de Elasticidade (MPa)	Tensão de Escoamento (MPa)	Coeficiente de Poisson	Componente
Aço AISI 1045	200000	530	0.29	Porta-ferramentas
Metal Duro	400000	3000	0.22	Ferramenta

Figura 43 – Modelo de elementos finitos com as condições de contorno



Fonte: Elaborado pelo autor.

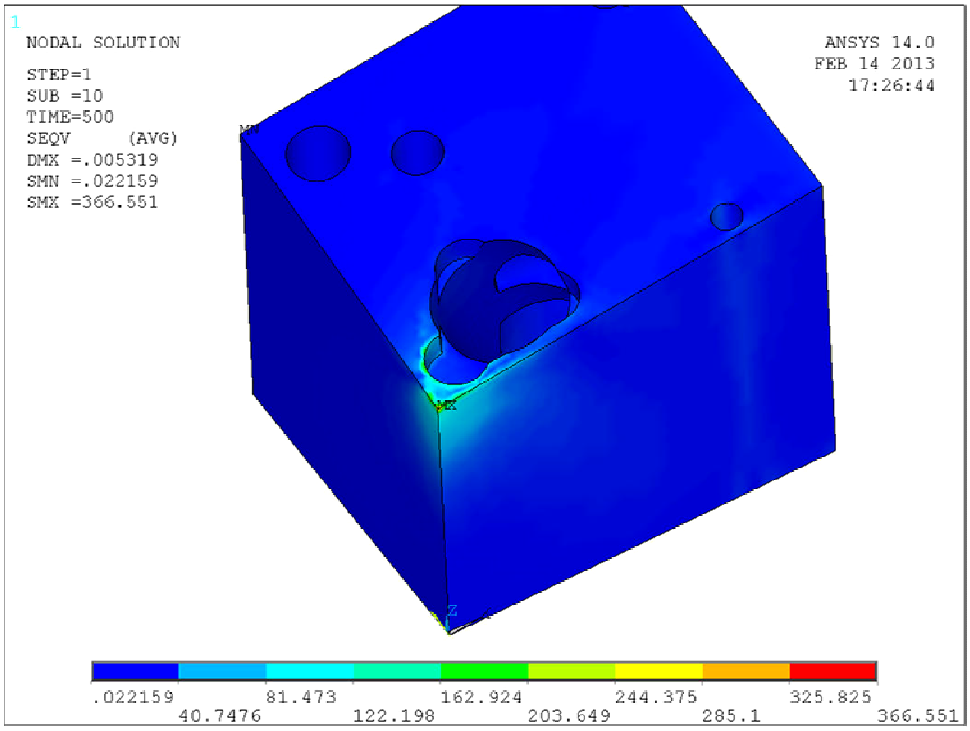
As simulações para o porta-ferramentas refrigerado internamente e para a ferramenta de corte foram comparadas as realizadas para um porta-ferramentas convencional. Este tem as mesmas dimensões externas do porta-ferramentas refrigerado internamente sem, no entanto, apresentar os canais de circulação do fluido e do núcleo de prata.

A Figura 44 apresenta os resultados de tensão equivalente (Von Mises) para o porta-ferramentas refrigerado internamente e compara com os resultados de tensão equivalente para o porta-ferramentas convencional, Figura 45; nos quais se obteve tensão máxima de 366,6 MPa e 126,4 MPa, respectivamente.

Este aumento da tensão máxima no porta-ferramentas refrigerado internamente em relação ao convencional era esperado e, apesar de ser 290% superior ao modelo convencional, ainda permanece abaixo da tensão limite de escoamento do material, ou seja, 530 MPa.

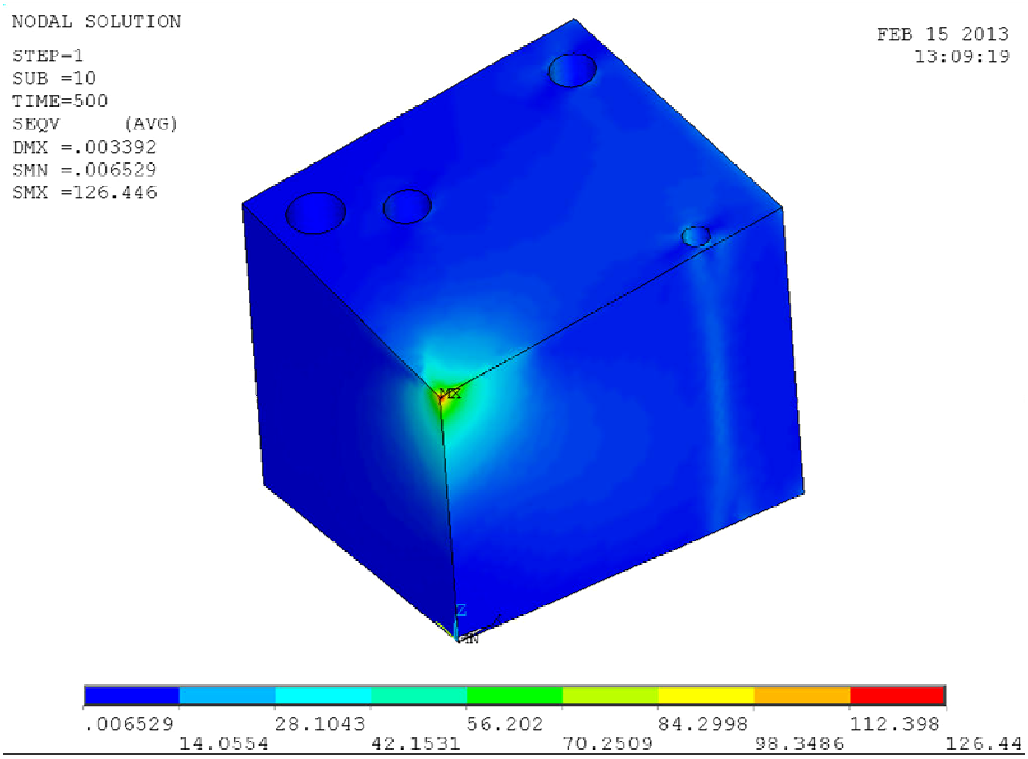
O deslocamento da ponta da ferramenta de corte também foi analisado, sendo encontrado um deslocamento de 5 µm para porta-ferramentas convencional e de 6 µm para o modelo proposto. Esta variação vertical deve ser considerada dependendo da precisão necessária durante o torneamento. No caso dos experimentos conduzidos neste projeto, esta variação foi desconsiderada. Ressalta-se que porta-ferramentas são convencionalmente fabricados em ligas especiais de aço, como o AISI 4140, com tensão de escoamento de 675 MPa, que pode alcançar mais de 1400 MPa quando tratado termicamente.

Figura 44 – Tensão equivalente no porta-ferramentas refrigerado internamente.



Fonte: Elaborado pelo autor.

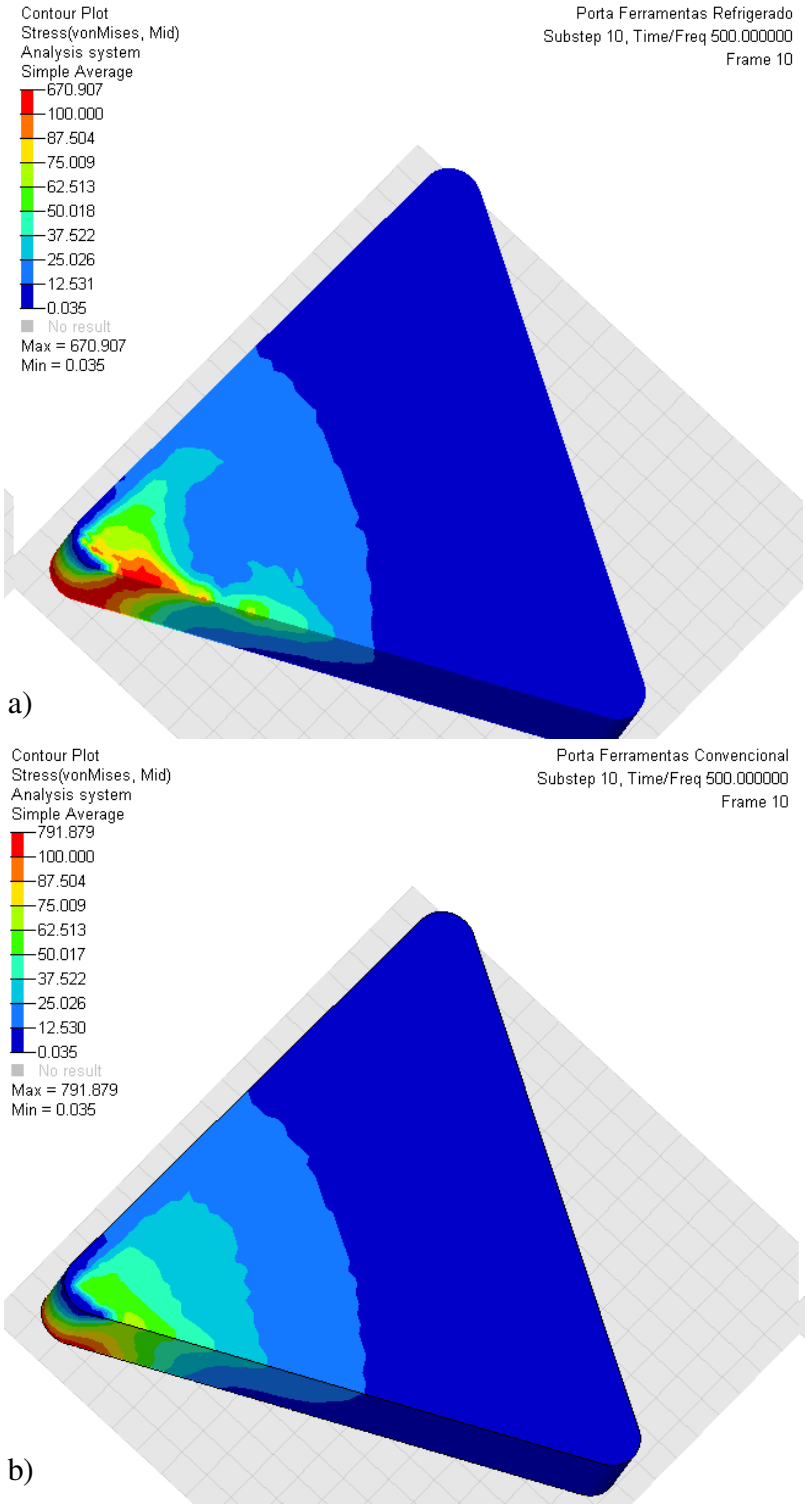
Figura 45 – Tensão equivalente no porta-ferramentas convencional.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As simulações de tensões nas ferramentas de corte em cada porta-ferramentas estão indicadas na Figura 46. Houve pouca variação das tensões nas ferramentas de corte, não representando riscos à sua estrutura; dado o elevado módulo de elasticidade do metal duro.

Figura 46 – Tensão equivalente nas ferramentas de corte.



a) Porta-ferramentas refrigerado internamente. b) Porta-ferramentas convencional.

Fonte: Elaborado pelo autor.

3.8 Ensaios Preliminares

A seguir são apresentados os resultados dos ensaios preliminares. O torno CNC e o sistema do porta-ferramentas refrigerado internamente é exposto na Figura 47. Os ensaios preliminares foram realizados em aço ABNT 1045 com ferramentas sem revestimento.

Figura 47 – Sistema completo montado no torno CNC.



Fonte: Elaborado pelo autor.

3.8.1 Ensaio Preliminar Com a Barra Longa

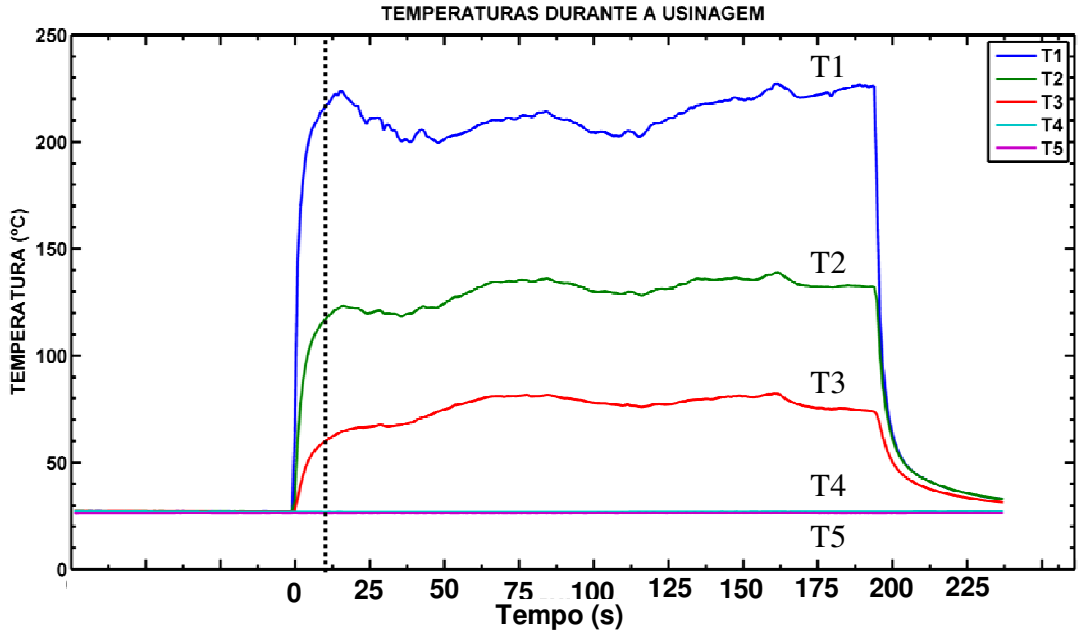
A Figura 30, apresentada anteriormente, traz a imagem do ensaio preliminar realizado em aço ABNT 1045 com ferramenta sem revestimento. Com este ensaio buscou-se avaliar o sistema desenvolvido quanto à rigidez, capacidade de mudança de fase do fluido, funcionamento dos sistemas de aquisição dos esforços de corte e temperatura, além de

determinar o tempo necessário para que durante um corte a temperatura registrada na ponta da ferramenta se estabilizasse.

Neste teste foram utilizadas velocidade de corte de 200 m/min, avanço de 0,200 mm/rotação e profundidade de corte de 0,50 mm, com um corpo de prova de diâmetro de 50,8 mm e comprimento do trecho de corte de 900 mm.

A Figura 48 mostra os sinais de temperatura registrados neste ensaio. As temperaturas T1, T2, T3 são respectivamente, as temperaturas dos termopares em contato com a ferramenta de corte; enquanto T4 é a temperatura de entrada do fluido na câmara de evaporação e T5 é a temperatura ambiente, necessárias para a simulação térmica posterior e monitoramento de um eventual sobreaquecimento do fluido refrigerante.

Figura 48 – Temperaturas do ensaio preliminar A1 – barra longa.

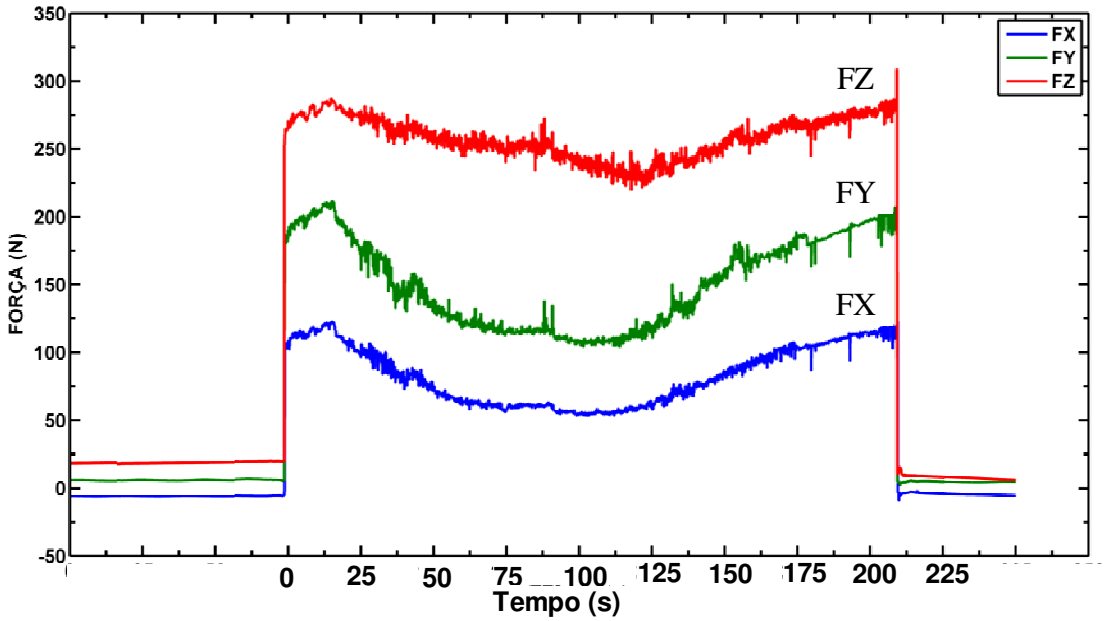


Fonte: Elaborado pelo autor.

Através da análise da Figura 48 é possível inferir que o tempo para estabilização da temperatura no termopar 1 (mais próxima à ponta da ferramenta) em uma faixa de 220±10 ºC é de aproximadamente 10 s, equivalente a 25 mm percorridos ao longo do comprimento da peça.

A Figura 49 indica a variação dos esforços de corte nas direções X, Y e Z do dinamômetro.

Figura 49 – Esforços de corte no ensaio preliminar A1 – barra longa.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 49 observa-se a diminuição dos esforços de corte ao longo da barra, provavelmente devido à flexão, enquanto próximo à placa e a contraponta a rigidez era maior. Deste teste preliminar pôde-se concluir que o tempo para estabilização da temperatura da ponta da ferramenta de corte é inferior ao protótipo anterior que, segundo as simulações realizadas, necessitaria de um corpo de prova com comprimento mínimo de 150 mm. Também foi possível observar que o porta-ferramentas refrigerado internamente apresentou um correto funcionamento de todo os sistemas envolvidos no projeto.

3.8.2 Ensaios Preliminares Para Definição dos Parâmetros de Corte

Os ensaios a seguir foram executados com diferentes parâmetros de corte (Vc, *f* e ap), comprimentos de corte (Lc) e métodos de refrigeração.

A Tabela 5 traz os parâmetros de corte de cada ensaio, a força de corte (Fc) média registrada, a temperatura média do termopar 1, *KT* e VB_B máx. Estas respostas do sistema foram mensuradas e analisadas para que se determinasse a faixa operacional de condições de corte para os ensaios definitivos de validação do porta-ferramentas refrigerado. Ou seja, buscou-se na interpretação destes resultados a compreensão dos efeitos do porta-ferramentas

confeccionado sobre a usinagem e as limitações decorrentes. Para auxiliar na interpretação dos dados é indicada na Tabela 5 uma taxa estimada do desgaste de flanco máximo por 200 mm de comprimento de corte.

As fotos das ferramentas de corte dos ensaios preliminares encontram-se no Apêndice C.

Tabela 5 – Testes preliminares em aço ABNT 1045.

Teste	Vc (m/min)	ap (mm)	*f* (mm/rot)	Fc (N)	T1 (ºC)	*KT* (mm)	VB_B máx (mm)	Lc (mm)	Taxa
22	60	1	0,1	420	190	0,01	0,063	80	0,16
23*	60	1	0,1	250	30	0,01	0,042	200	0,04
15	60	1	0,2	580	180	0	0,408	200	0,41
16	80	1	0,4	1100	230	0	0,122	200	0,12
19*	80	1	0,4	1030	140	0	0,025	20	0,25
17	100	1	0,4	1000	290	0,02	0,051	200	0,05
4	100	1,6	0,2	1520	280	0,02	0,587	20	0,50
13	160	1	0,2	550	260	0,03	0,151	200	0,15
2	200	0,3	0,2	150	150	0,03	0,080	200	0,08
7	200	0,5	0,05	110	80	0,01	0,057	40	0,29
5	200	0,5	0,2	270	130	0,02	0,072	200	0,07
6	200	0,5	0,4	500	150	0,01	0,046	160	0,06
20	200	1	0,1	400	240	0,03	0,396	200	0,40
21*	200	1	0,1	350	70	0,04	0,141	80	0,35
9	200	1	0,2	300	150	0,04	0,135	180	0,15
14	200	1	0,4	900	275	0,06	0,064	200	0,06
18*	200	1	0,4	900	110	0,07	0,077	200	0,08
3	200	1,6	0,2	900	330	0,11	Fraturou	200	-
10	300	0,5	0,2	400	230	0,08	0,130	200	0,13
11	300	1	0,2	550	230	0,12	Fraturou	200	-
12	300	1	0,4	800	250	0,14	Fraturou	200	-

(* indica o uso de jorro de fluido de corte; os demais testes foram realizados utilizando-se a refrigeração interna).

Ainda que a temperatura 1 registrada tenha sido inferior com o uso de fluido de abundante para as mesmas condições dos testes com a refrigeração interna, pode-se perceber pelos desgastes e esforços apresentados que, principalmente para maiores velocidades de corte e avanços, os mecanismos de desgaste das ferramentas e a intensidade destes foram semelhantes, sugerindo que as temperaturas alcançadas na região de corte das ferramentas

foram próximas para ambos os métodos; já que todos os outros parâmetros de corte eram constantes.

Para avanços de 0,2 mm/rev ou superior, as menores taxas de desgaste da ferramenta de corte ocorreram para as velocidades de corte de 80 m/min a 200 m/min para profundidades de corte de 0,5 mm e 1 mm; sendo o avanço fator determinante no aumento da temperatura da aresta de corte. A ferramenta de corte, com ângulo de posição (90º), de folga (11º) e de saída (0º), demonstrou não ser capaz de suportar profundidade de corte maior, bem como maior velocidade de corte. Também se observou intensas vibrações, provavelmente por efeito de ressonância com a frequência natural do conjunto de usinagem montado, quando a velocidade de corte era de 60 m/min e a rotação da peça estava em torno de 450 rpm.

3.8.3 Configuração dos Ensaios Finais

Com os resultados preliminares determinaram-se as geometrias dos corpos de prova utilizados nos ensaios de validação e de análise das capacidades do sistema, como apresentado nas Figuras 37 e 38, e também as condições de corte para o aço ABNT 1045 com ferramenta de corte sem revestimento.

Assim, os ensaios definitivos com aço ABNT 1045 e ferramenta sem revestimento seriam combinações de velocidades de corte de 80 m/min, 100 m/min e 200 m/min, avanços de 0,2 mm/rev e 0,4 mm/rev e profundidade de corte de 1 mm; já que profundidades de corte maiores levaram ao rápido desgaste da ferramenta de corte ou fratura, enquanto valores menores levariam a mecanismos de desgaste limitados, pois o raio de ponta da ferramenta empregada é 0,8 mm. Ou seja, como exposto na ISO 3685, profundidades de corte muito inferiores ao o raio de ponta restringem o desgaste à ponta, sem alcançar o flanco da ferramenta e não favorecem o surgimento do desgaste de cratera.

Durante os ensaios definitivos, com o aumento dos esforços de corte, devido ao inerente desgaste da ferramenta, para a velocidade de corte de 200 m/min, ocorreram vibrações excessivas, prejudicando o desempenho do estudo.

Ensaios preliminares foram realizados com o corpo de prova de aço inoxidável e ferramenta de corte revestida, dentro do conjunto de velocidades de 80 m/min e 100 m/min. Estes demonstraram que profundidades de corte acima de 0,5 mm não poderiam ser empregadas, por gerarem intenso desgaste de flanco na ferramenta de corte. Desta forma optou-se por utilizar as condições de corte definidas na Tabela 6.

Tabela 6 – Condições de corte adotadas.

Condição	Material	Método	Vc (m/min)	f (mm/rev)	ap (mm)
1	ABNT 1045 - Segmentado	RI AB CS	100	0.2	1
2	ABNT 1045 - Segmentado	RI AB CS	100	0.4	1
3	ABNT 1045 - Segmentado	RI AB CS	80	0.2	1
4	ABNT 1045 - Segmentado	RI AB CS	80	0.4	1
5	ABNT 1045 - Contínuo	RI AB CS	100	0.2	1
6	ABNT 1045 - Contínuo	RI AB CS	80	0.2	1
7	SAE XEV-F	RI AB CS	80	0.2	0.5
8	SAE XEV-F	RI AB CS	80	0.4	0,5
9	SAE XEV-F	RI AB CS	100	0.2	0,5
10	SAE XEV-F	RI AB CS	100	0.4	0,5

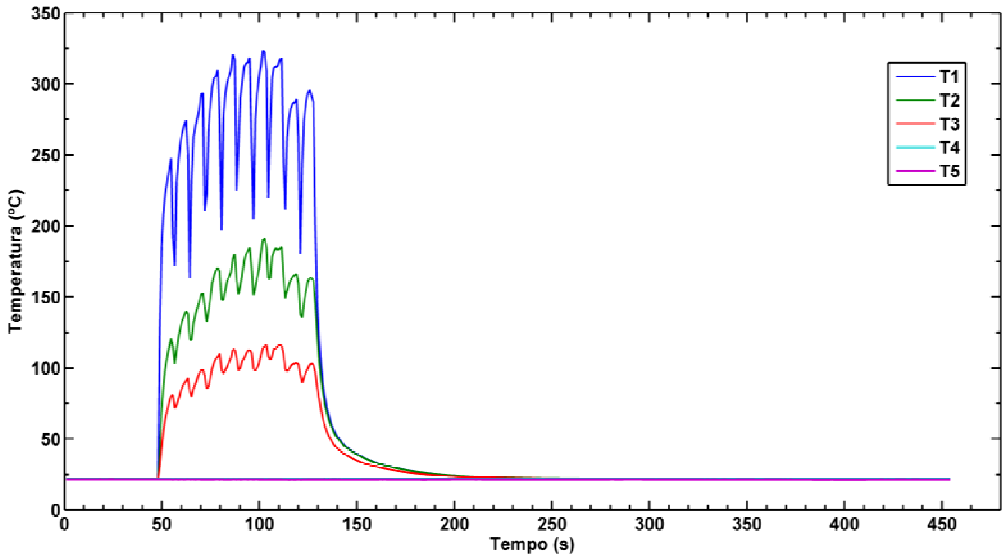
RI = Refrigeração Interna; AB = Aplicação abundante de fluido de corte; CS = Corte a seco.

3.9 Aquisições dos Sinais e Extração de Informações dos Dados

Nos testes finais de condições de corte definidas na seção anterior o monitoramento dos esforços de corte e da temperatura da ferramenta em três posições distintas, bem como dos demais termopares empregados, totalizam 8 sinais monitorados ao longo de cada ensaio. Os cuidados com a aquisição destes sinais, como confecção adequada dos termopares, posicionamento adequado dos sensores, eliminação de ruídos e interferências, estão intrinsecamente relacionados à capacidade destes de representar o processo. A técnica de extração destas informações tem mesma importância. A Figura 50 traz os sinais de

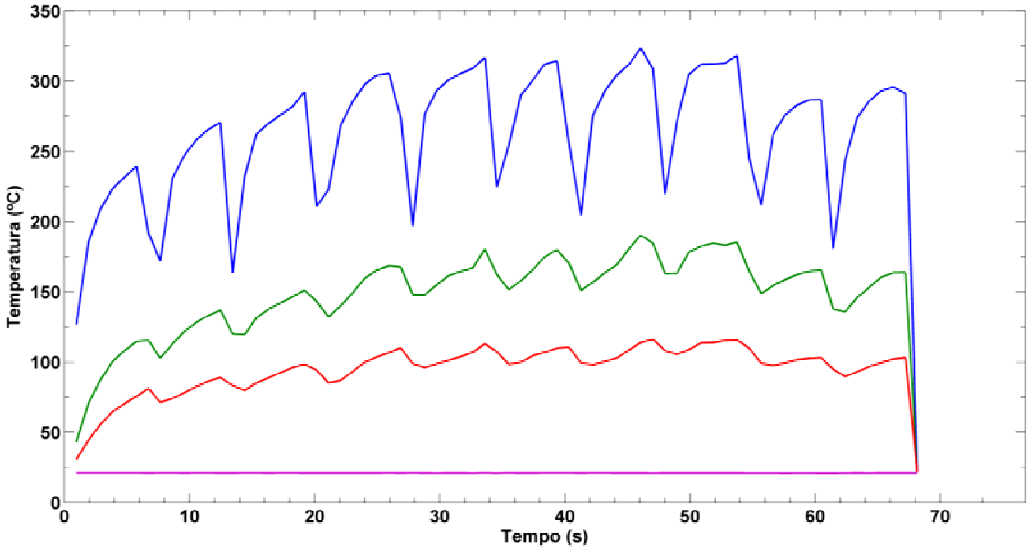
temperatura aquistados para o sexto ensaio de corte da condição 1 com refrigeração interna. A Figura 51 apresenta os sinais tratados para extração das informações.

Figura 50 – Sinais brutos de temperatura aquistados.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 51 – Sinais de temperatura aquistados e tratados.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Observa-se na Figura 50 que a aquisição é iniciada antes do início do corte efetivo do material e desativada após cerca de 5 minutos. Para minimizar estes erros de análise que, como neste caso, acarretariam na redução drástica da média de temperatura se computado todo o sinal, foi elaborada uma rotina de extração de dados que elimina estes trechos; como apresenta a Figura 51. Este tratamento foi aplicado a todos os 1792 sinais de esforços e temperaturas aquistados durante os 224 ensaios que compõem o conjunto de ensaios finais.

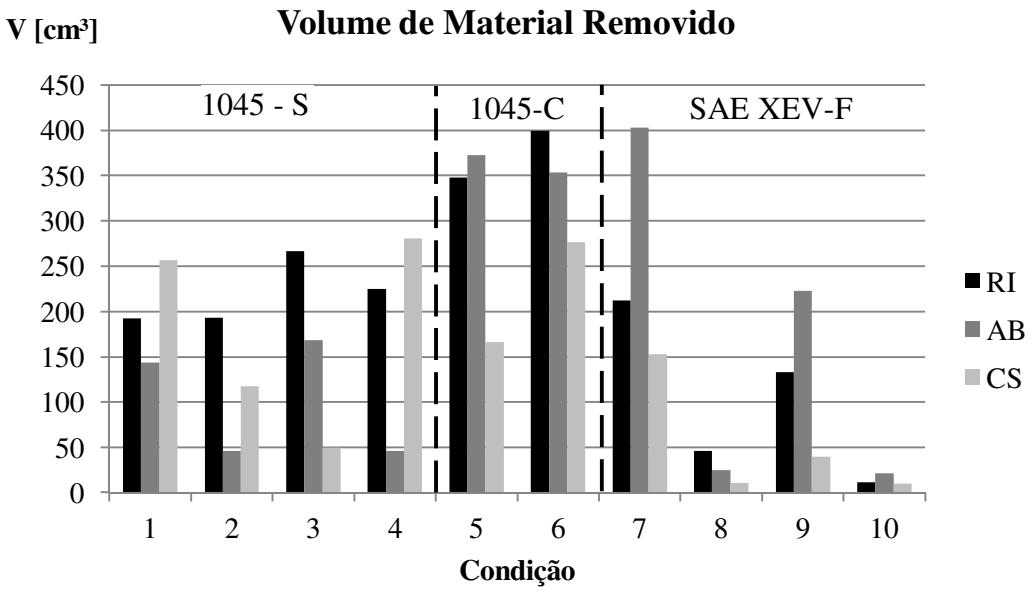
4 Resultados e Discussão

Neste tópico, são apresentadas as respostas dos ensaios definitivos, de maneira geral, acompanhados da discussão de cada situação.

4.1 Análise Geral dos Resultados

O volume de material removido por cada ferramenta de corte utilizada, segundo a combinação entre método de refrigeração, material da peça e parâmetros de corte, estão dispostos na Figura 52, respeitando a denominação utilizada na Tabela 6.

Figura 52 – Volume de material removido em cada condição de corte e método de refrigeração aplicado.

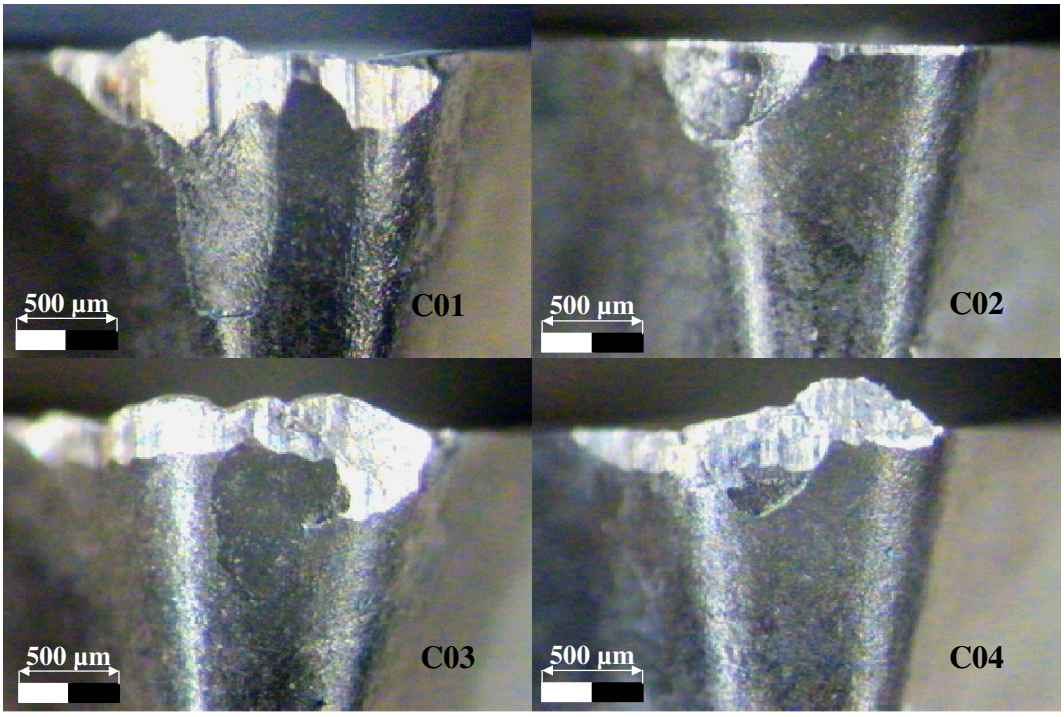


Fonte: Elaborado pelo autor.

Para o conjunto de condições de 1 a 4, que compreendem o corpo de prova de aço ABNT 1045 segmentado, usinado com ferramenta sem revestimento, nota-se que os melhores desempenhos, em função da quantidade de material removido até que se atingisse o fim de vida da ferramenta de corte, ocorrem na condição 3, para o método de refrigeração interna e na condição 4, para o corte a seco. Entretanto, esta ferramenta de corte fraturou no início do último passe, enquanto a aresta de corte na condição 3 com RI atingiu o fim de vida por desgaste de flanco; sendo esta a condição admitida como melhor desempenho neste conjunto.

No método abundante ocorreu lascamento das ferramentas de corte, provavelmente pela fadiga térmica a que foram submetidas. Durante o trecho de corte, as ferramentas aqueciam e no percurso em vazio, entre os segmentos do corpo de prova, o fluido de corte as refrigerava. As ferramentas são apresentadas na Figura 53.

Figura 53 – Ferramentas de corte das condições 1, 2, 3 e 4 com o método de refrigeração abundante com fluido de corte.

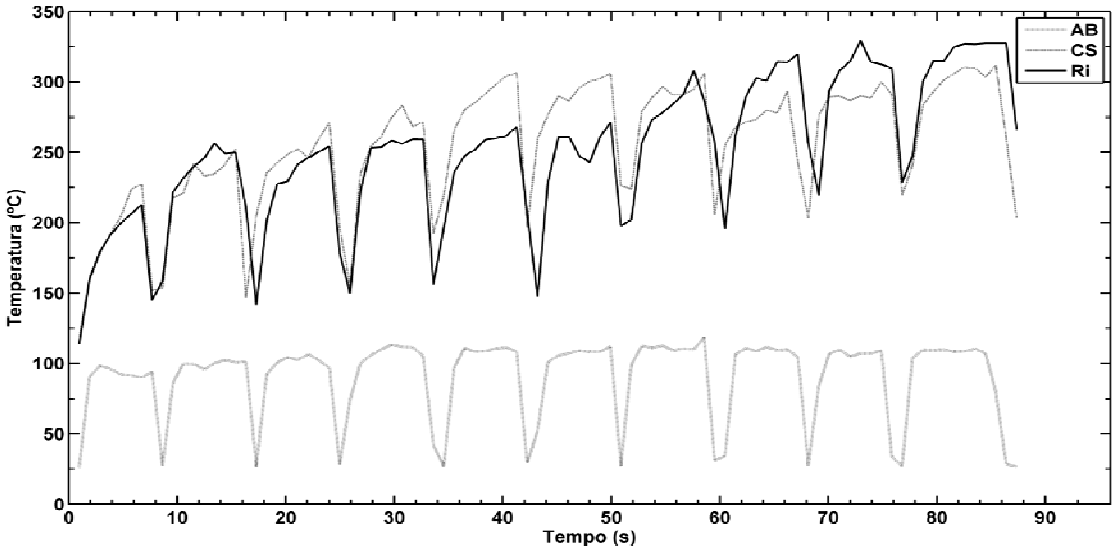


Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 54 traz o primeiro passe das ferramentas na condição 1 para os diferentes métodos de refrigeração, demonstrando o ciclo térmico registrado pelos termopares, que pode levar a propagação de trincas e lascamento da aresta de corte. A temperatura registrada pelo

termopar 1 atinge a temperatura do fluido de corte para a condição AB, cerca de 25ºC. Ainda que o termopar marque em média 97ºC durante a remoção de material, a temperatura na região de corte pode atingir valores próximos ao de fusão do aço.

Figura 54 – Temperaturas registradas pelo termopar 1 na condição 1.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O corte intermitente leva ao surgimento de tensões térmicas que podem ser aproximadas pela Equação 27, como propuseram Bhatia et al. (1978).

$$\sigma = \frac{1}{1-\vartheta} E.\beta.\Delta T \tag{27}$$

Na qual σ é a tensão em MPa; ϑ é o coeficiente de Poisson, adotado 0,22 para o metal duro; E é o módulo de elasticidade, 640 GPa; β é o coeficiente térmico de expansão linear, $5{,}5.10^{-6}$ /ºC; e ΔT representa a amplitude térmica que a ferramenta é submetida.

Como mostraram Umbreollo et al. (2007) e Liang et al. (2012) no torneamento a seco de aço SAE 1045, a variação de temperatura pode ser maior que 700ºC, então a tensão será de 3,159GPa. Sendo que a tensão de escoamento do metal duro é aproximadamente 3GPa, como colocaram Bouzakis et al. (2012).

A Figura 52 mostrou que no conjunto de condições 5 e 6, no torneamento de corpo de prova contínuo de aço ABNT 1045 com ferramenta de corte sem revestimento, o maior volume de material removido foi obtido na condição 6, com o método RI. Ou seja, assim como no conjunto anterior, na condição em que a Vc é de 80 m/min e o *f* é 0,2 mm/rev. No corte contínuo não houve lascamento das ferramentas com o uso de fluido de corte.

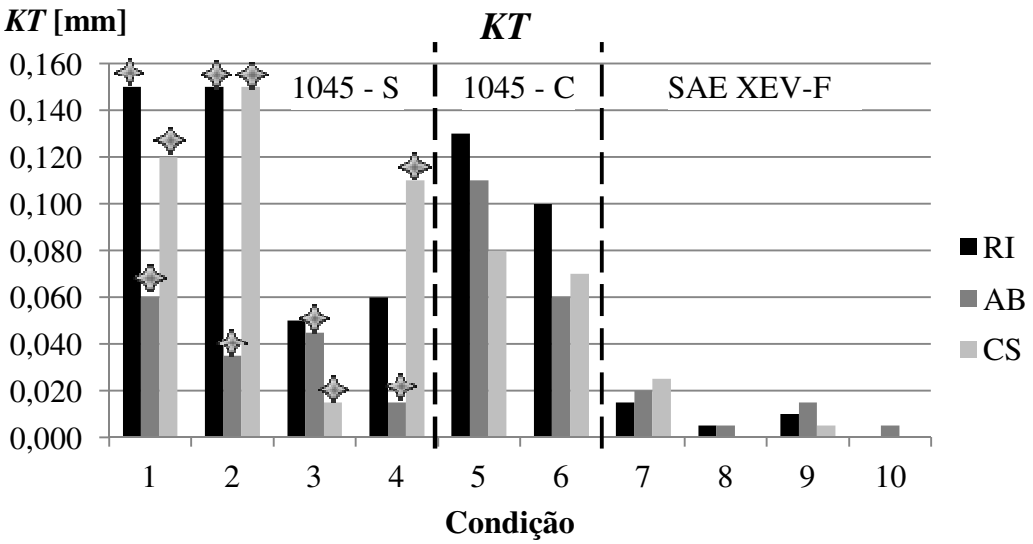
A menor vida das ferramentas nas condições de corte 1 e 3, em relação aos experimentos das configurações 5 e 6, está relacionada às maiores solicitações do corte intermitente. Há maior oxidação, dado o contato com a atmosfera nos trechos em vazio; com o rápido carregamento e descarregamento as ferramentas são submetidas a gradientes térmicos; tensões de tração pela diferença na contração do metal duro e do aço aderido à superfície; e inversão das tensões de compressão durante o corte para solicitações de tração após o relaxamento instantâneo, ao ultrapassar o ponto de equilíbrio de tensões. Estes fatores levam a um rápido desgaste por abrasão, formação de cratera, propagação de trincas e lascamento das arestas de corte.

Para as condições de 7 a 10, no torneamento do aço inoxidável SAE XEV-F com ferramenta revestida, o melhor desempenho é alcançado utilizando-se o método de aplicação de fluido de corte abundante na condição 7, de Vc de 80 m/min e *f* de 0,2 mm/rev.

A Figura 55 indica a profundidade máxima do desgaste de cratera ao final dos ensaios. Estão também assinalados os casos em que o fim de vida da ferramenta ocorreu por fratura da aresta, seja por lascamento ou fratura abrupta. Nos grupos de 1 a 4, para RI e CS a principal causa do fim de vida das ferramentas de corte foi a fratura da ferramenta pela fragilização gerada com o aumento da cratera na superfície de saída. Entretanto, nos ensaios com RI nas condições 3 e 4 não houve acentuada formação de cratera e consequente fratura na velocidade de corte de 80 m/min.

As configurações de corte 5 e 6 explicitam a atuação do fluido de corte como inibidor do desgaste de cratera, considerando os dados apresentados na Figura 52 e na Figura 55.

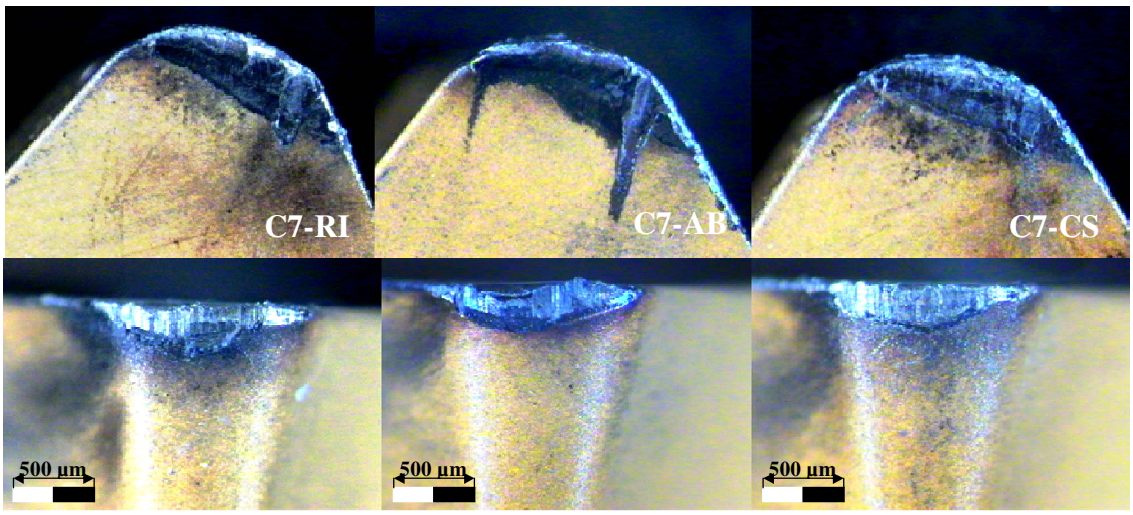
Figura 55 – Profundidade máxima do desgaste de cratera.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As ferramentas de corte com revestimento, condições de 7 a 10, submetidas a menores profundidades de corte exibem menor desgaste de cratera, porém o desgaste por abrasão é o principal mecanismo no torneamento de aços inoxidáveis resistentes ao calor e com baixa condutividade térmica. A Figura 56 apresenta a superfície de saída e o flanco das ferramentas de corte revestidas ao final dos ensaios na condição 7 segundo os diferentes métodos de refrigeração. Há desgaste de flanco, por abrasão e remoção do revestimento.

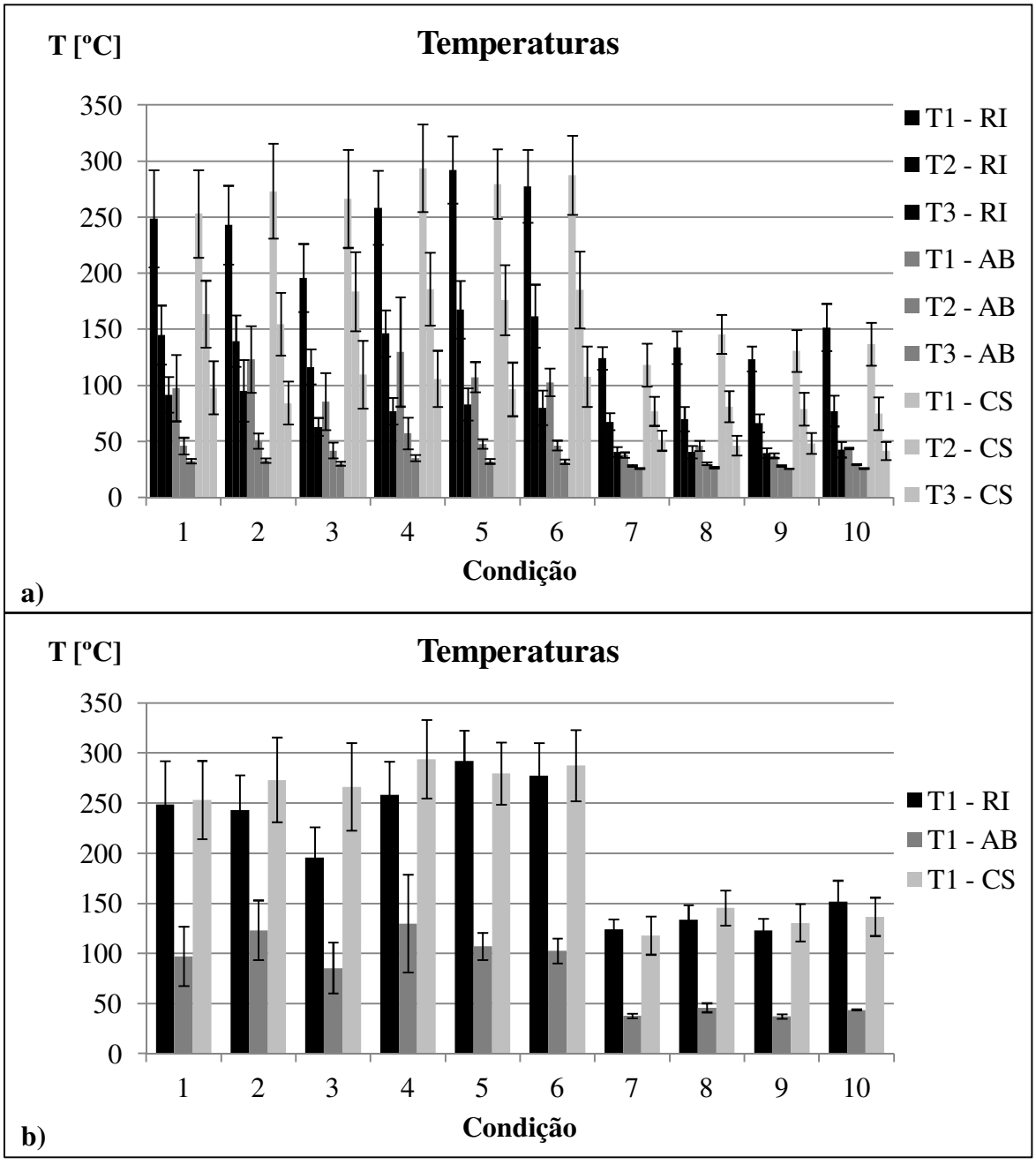
Figura 56 – Superfície de saída das ferramentas de corte revestidas.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 57 exibe as temperaturas médias e desvios padrão aquistados ao longo dos ensaios para cada configuração de corte. As temperaturas indicadas por cada termopar estão apresentadas na sequência de T1 a T3. As temperaturas médias e desvio padrões registradas pelo termopar 1 estão destacados em b.

Figura 57 – Temperaturas médias nas ferramentas de corte ao longo de todo volume de material removido para cada condição.

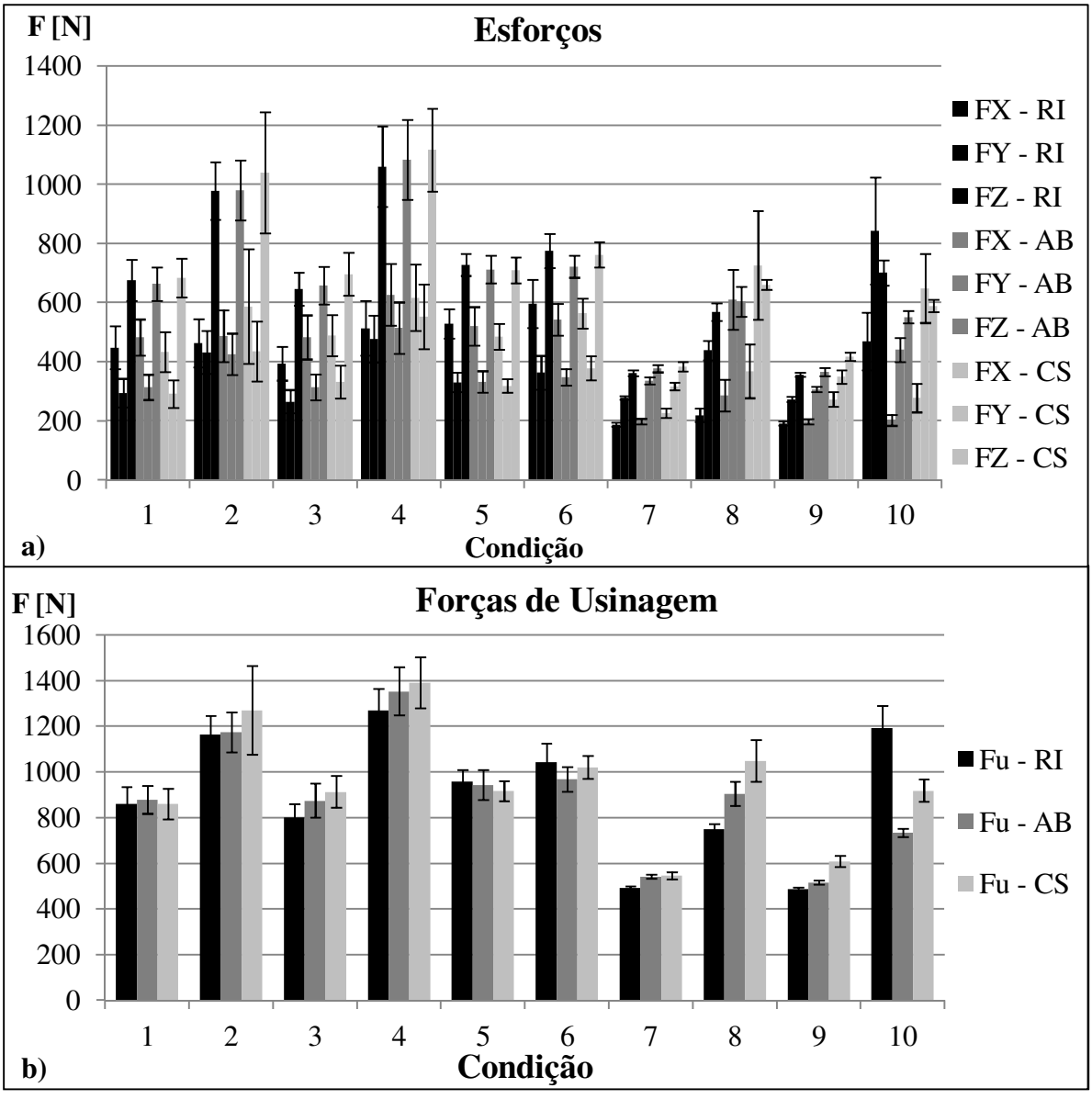


a) Temperaturas médias e desvios padrão. b) Temperaturas no termopar 1.

Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 58 traz os esforços de corte médio e desvios padrão. As componentes nas direções X, Y e Z são apresentadas nesta sequência. Em b estão destacadas as componentes resultantes, ou seja, as forças de usinagem (Fu) em cada condição.

Figura 58 – Esforços de corte médios registrados ao longo de todo volume de material removido para cada condição.



a) Esforços de corte médios de usinagem. b) Forças de usinagem.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Para as condições de 1 a 4, tem-se que os menores esforços de corte e temperaturas ocorrem em 3 para o método com refrigeração interna. São desconsiderados neste momento

os valores de temperatura aquistados no método AB, pois neste caso, a aplicação de fluido de corte gera um maior gradiente térmico na ferramenta de corte, com a extração de calor pelo jorro de fluido de corte.

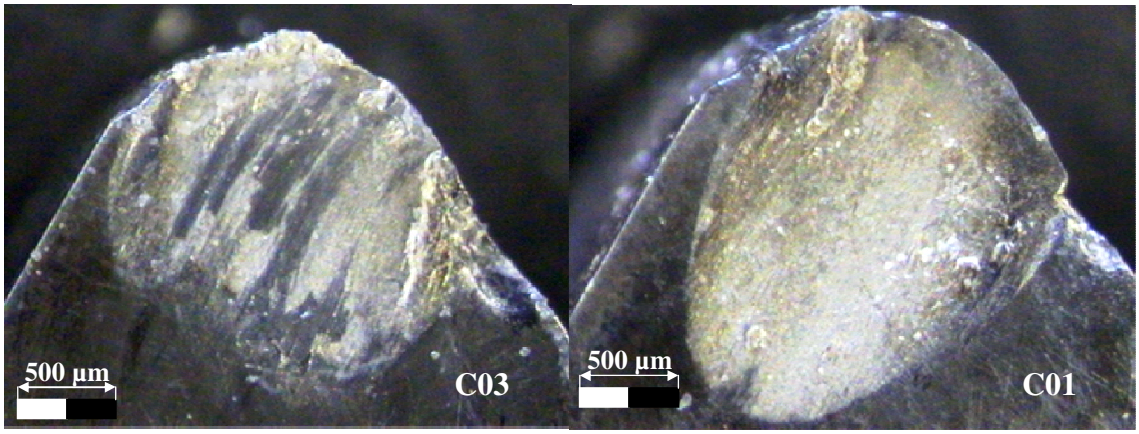
A Figura 58 aponta que os esforços de corte, em cada configuração, para os diferentes métodos de refrigeração, são semelhantes, ou seja, que a maior parcela destes esforços está relacionada à energia necessária para a deformação plástica e cisalhamento do cavaco, característica dos parâmetros de corte adotados e materiais usinados.

O maior volume de material removido na condição 3, com refrigeração interna, é corroborado pelos menores esforços e temperaturas registradas. Quando comparadas as condições 1 e 3 para o método RI, que se diferenciam somente pela velocidade de corte, nota-se que as maiores temperaturas alcançadas podem estar relacionadas ao aumento do desgaste de cratera. Isto porque levam a maior oxidação e induzem adesão de material da peça sobre a ferramenta, formando arestas postiças de corte e também camadas de material aderido sobre a superfície da ferramenta que, durante a usinagem, são arrancadas, carregando substrato do inserto.

Examinando os esforços e temperaturas nas configurações 1 e 3, para os métodos RI e CS, observa-se que os esforços e as temperaturas são menores com o uso da refrigeração interna, sendo a diferença acentuada em 3; indicando mudanças nos mecanismos de desgaste e na transferência de calor para o fluido refrigerante. No corte a seco há maior adesão de material sobre a ferramenta, levando a formação de cratera e maiores esforços de corte, que deterioram rapidamente a ferramenta. Na refrigeração interna, para a velocidade de corte de 80 m/min, onde não há uma agressiva formação de cratera como em 100 m/min, o mecanismo de desgaste principal é abrasão, que pode ter sido limitado pela manutenção da dureza da ferramenta de corte através da refrigeração interna.

Na Figura 59 estão apresentadas as superfícies de saída ao final dos ensaios com RI. Para condição 3, na qual a Vc é de 80 m/min há indícios de que o material da peça aderido à ferramenta de corte é instável, apresenta pouca adesão à superfície da ferramenta, sendo removido durante o processo de corte sem arrancar o substrato.

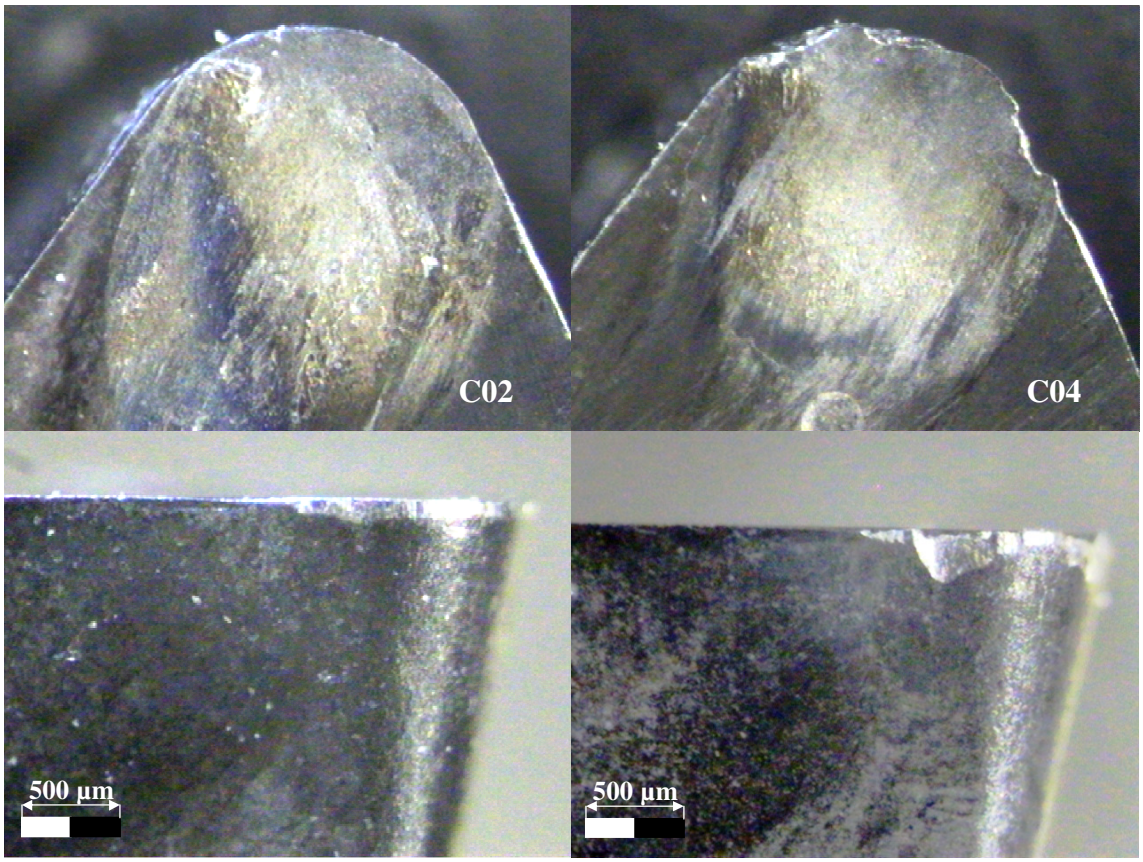
Figura 59 – Material aderido sobre a ferramenta de corte sem revestimento para as condições com refrigeração interna.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As condições 2 e 4, para os métodos RI e CS demonstram que a velocidade de corte de 100 m/min é responsável pela formação acentuada do desgaste de cratera. Mesmo que as temperaturas e esforços registrados em 4 tenham sido superiores, as menores vidas das ferramentas de corte ocorreram em 2, dada a fragilização pela cratera formada. A Figura 60 traz as ferramentas de corte durante o segundo passe para as condições 2 e 4 com RI e CS. O comprimento de contato da superfície de saída com o cavaco foi reduzido na condição 3. Assinala-se que o aumento do avanço, para todas as condições e métodos, resultou em elevação das temperaturas aquistadas e, principalmente, dos esforços de penetração, que podem ser associados ao aumento do atrito entre cavaco e superfície de saída. Em concordância com o aumento dos esforços e temperaturas, na condição 4, ocorreram lascamentos nas arestas.

Figura 60 – Condições 2 e 4 com refrigeração interna.

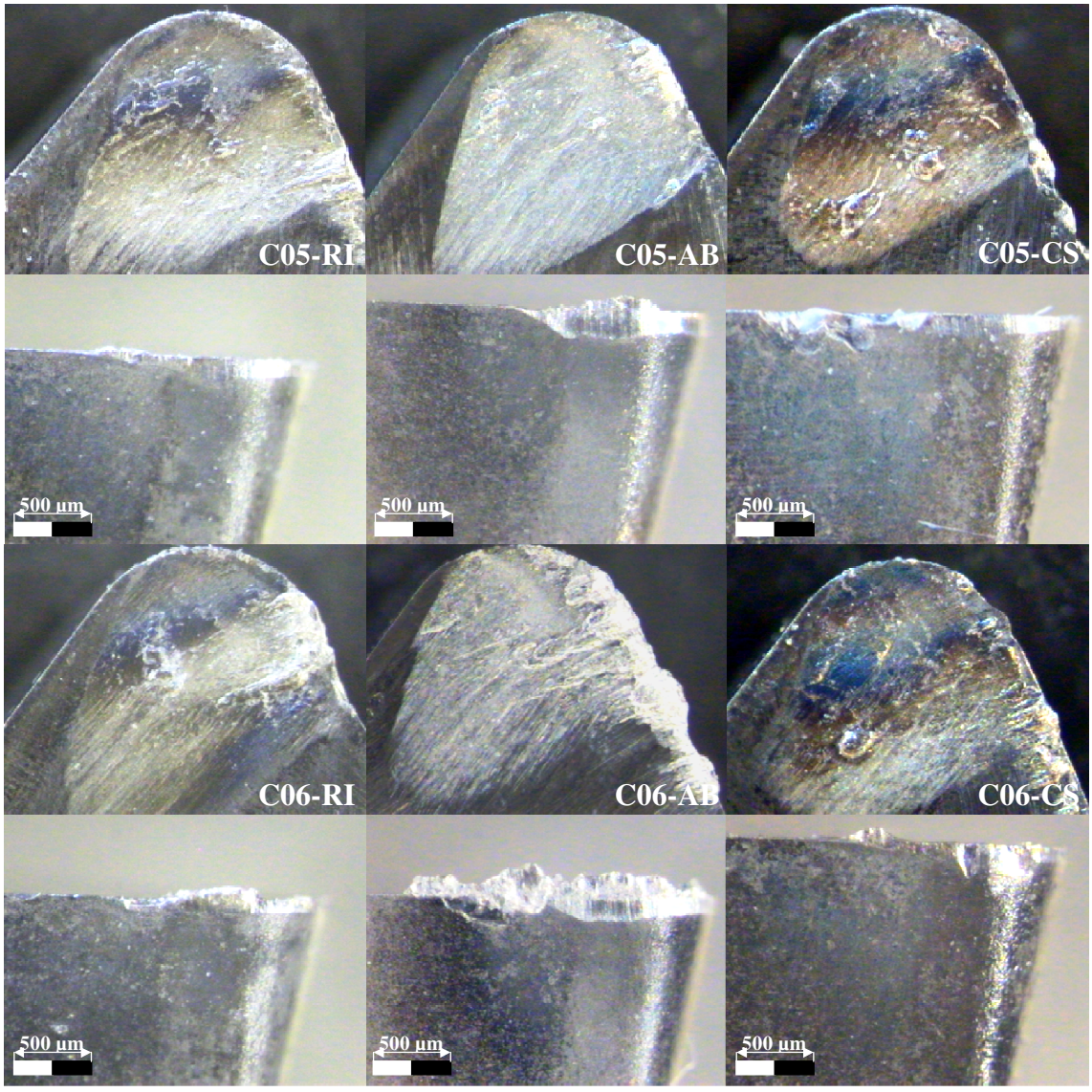


Fonte: Elaborado pelo autor.

A maior quantidade de material removido na condição 6 para o método RI, no grupo de condições 5 e 6 demonstra consonância com os resultados do conjunto de condições anteriores, de 1 a 4. Os esforços de corte e temperaturas registrados nas condições 5 e 6 são similares aos das condições 1 e 3. O valor médio superior no caso do torneamento do corpo de prova contínuo pode estar relacionado ao método de cálculo dos valores médios de 1 a 4, que consideravam alguns pontos correspondentes aos trechos em vazio.

Na Figura 61 estão as fotos das ferramentas utilizadas nas condições 5 e 6, após o quarto passe de corte.

Figura 61 – Ferramentas de corte desgastadas para os conjuntos 5 e 6.

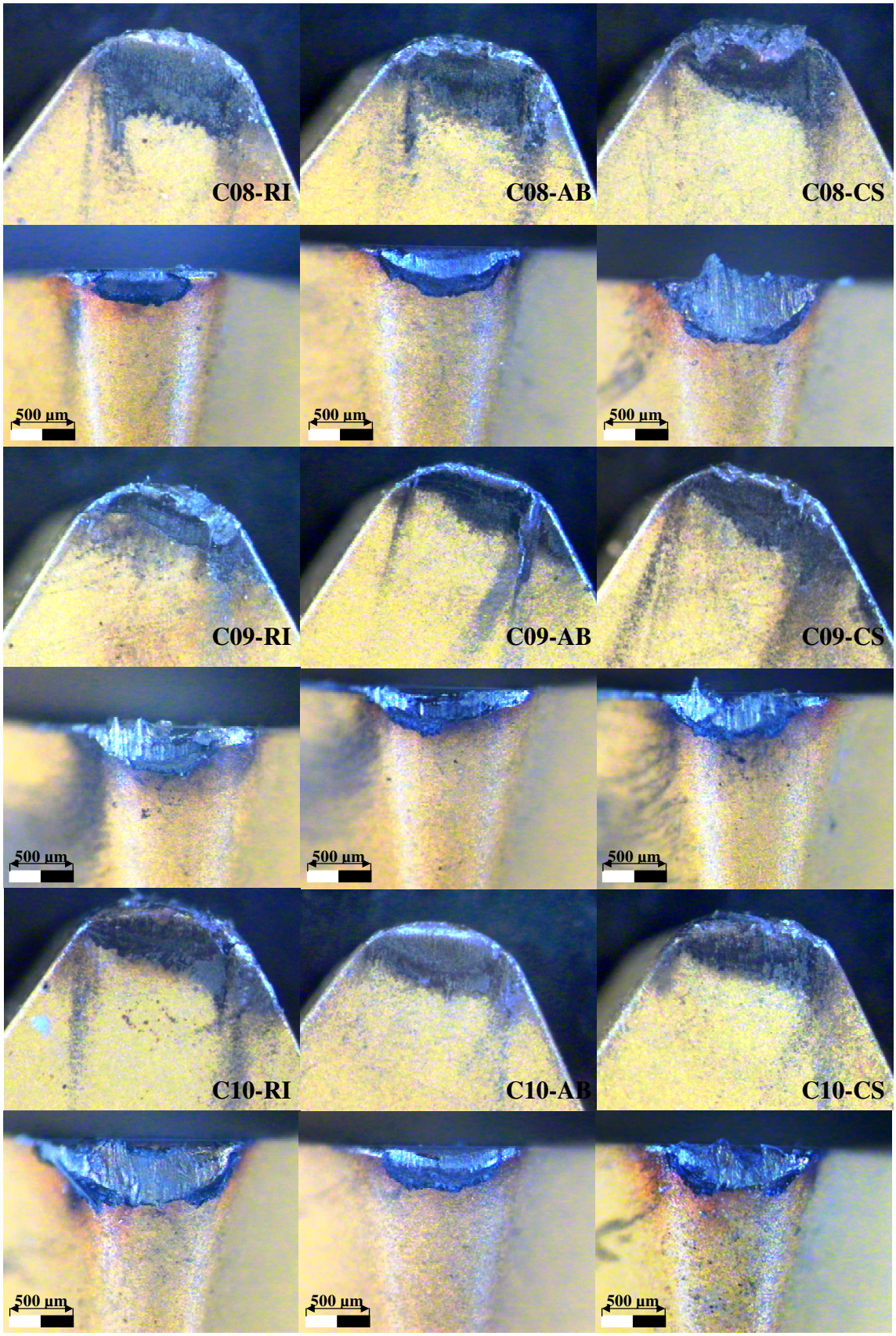


Fonte: Elaborada pelo autor.

Como destacado na Figura 52 e na Figura 55 o fim de vida ocorreu por desgaste de flanco, devido à abrasão e remoção de metal duro no descolamento do material da peça aderido. Há indicativos que a temperatura na região de corte foi menor para o uso de fluido de corte, seguido pela refrigeração interna; observados pela maior quantidade de material aderido e deformado, além da oxidação mais intensa no corte a seco. Assim como na Figura 60, há, na condição 05, menor adesão de material na refrigeração interna, quando a velocidade de corte foi 80 m/min, do que em 100 m/min.

Nas condições de 7 a 10 os menores esforços e temperaturas médias são registrados para o grupo 7, sendo o melhor desempenho obtido com o método AB. Em todas as condições, como exemplificam a Figura 56 e a Figura 62, os fins de vida das ferramentas de corte ocorreram pelo excessivo desgaste de flanco, devido às características de usinabilidade do aço inoxidável SAE XEV-F. A concentração do fluxo de calor na região de corte, com menor dissipação pelo cavaco e peça, dada sua baixa condutividade térmica, e a presença de carbonetos, tornam o atrito o principal mecanismo de desgaste. O resfriamento da peça e ferramenta e a ação lubrificante do fluido de corte atenuaram o atrito com o cavaco, limitando a redução da dureza e mantendo a resistência à compressão da ferramenta de corte. A Figura 52, a Figura 57 e a Figura 58 mostram que nas condições 8 e 10, de maior avanço, os esforços de penetração são maiores que os de corte; ou seja, há aumento do atrito e consequente aumento das temperaturas registradas com clara redução na vida das ferramentas. Ressalta-se que a refrigeração interna demonstrou capacidade de conservar a temperatura da região de corte abaixo da temperatura alcançada no corte a seco por mais tempo, mantendo, para um maior volume de material removido, a dureza da ferramenta. Como será discutido na próxima seção, observou-se que o desgaste de flanco médio atingia o limite estabelecido no momento em que a temperatura no termopar 1 era próxima a 140ºC.

Figura 62 – Desgaste das ferramentas de corte revestidas ao final dos ensaios.

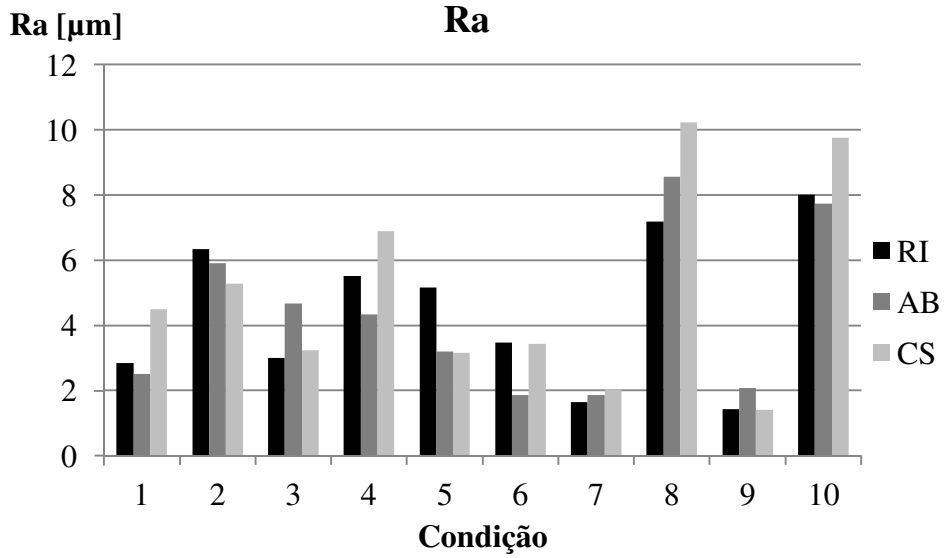


Fonte: Elaborado pelo autor.

As rugosidades produzidas nos ensaios foram mensuradas e as médias da rugosidade média aritmética produzida por cada condição de corte e método de refrigeração ao longo da vida das ferramentas de corte estão expostas na Figura 63. Os desgastes das ferramentas e consequentes aumentos das rugosidades fazem parte das médias indicadas.

A rugosidade obtida demonstra variar de acordo com os parâmetros de corte, não havendo clara diferença entre os resultados de cada método de refrigeração utilizado. Salienta-se que a rugosidade, importante parâmetro na produção de peças mecânicas, pode ser controlada através do uso de ferramentas e passes de acabamento, ou seja, passes nos quais os parâmetros de corte favoreçam o melhor acabamento superficial. A mesma interpretação estende-se a Rz, sendo os valores médios obtidos em cada configuração exibidos na Figura 64.

Figura 63 – Média do Ra produzido por cada condição de corte ao longo do volume de material removido.

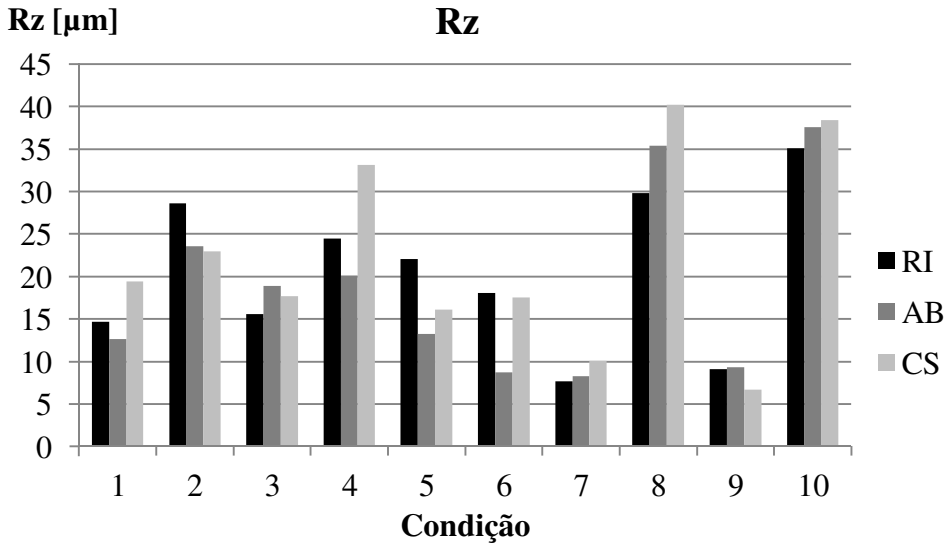


Fonte: Elaborado pelo autor.

Os resultados da análise de variância em função dos parâmetros de corte, material e geometria do corpo de prova e método de refrigeração, para os valores médios de esforços, temperaturas, rugosidades e volume de material removido antes do fim de vida da ferramenta estão descritos no Apêndice D.

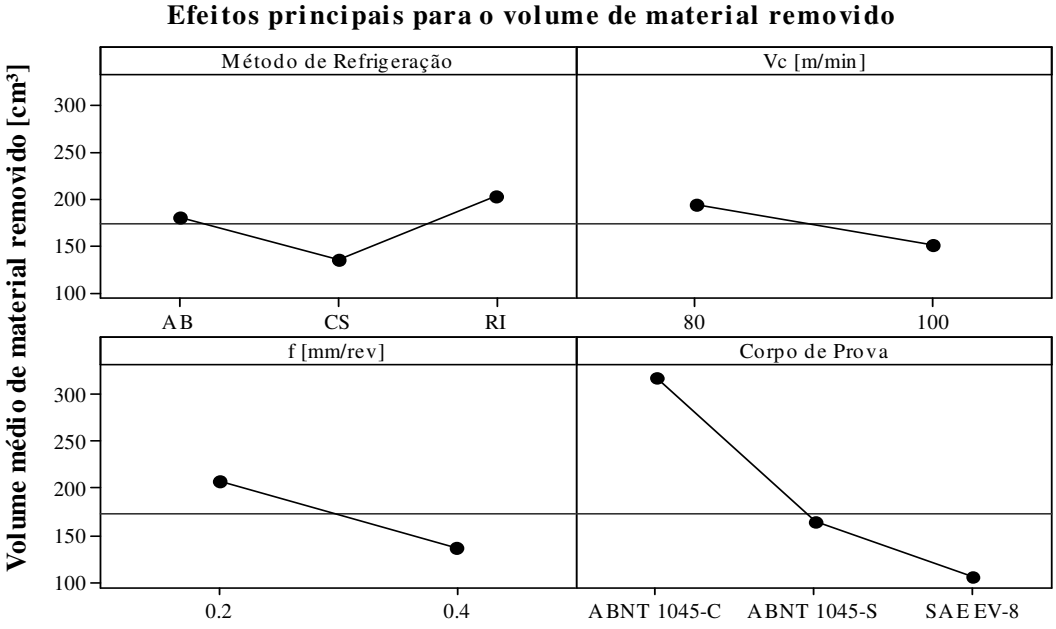
A análise de variância e a Figura 65 demonstram que o desgaste da ferramenta é influenciado principalmente pelo avanço, material usinado e pelo corte intermitente. O efeito principal do método de refrigeração sobre a vida da ferramenta de corte indica a importante contribuição da refrigeração interna na redução do desgaste.

Figura 64 - Média do Rz produzido por cada condição de corte ao longo do volume de material removido.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 65 – Contribuição dos parâmetros, material e perfil da peça e método de



refrigeração sobre a vida da ferramenta de corte.

Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 65 expõe como o volume de material removido é influenciado individualmente por cada variável testada, supondo o resultado médio para as demais.

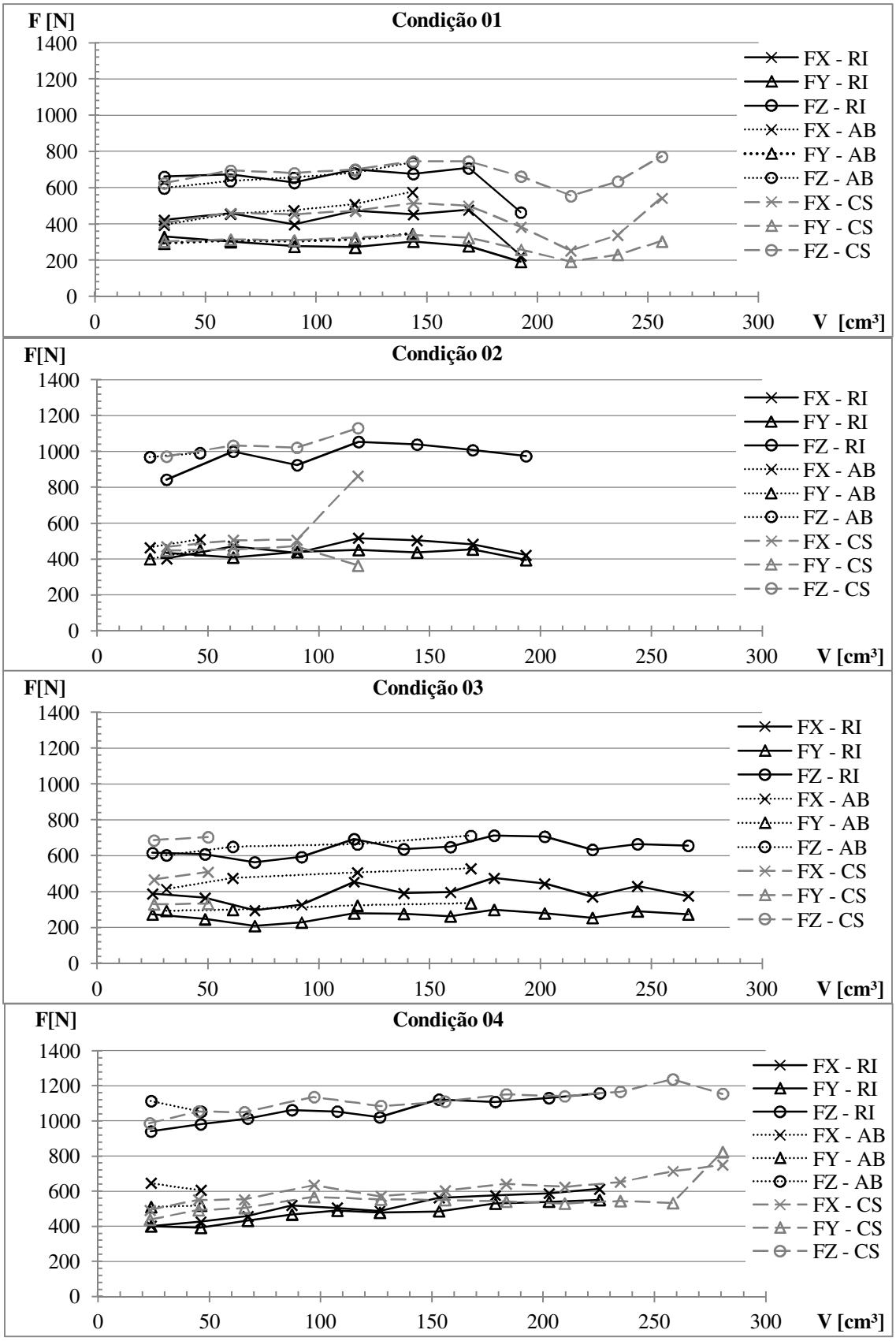
4.2 Análise dos resultados obtidos em cada condição

Na Figura 66 e Figura 67 estão os esforços de corte médios e temperaturas médias registradas em função do volume de material removido por cada ferramenta de corte até que fosse atingido um dos critérios de fim de vida, para as condições 1, 2, 3 e 4. Nota-se que método de refrigeração interna promoveu uma redução nas temperaturas indicadas pelos termopares com relação ao corte a seco, sendo esta diferença mais acentuada em 3, aproximadamente 64 ºC. Já os esforços de corte entre os métodos são semelhantes, ocorrendo redução estatisticamente significante nas forças de avanço e penetração, FX e FY, para a condição 3. Os resultados da análise de variância de fator único que considerou os valores médios apresentados ao longo dos ensaios por cada método de refrigeração estão dispostos no Apêndice D. A ANOVA indicou que há diferença estatisticamente significante, a nível de significância de 0,05, entre as temperaturas registradas em todas as condições devido ao uso de fluido de corte, contudo, em 3, há redução significante dada a RI. A força de avanço em 4 também foi significativamente menor para RI, e a força de penetração teve menor média; sugerindo a efetividade do método de refrigeração atrelada à velocidade de corte, provavelmente pela diminuição do fluxo de calor.

Estas diferenças estão relacionadas à capacidade de refrigeração fornecida pela RI. Ao promover uma diminuição na temperatura da interface de contato entre cavaco e ferramenta, abranda-se a oxidação e difusão, suavizando o atrito e adesão do aço sobre o metal duro. Logo, os esforços relacionados à zona de cisalhamento secundária são reduzidos e a própria temperatura na região de corte. A Figura 68 fornece a comparação entre as superfícies de saída no segundo passe na condição 3 para RI, AB e CS.

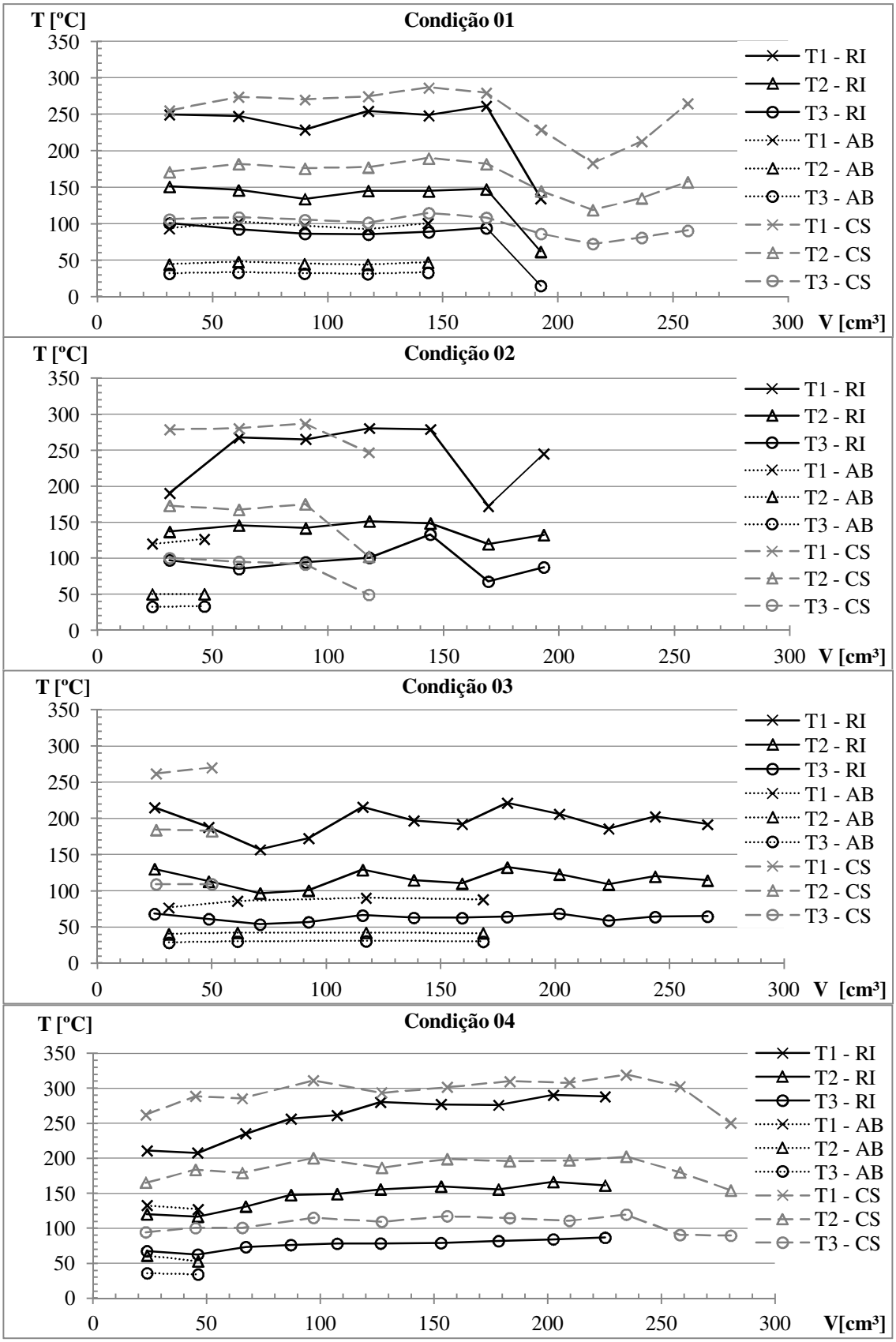
Na Figura 66 e na Figura 67 a queda dos esforços e temperaturas ao final dos ensaios com refrigeração interna para a condição 1 é resultado da fratura da ferramenta de corte no último passe; assim como ocorreu para o corte a seco nas condições 2 e 4.

Figura 66 – Médias dos esforços de corte registrados nas condições 1, 2, 3 e 4.



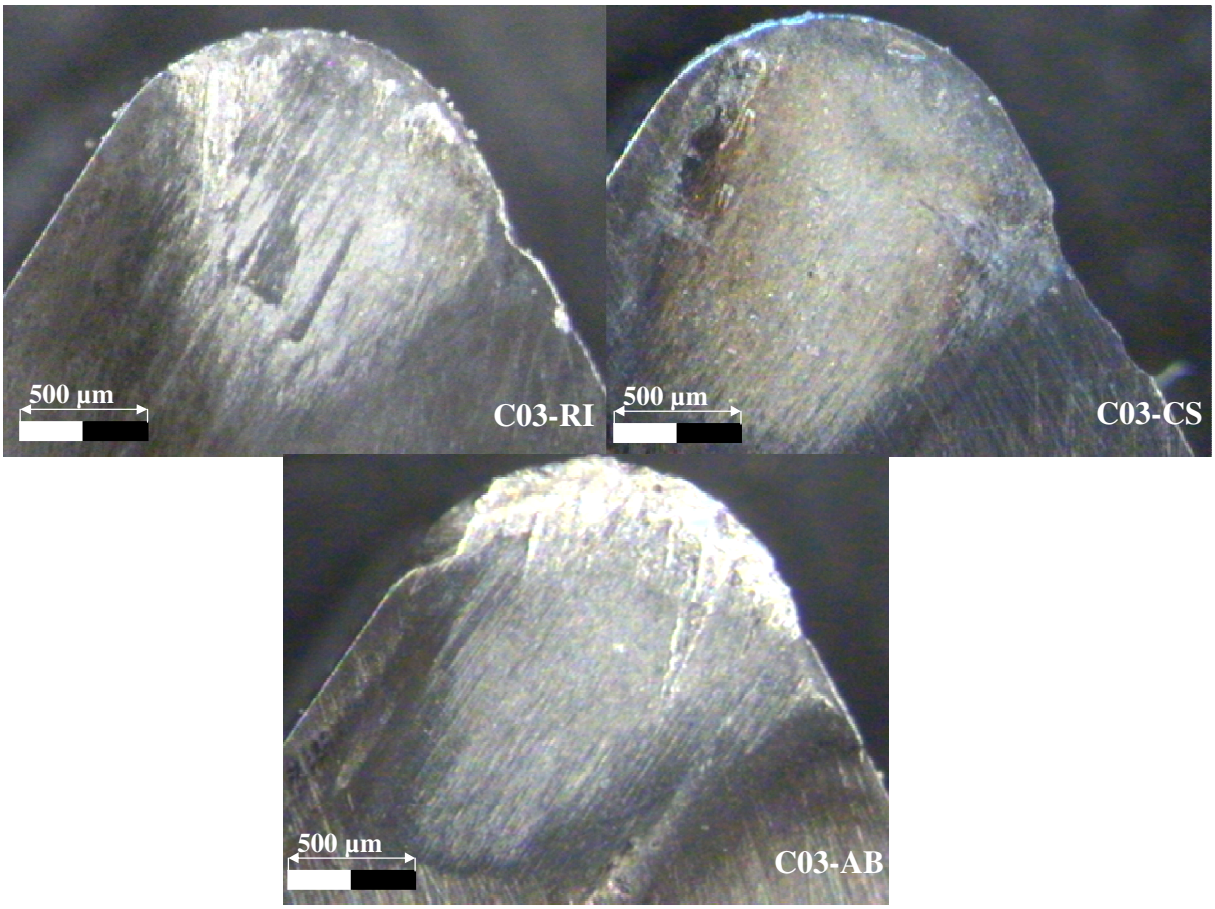
Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 67 – Temperaturas médias registradas nas condições 1, 2, 3 e 4.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 68 – Ferramentas de corte na condição 3 para RI e CS.

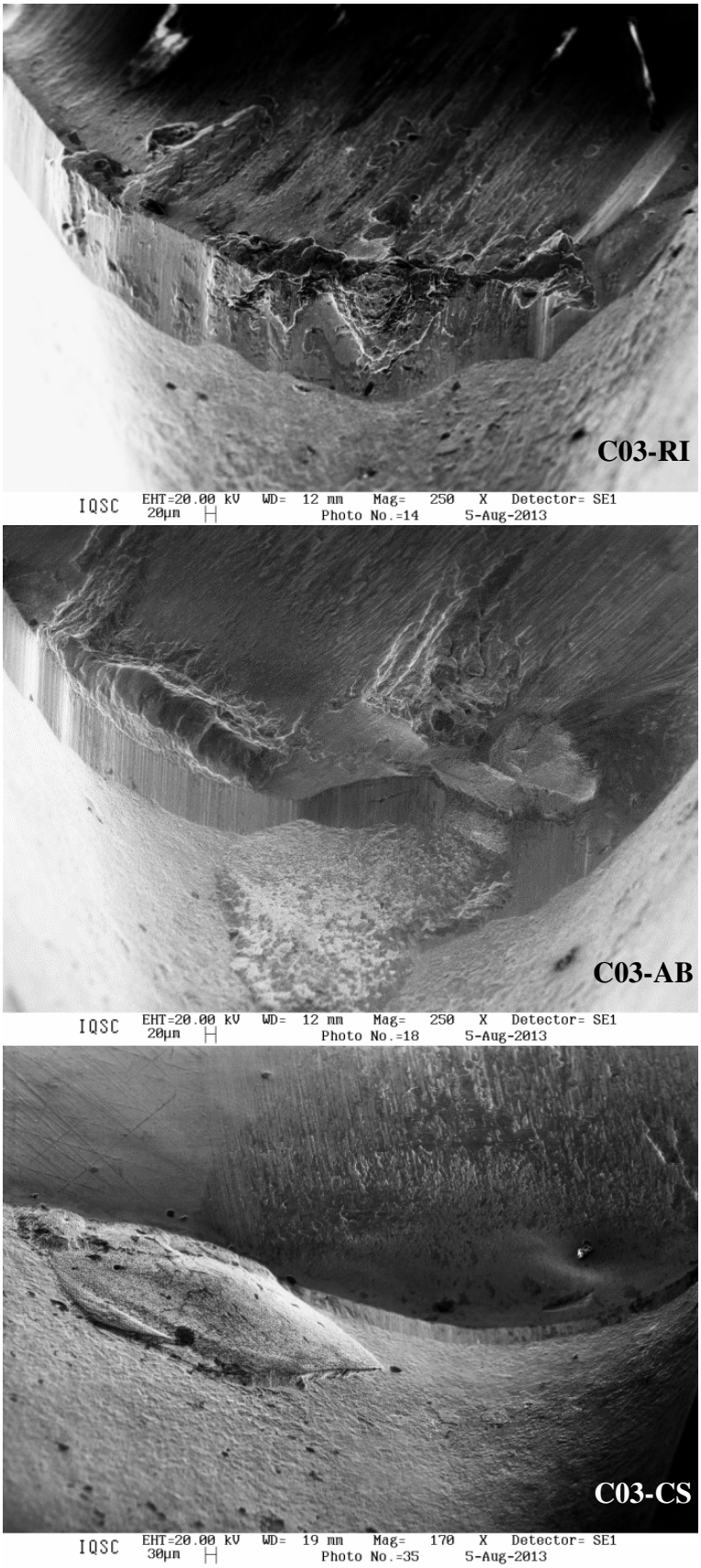


Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 69, obtida por microscopia eletrônica de varredura ao final dos ensaios, exibe os insertos correspondentes à terceira condição. Observa-se o desgaste por abrasão no flanco da ferramenta, a presença de material aderido na aresta de corte e superfície de saída e lascamentos em AB e CS.

Segundo o modelo proposto por Shaw (2005) a temperatura média na interface de contato para o corte a seco foi de 717 ºC; considerando os valores de esforços apresentados para o segundo passe, grau de recalque do cavaco de 0.3077, comprimento de contato de 2 mm medido por microscopia óptica e as propriedades térmicas já citadas.

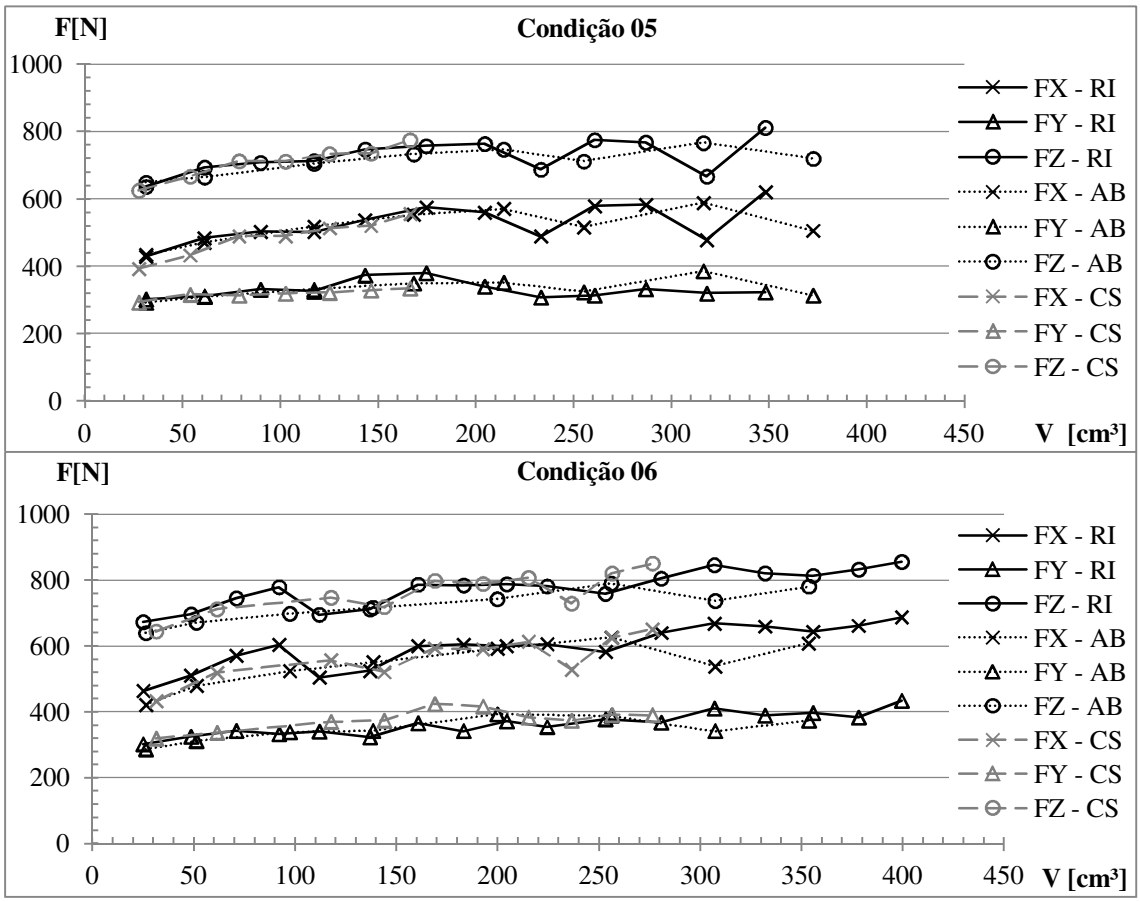
Figura 69 – Ferramentas de corte na condição 3.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Resultados similares aos das condições 1 a 4 foram obtidos em 5 e 6. Como indicam a Figura 70, a Figura 72 e a análise de variância destes resultados, não há diferença estatisticamente significante entre os esforços médios para os diferentes métodos de refrigeração. As temperaturas aquistadas com RI foram semelhantes à CS em 5, com redução mais acentuada em 6. Assim como na comparação entre as condições 01 e 03, observou-se que a diminuição da velocidade de corte favoreceu o desempenho do método RI. Segundo o modelo proposto por Shaw (2005) a temperatura média na interface de contato para o corte a seco foi de 787 ºC; considerando os valores de esforços apresentados para o quinto passe, grau de recalque do cavaco de 0.2667 e comprimento de contato de 2 mm. A Figura 61 exibiu as ferramentas de corte nestas condições, sendo observada maior quantidade de material aderido e deformado, além de oxidação mais intensa no corte a seco. Se o desempenho do método RI fosse ligeiramente superior ao obtido por Zhao et al. (2006), Chiou et al (2007) e Liang et al (2010), a temperatura média na interface de contato deveria ter sido reduzida em cerca de 20 %, à 630 ºC, na qual a oxidação e difusão seriam mecanismo de desgaste reduzidos, como propuseram Ferraresi (1977), Shaw (2005) e Jianxin et al (2012).

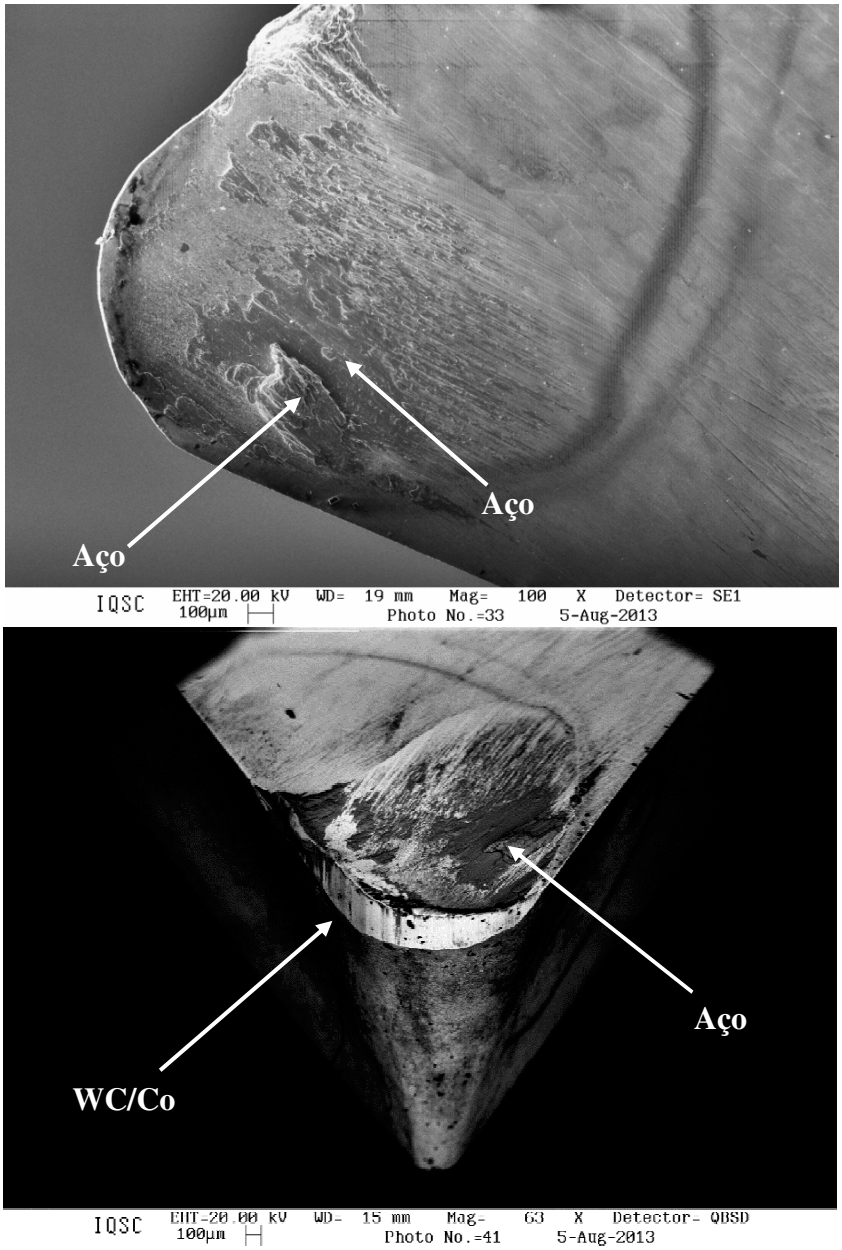
Figura 70 – Médias dos esforços de corte ao longo das condições 5 e 6.



Fonte: Elaborado pelo autor.

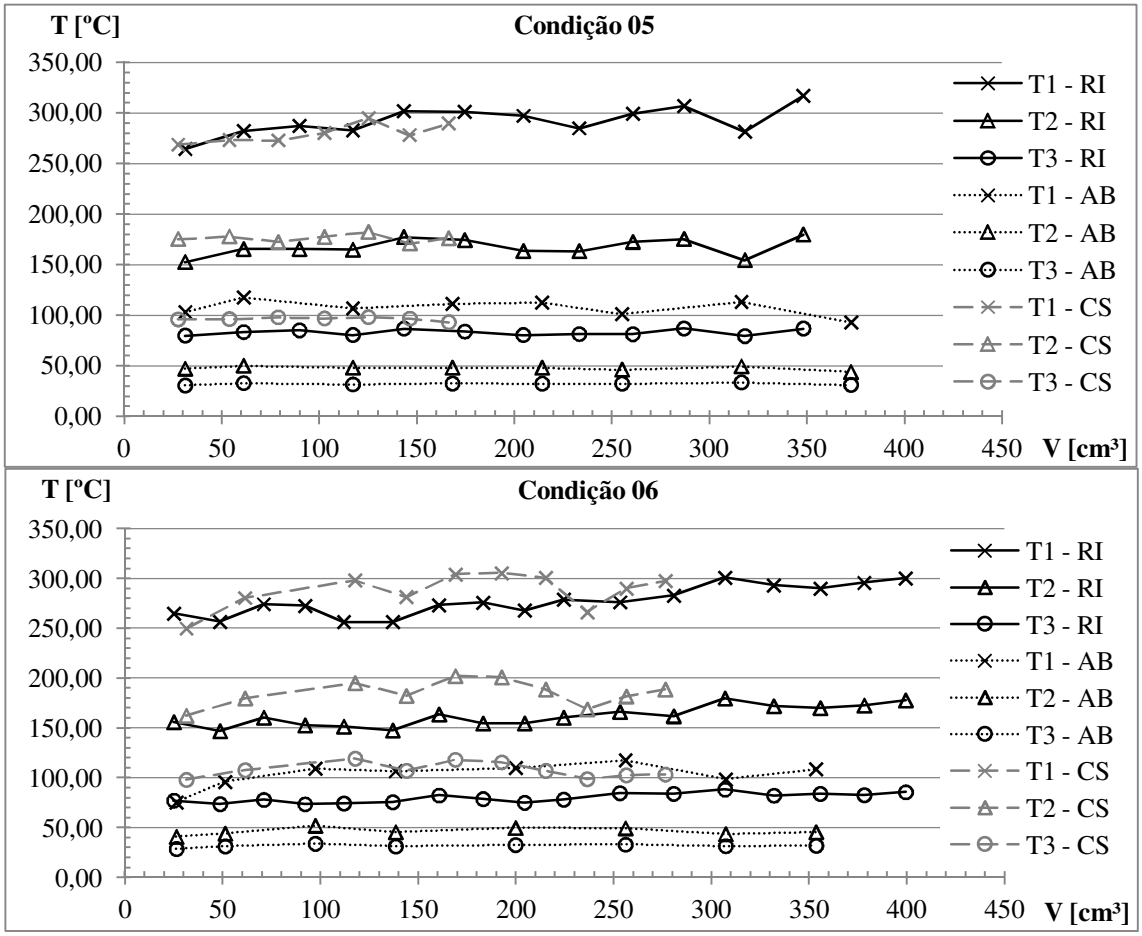
A Figura 71 traz a foto da superfície de saída e do flanco da ferramenta para AB na sexta condição, nas quais nota-se o desgaste de flanco por abrasão e material da peça aderido sobre a superfície de saída. Outra imagem obtida com MEV, agora do flanco da ferramenta, aquistada com o coletor de elétrons retroespalhados, facilita a visualização do aço sobre a ferramenta (material mais escuro) e do desgaste de flanco que expõe o metal duro da ferramenta (mais claro na figura).

Figura 71 – Ferramenta de corte ao final dos ensaios da sexta condição com a aplicação de fluido de corte.



Fonte: Elaborado pelo autor.

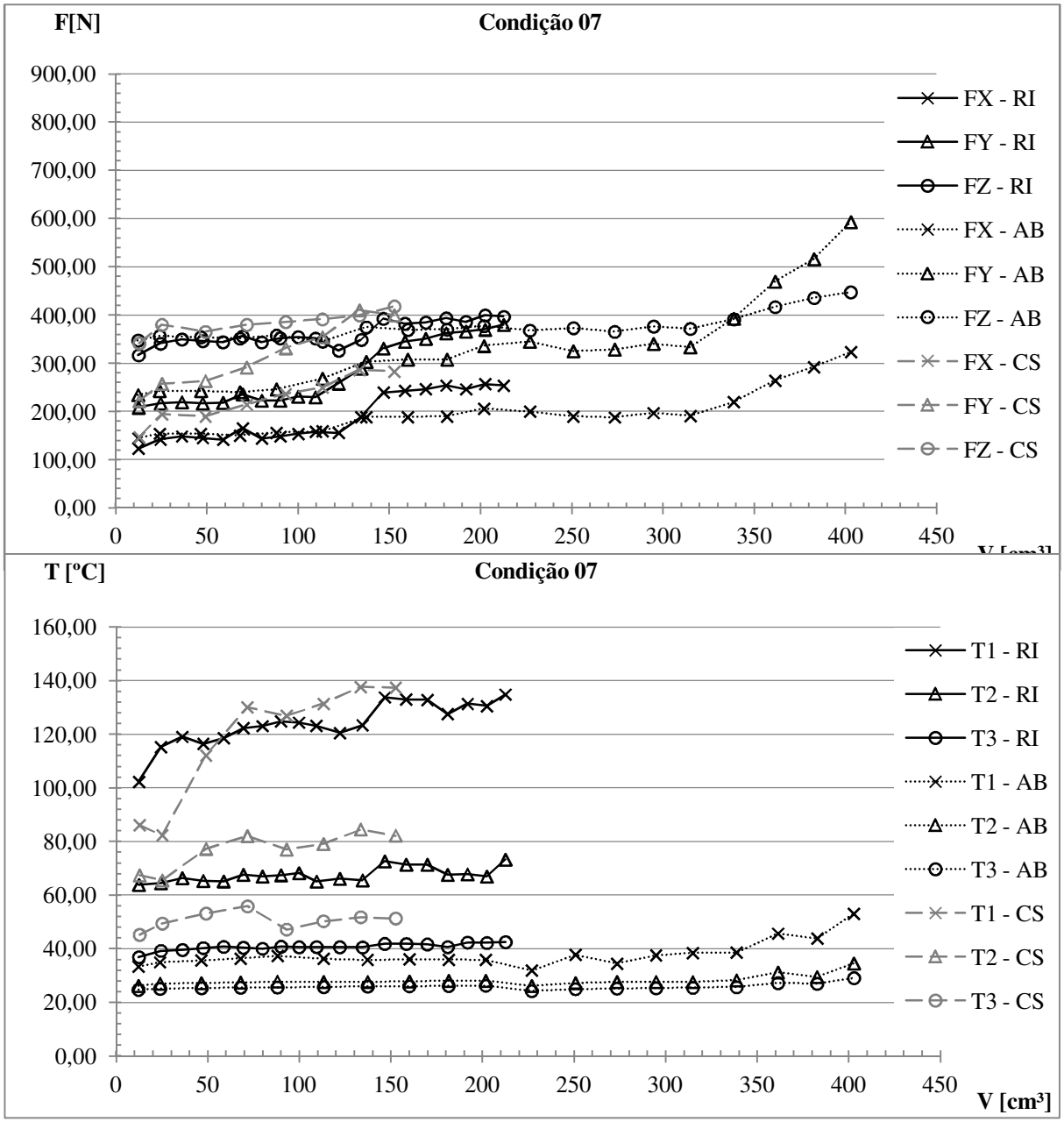
Figura 72 – Médias das temperaturas registradas ao longo das condições 5 e 6.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para a usinagem do aço inoxidável SAE XEV-F com ferramentas de metal duro revestidas por camadas de TiN, Al_2O_3 e TiCN, observou-se na condição 7, como ilustra a Figura 73, que os esforços nas direções de avanço (X) e profundidade (Y), componentes da força de atrito do cavaco sobre a superfície de saída e do atrito no flanco da ferramenta, apresentaram acentuada elevação com o aumento do desgaste. E que os fins de vida das ferramentas de corte ocorreram quando FY atingiu intensidade próxima a 400 N para os métodos RI e CS, tendo crescimento acelerado em AB após atingir este valor. As temperaturas registradas pelos termopares acompanham o desenvolvimento dos esforços, alcançando aproximadamente 140 ºC em RI e CS e 50 ºC em AB. A manutenção da temperatura da ferramenta de corte pela refrigeração interna abaixo de 140 ºC, ao longo de uma maior quantidade de material removido, corrobora o melhor desempenho deste método, em relação ao corte a seco.

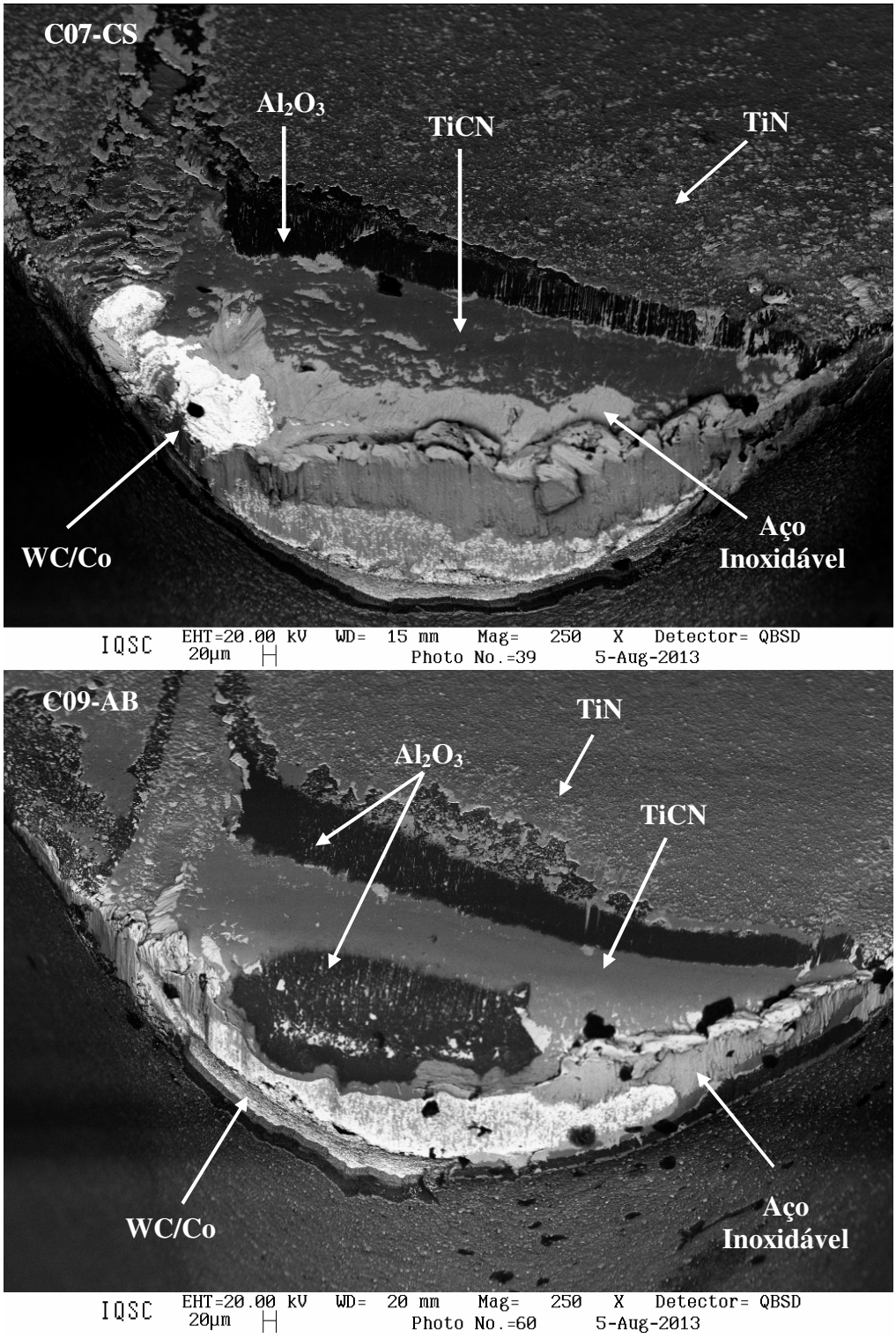
Figura 73 – Esforços e temperaturas médios de corte para a condição 7.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 74 traz a imagem do MEV-QBSD das ferramentas no final da sétima condição para o corte a seco e da nona condição para a aplicação de fluido de corte. A temperatura e pressão na região de corte levam a deformação plástica da ferramenta de corte, à adesão de aço inoxidável e favorecem o desgaste por atrito. Contudo, a aplicação de fluido de corte demonstrou que, mesmo na maior velocidade de corte, condição 9, houve redução do atrito, do desgaste de flanco, da remoção do revestimento de Al_2O_3 e da temperatura na região de corte, levando a menor deformação da aresta e adesão de aço inoxidável.

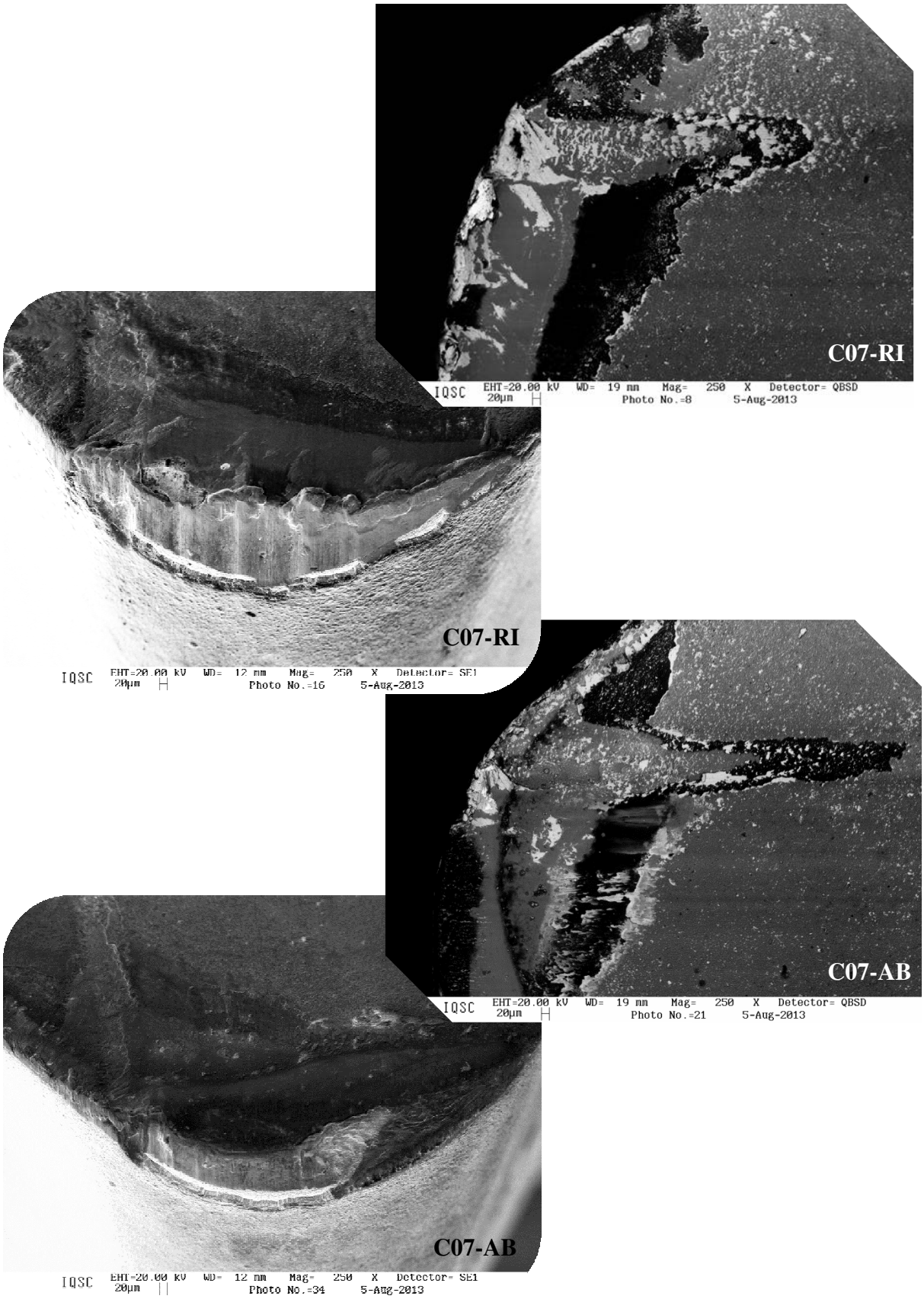
Figura 74 – Desgaste da ferramenta de corte na C07-CS e C09-AB.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 75 permite a mesma interpretação na comparação entre os mecanismos de desgaste presentes na refrigeração interna com relação ao uso de fluido de corte para a sétima condição.

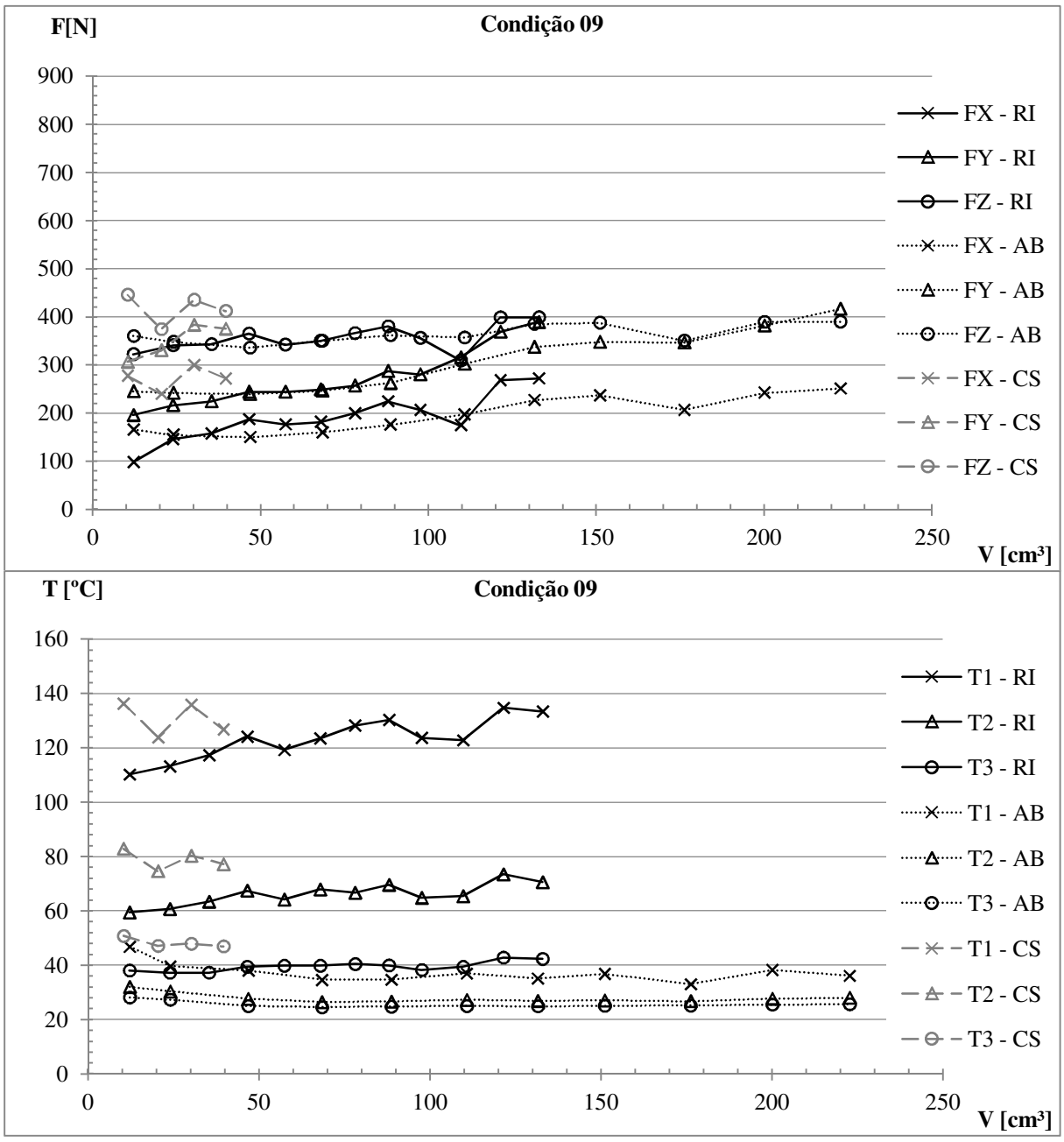
Figura 75 – Ferramentas de corte ao final da sétima condição para Ri e AB.



Fonte: Elaborado pelo autor.

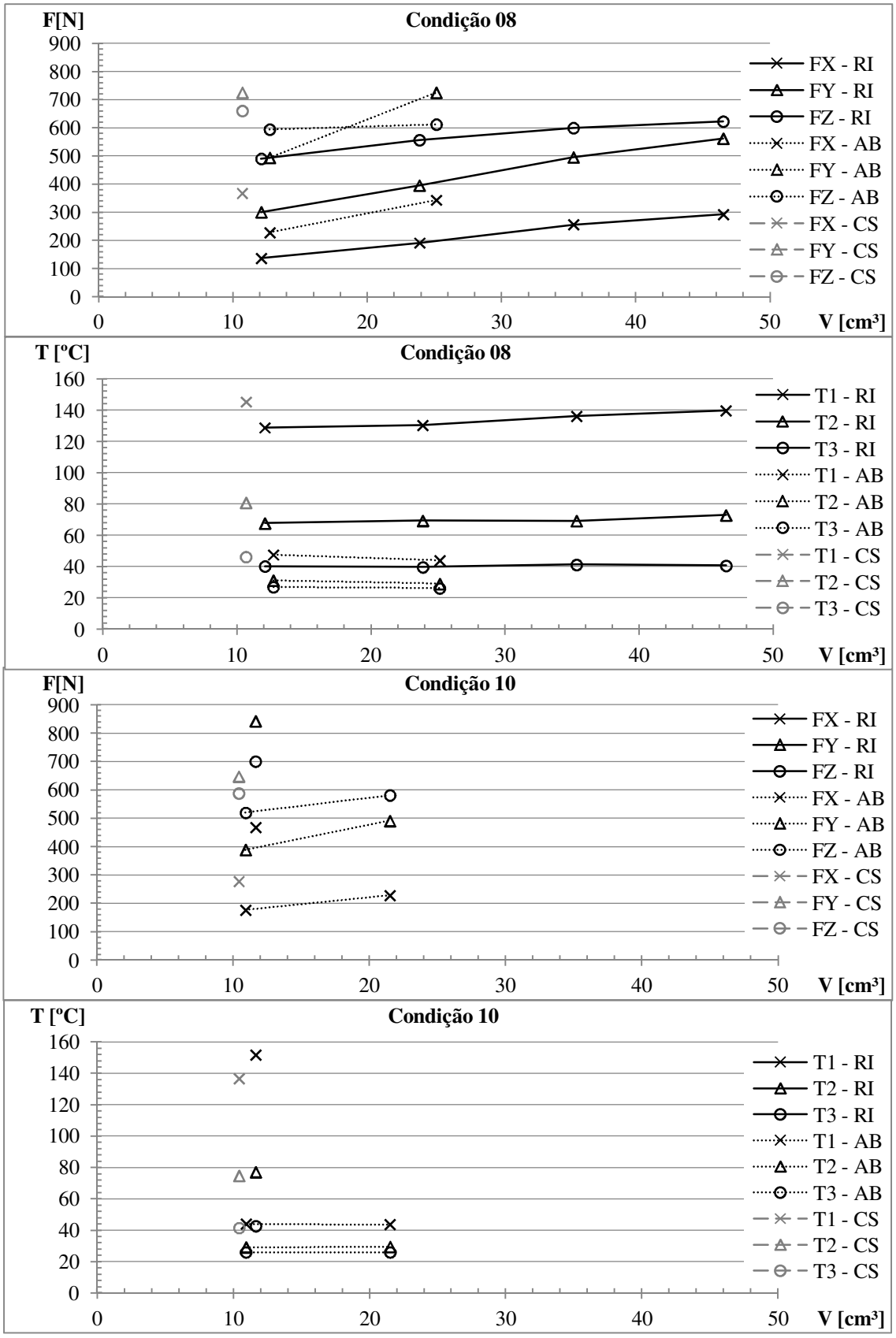
A Figura 76 e a Figura 77 expõem os resultados encontrados nas condições 8, 9 e 10. O aumento da velocidade de corte em 9 levou a diminuição da vida das ferramentas de corte em todos os métodos de refrigeração, exibindo resultados similares aos patamares atingidos ao final dos ensaios da condição 7, havendo diferença estatisticamente significante para o corte a seco, onde os esforços foram superiores. Contudo, o avanço nas condições 8 e 10 induziu maiores esforços de corte e atrito, ocasionando o rápido desgaste da ferramenta; sugerindo um excesso de energia sendo gerada.

Figura 76 – Esforços e temperaturas médios de corte para a condição 9.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 77 – Esforços e temperaturas médios de corte para as condições 8 e 10.



Fonte: Elaborado pelo autor

5 Conclusões

Por meio deste estudo constatou-se que o porta-ferramentas refrigerado internamente tem sua eficácia variável de acordo com as condições de torneamento a que o sistema foi submetido.

Para a usinagem de aço ABNT 1045 a refrigeração interna demonstrou-se capaz de diminuir a temperatura da ferramenta de corte, abrandando mecanismos de desgaste como a oxidação e a adesão, que são térmicamente ativados. Além de atenuar a variação das propriedades mecânicas como dureza e limite de resistência ao escoamento, quando comparada ao corte a seco.

No torneamento interrompido os ciclos térmicos de mais de 700 ºC com o uso de fluido de corte levaram a um rápido lascamento das arestas, com desenvolvimento de tensões superiores a 3 GPa; enquanto a refrigeração interna permitiu um controle da temperatura da ferramenta com menor variação.

Já o desempenho do sistema proposto durante o corte do aço SAE XEV-F não demonstrou a mesma eficácia, por não possuir ação lubrificante como no caso do uso da emulsão de fluido de corte. Além da maior concentração do fluxo de calor na região de corte da ferramenta, dada a condutividade térmica de 14,5 W.m/K deste aço, outra característica na usinagem deste material é sua abrasividade, por possuir carbonetos de cromo, que levaram a uma vida da ferramenta de corte inferior com o uso da refrigeração interna. Contudo, o volume de material removido com a refrigeração interna foi superior ao corte a seco, caracterizando algum ganho na produtividade quando a utilização de emulsão não puder ser utilizada.

Outro aspecto observado foi que a refrigeração interna é mais eficaz em prolongar a vida da ferramenta de corte quando a geração de energia durante o corte é menor, ou seja, os parâmetros de corte são mais brandos.

São identificadas algumas demandas futuras como o modelamento numérico do problema de transferência de calor para melhor compreensão da capacidade de refrigeração do método proposto em relação aos demais estudados; bem como para definição dos gradientes de temperaturas nas ferramentas de corte. Estes resultados permitirão a criação de um modelo otimizado para o sistema, com melhor dimensionamento e análise das capacidades de extração de energia pela vaporização do fluido.

6 Referências

ABDEL-AAL, H. A.; NOUARI, M.; EL MANSORI, M. Tribo-energetic correlation of tool thermal properties to wear ofWC-Co inserts in high speed dry machining of aeronautical grade titanium alloys. **Wear**, v. 266, 2009. p. 432-443.

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, 2006. p. 782-800.

AHMED, M. I.; ISMAIL, A. F.; NURUL, A. K. M. Effectivness of cryogenic machining with modified tool holder. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 185, 2007. p. 91-96.

AL-ODAT, M. Q. Numerical analysis of cutting tool temperature in dry machining processes with embedded heat pipe. **Engineering Computations**, v. 27, 2010. p. 658-673.

AN, Q. L.; FU, Y. C.; XU, J. H. Experimental study on turning of TC9 titanium alloy with cold water mist jet cooling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 212, 2012. p. 752– 765.

ATTIA, H.; TAVAKOLI, S.; VARGAS, R.; THOMSON, V. Laser-assisted high-speed finish turning of superalloy Inconel 718 under dry conditions. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 59, 2010. p. 83-88.

AYED, Y.; GERMAIN, G.; AMMAR, A.; FURET, B. Degradation modes and tool wear mechanisms in finish and rough machining of Ti17 Titanium alloy under high-pressure water jet assistance. **Wear**, v. 305, 2013. p. 228-237.

BERMINGHAM, M. J.; KIRSCH, J.; SUN, S.; PALANISAMY, S.; DARGUSCH, M. S. New observations on tool life, cutting forces and chipmorphology in cryogenic machiningTi-6Al-4V. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 51, 2011. p. 500-551.

BERMINGHAM, M. J.; PALANISAMY, S.; KENT, D.; DARGUSCH, M. S. 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**, v. 212, 2012. p. 752-765.

BHATT, A.; ATTIA, H.; VARGAS, R.; THOMSON, V. Wear mechanisms of WC coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718. **Tribology International**, v. 43, 2010. p. 1113-1121.

BHATTACHARYYA, D.; ALLEN, M. N.; MANDER, S. J. Cryogenic Machining of Kevlar Composites. **Materials & Manufacturing Processes**, v. 8, 1993. p. 631-651.

BLOK, H. **Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact under oiliness lubricating conditions**. Proceedings of General Discussion on Lubrication and Lubricants. [S.l.]: Institute of Mechanical Engineers London. 1938. p. p. 222-235.

BOUZAKIS, K.; MICHAILIDIS, N.; SKORDARIS, G.; BOUZAKIS, E.; BIERMANN, D.; M'SAOUBI, R. Cutting with coated tools: Coating technologies, characterization methods and performance optimization. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 61, 2012. p. 703–723.

BRUNI, C.; FORCELLESE, A.; GABRIELLI, F.; SIMONCINI, M. Effect of the lubrication-cooling technique, insert technology and machine bed material on the workpart surface finish and tool wear in finish turning of AISI 420B. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, Nov. 2006. p. 1547–1554.

BURTON, C. M.; CROOK, B.; SCAIFE, H.; EVANS, G. S.; BARBER, C. M. Systematic Review of Respiratory Outbreaks Associated with Exposure to Water-Based Metalworking Fluids. **The Annals of Occupational Hygiene**, v. 56 n. 4, 2012. p. 374–388.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. Advancing Cutting Technology. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 52, 2003. p. 483-507.

ÇAKIR, O.; KIYAK, M.; ALTAN, E. Comparison of gases applications to wet and dry cuttings in turning. **Journal of Materials Processing Technology**, 2004. p. 153-154.

CARSLAW, H. S. **Introduction to the mathematical theory of conduction of heat in solids.** London: Macmillan, 1921. 292 p.

CETIN, M. H.; OZCELIK, B.; KURAMA, E.; DEMIRBAS, E. Evaluation of vegetable based cutting fluids with extreme pressure and cutting parameters in turning of AISI 304L by Taguchi method. **Journal of Cleaner Production**, v. 19, 2011. p. 2049-2056.

CHIOU, R. Y.; LU, L.; CHEN, J. S. J.; NORTH, M. T. Investigation of dry machining with embedded heat pipe cooling by finite element analysis and experiments. **International Journal of Advaced Manufacturing Technology**, v. 31, 2007. p. 905-914.

CHOUDHURY, S. K.; BARTARYA, G. Role of temperature and surface finish in predicting tool wear using neural network and design of experiments. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.43, 2003. p..747-753.

CREARE, I. **Indirect cooling of a rotary cutting tool**. WO2010/144180A2, 16 dez. 2010.

CREARE, I. **Indirect cooling of a cutting tool**. US8061241B2, 22 nov. 2011.

DANDEKAR, C. R.; SHIN, Y. C.; BARNES, J. Machinability improvement of titanium alloy (Ti–6Al–4V) via LAM and hybrid machining. **International Journal of MachineTools & Manufacture**, v. 50, 2010. p. 174-182.

DE GROOT, A.; GEIER, J.; FLYVHOLM, M.; LENSEN, G.; COENRAADS, P. Formaldehyde-releasers: relationship to formaldehyde contact allergy. Metalworking fluids and remainder. Part 1. **CONTACT DERMATITIS**, v. 63, 2010. p. 117-128.

DEVILLEZ, A.; SCHNEIDER, F.; DOMINIAK, S.; DUDZINSKI, D.; LARROUQUERE, D. Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools. **Wear**, v. 262, 2007. p. 931-942.

DHAR, N. R.; KAMRUZZAMAN, M.; KHAN, M. M. A.; CHATTOPADHYAY, A. B. Effects of cryogenic cooling by liquid nitrogen jets on tool wear, surface finish and dimensional deviation in turning different steels. **Int. J. Machining and Machinability of Materials**, v. 1, n. 1, 2006.

DHAR, N. R.; NANDA, K. S. V.; PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. B. The effects of cryogenic cooling on chips and cutting forces in turning AISI 1040 and AISI 4320 steels. **Journal of Engineering Manufacture**, v. 216, 2002. p. 713-724.

DILBAG, S.; RAO, P. V. Performance improvement of hard turning with solid lubricants. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 38, 2008. p. 529-535.

DUDZINSKI, D.; DEVILLEZ, A.; MOUFKI, A.; LARROUQUERE, D.; ZERROUKI, V.; VIGNEAU, J. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 44, 2004. p. 439-456.

EL BARADIE, M. A. Cutting Fluids: Part I. Characterisation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 56, 1996. 787-797.

FAHAD, M.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. On the contribution of primary deformation zone-generated chip temperature to heat partition in machining. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 68, 2013. p. 99-110.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 1977. 751 p.

FERRI, C.; MINTON, T.; GHANI, S. B. C.; CHENG, K. Internally-cooled tools and cutting temperature in contamination-free machining. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science**, 2013. p. 1-11.

FLEISCHER, J.; PABST, R.; KELEMEN, S. Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings. **Annals of CIRP,** v. 56, 2007. p. 117-122.

FOX, N. J.; STACHOWIAK, G. W. Vegetable oil-based lubricants — A review of oxidation. **Tribology International**, v. 40, 2007. p. 1035–1046.

GOSAILA, A. **Another BRIC(K) in theWall.The NEXT ELEVEN (N-11) Challenge Emerging Trends andOpportunities for the Base Oil and Lubricant Industry.** The 5th ICIS Middle Eastern Base Oils & Lubricants Conference. Dubai: [s.n.]. 28-29 Oct 2008.

GULERYUZ, C. G.; KRZANOWSKI, J. E.; VELDHUIS, S. C.; FOX-RABINOVICH, G. S. Machining performance of TiN coatings incorporating indium as a solid lubricant. **Surface & Coatings Technology**, 2009. p. 3370-3376.

HAHN, R. S. On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process. **Proceedings of First U.S. National Congress of Applied Mechanics**, 1951. p. 661-666.

HONG, S. Y. Lubrication mechanisms of LN2 in ecological cryogenic machining. **Machining Science and Technology**, v. 10, 2006. p. 133-155.

HONG, S. Y.; BROOMER, M. Economical and ecological cryogenic machining of AISI 304 austenitic stainless steel. **Clean Products and Processes**, v. 1, 2000. p. 157–166.

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

HONG, S. Y.; DING, Y.; EKKENS, R. G. Improving low carbon steel chip breakability by cryogenic chip cooling. **International, Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 39, 1999. p. 1065-1085.

HONG, S. Y.; DING, Y.; JEONG, W. Friction and cutting forces in cryogenic machining of Ti–6Al–4V. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 41, 2001. p. 2271-2285.

JAEGER, J. C. Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts. **Proceedings Royal Society of NSW**, v. 76, 1942. p. 203-224.

JEFFRIES, N. P.; ZERKLE, R. D. Thermal analysis of an internally-cooled metal-cutting tool. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 10, 1970. p. 381-399.

JIANXIN, D.; HUI, Z.; ZE, W.; YUNSONG, L.; JUN, Z. Friction and wear behaviors of WC/Co cemented carbide tool materials with different WC grain sizes at temperatures up to 600 °C. **Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 31, 2012. p. 196–204.

JIANXIN, D.; TONGKUN, D.; XUEFENG, Y.; JIANHUA, L. Self-lubrication of sintered ceramic tools with CaF2 additions in dry cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 56, 2006. p. 957-963.

JIANXIN, D.; WENLONG, S.; HUI, Z.; PEI, Y.; AIHUA, L. Friction and wear behaviors of the carbide tools embedded with solid lubricants in sliding wear tests and in dry cutting processes. **Wear**, v. 270, 2011. p. 666-674.

JUNYAN, L.; HUANPENG, L.; RONGDI, H.; YANG, W. The study on lubrication action with water vapor as coolant and lubricant in cutting ANSI 304 stainless steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 50, 2010. p. 260–269.

KHAN, A. A.; AHMED, M. I. Improving tool life using cryogenic cooling. **journal of materials processing technology**, v. 196, 2008. p. 149-154.

KHAN, M. M. A.; MITHU, M. A. H.; DHAR, N. R. Effects of minimum quantity lubrication on turning AISI 9310 alloy steel using vegetable oil-based cutting fluid. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, 2009. p. 5573–5583.

KIRILLOV, A. K.; VERESHCHAKA, A. S.; KOZLOV, A. A.; ROBAKIDZE, Z. Y. Dry Cutting of Hard-To-Machine Materials, with Compensation of the Physical Functions of the Lubricant and Coolant Fluid. **Russian Engineering Research**, v. 29 n. 4, 2009. p. 433-437.

KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. Dry cutting. **Annals of the CIRP**, v. 46, 1997. p. 519-527.

KLOCKE, F.; MAßMANN, T.; GERSCHWILER, K. Combination of PVD tool coatings and biodegradable lubricants in metal forming and machining. **Wear**, v. 259, 2005. p. 1197-1206.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal modeling of the metal cutting process Part I - Temperature rise distribution due to shear plane heat source. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 42, 2000. p. 1715-1752.

KRISHNAA, P. V.; RAO, D. N. Performance evaluation of solid lubricants in terms of machining parameters in turning. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, 2008. p. 1131-1137.

KUNPENG, Z.; YOKE SAN, W.; GEOK SOON, H. Wavelet Analysis Of Sensor Signals For Tool Condition Monitoring: A Review And Some New Results. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 49, 2009. p. 537-533.

LENZ, E.; KATZ, Z.; BER, A. Investigation of the Flank Wear of Cemented Carbide Tools. **ASME Transaction Joumal of Engineering for Industry**, v. 98, 1976. p. 246-250.

LI, W.; WINTER, M.; KARA, S.; HERRMANN, C. Eco-efficiency of manufacturing processes: A grinding case. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 61, 2012. p. 59–62.

LI, X.; DONG, S.; YUAN, Z. Discrete wavelet transform for tool breakage monitoring. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 39, 1999. p. 1935-1944.

LIANG, L. . X. H. . K. Z. An improved three-dimensional inverse heat conduction procedure to determine the tool-chip interface temperature in dry turning. **International Journal of Thermal Sciences**, Article in Press, 2012. p. 1-10.

LIANG, L.; QUAN, Y.; KE, Z. Investigation of tool-chip interface temperature in dry turning assisted by heat pipe cooling. **International Journal of Adveced Manufacturing Technologies**, v. 54, 2011. p. 35-43.

LIU, J.; HAN, R.; ZHANG, L.; GUO, H. Study on lubricating characteristic and tool wear with water vapor as coolant and lubricant in green cutting. **Wear**, 2007. p. 442-452.

LIU, J.; LIU, H.; HAN, R.; WANG, Y. The study on lubrication action with water vapor as coolant and lubricant in cutting ANSI 304 stainless steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 50, 2010. p. 260-269.

LIU, Q.; ALTINTAS, Y. On-Line Monitoring Of Flank Wear In Turning With Multilayered Feed-Forward Neural Network. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 39, 1999. p. 1945-1959.

LOEWEN, E. G.; SHAW, M. C. On the analysis of cutting tool temperatures. **Transactions of ASME 1954**, v. 71, 1954. p. 217-231.

LONGBOTTOM, J. M.; LANHAM, J. D. A review of research related to Salomon's hypothesis on cutting speeds and temperatures. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, 2006. p. 1740-1747.

MARKSBERRY, P. W. Micro-flood (MF) technology for sustainable manufacturing operations that are coolant less and occupationally friendly. **Journal of Cleaner Production**, v. 15, 2007. p. 958-971.

MARKSBERRY, P. W.; JAWAHIR, I. S. A comprehensive tool-wear/tool-life performance model in the evaluation of NDM (near dry machining) for sustainable manufacturing. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, 2008. p. 878-886.

MAUEL, V. **Cutting tool with device for indirect cooling of an indexable insert**. EP1242214B1, 12 jul. 2001.

NIOSH. **Criteria for a recommended standart - Occupacional Exposure to Metalworking fluids**. National Institute for Occupational Safety and Health. Cinccinati, Ohio. 1998.

OBIKAWA, T.; YAMAGUCHI, M.; FUNAI, K.; KAMATA, Y.; YAMADA, S. Air jet assisted machining of nickel-base superalloy. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 2012. p. 20-26.

OLGUN, U.; BUDAK, E. Machining of Difficult-to-Cut-Alloys Using Rotary Turning Tools. **Procedia CIRP**, v. 8, 2013. p. 81-86.

OZCELIK, B.; KURAM, E.; CETIN, M. H.; DEMIRBAS, E. Experimental investigations of vegetable based cutting fluids with extreme pressure during turning of AISI 304L. **Tribology International**, v. 44, 2011. p. 1864-1871.

PUSAVEC, F.; KRAJNIK, P.; KOPAC, J. Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, v. 18, 2010. p. 174-184.

PUšAVEC, F.; STOIć, A.; KOPAč, J. THE ROLE OF CRYOGENICS IN MACHINING PROCESSES. **Technical Gazette**, v. 16, 2009. p. 3-10.

RASA, J. **Werkzeug für spanabhebendes Bearbeiten.** EP0186067, 25 out. 1989.

RENEVIER, N. M.; OOSTERLING, H.; KÖNIGC, U.; DAUTZENBERG, H.; KIM, B. J.; GEPPERT, L.; KOOPMANS, F. G. M.; LEOPOLD, J. Performance and limitations of MoS2/Ti composite coated inserts. **Surface and Coatings Technology**, v. 172, 2003. p. 13-23.

ROSENTHAL, D. The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. **Transactions of ASME**, v. 68, 1946. p. 849-866.

ROZZI, J. C.; CHEN, W.; ARCHIBALD, E. E. J. **Indirect cooling of a cutting tool**. US 8061241 B2, 22 nov. 2011.

ROZZI, J. C.; SANDERS, J. K.; CHEN, W. The Experimental and Theoretical Evaluation of an Indirect Cooling System for Machining. **Journal of Heat Transfer**, v. 133, 2011.

ROZZI, J. C.; SANDERS, J. K.; PASSOW, C. H.; DAY, M. P.; ARCHIBALD, E. E. **Indirect cooling of a rotary cutting tool.** WO 2010/144180 A2, 16 dez. 2010.

SANDVIK, A. **Chip forming cutting insert with internal cooling**. US6053669A, 25 abr. 2000.

SHARMA, V. S.; DOGRA, M.; SURI, N. M. Cooling techniques for improved productivity in turning. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 49, 2009. p. 435-453.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. 2nd. ed. New York: Oxford University Press, 2005. 594 p.

SHAW, M. C.; SMITH, P. A. Methods of applying cutting fluids. **American Society of Tool and Manufaturing**, v. 3, 1956.

SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; MUÑOZ-ESCALONA, P.; NEWMAN, S. T. State-of-the-art cryogenic machining and processing. **International Journal of Computer Integrated Manufacturing**, 2013. DOI: 10.1080/0951192X.2012.749531.

SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; NEWMAN, S. T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 57, 2012. p. 83-101.

SILLIMAN, J. D. **Cutting and Grinding Fluids:** Selection an Application. 2nd. ed. Dearborn: Society of Manufacturing Division, v. 1, 1992.

SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. Dry machining: Machining of the future. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 101, 2000. p. 287-291.

STANFORD, M.; LISTER, P. M.; MORGAN, C.; KIBBLE, K. A. Investigation into the use of gaseous and liquid nitrogen as a cutting fluid when turning BS 970-80A15 (En32b) plain carbon steel using WC–Co uncoated tooling. **journal of materials processing technology**, v. 209, 2009. p. 961-972.

SU, G.; LIU, Z. Wear characteristics of nano TiAlN-coated carbide tools in ultra-high speed machining of AerMet100. **Wear**, v. 289, 2012. p. 124-131.

SU, Y.; HE, N.; LI, L.; IQBAL, A.; XIAO, M. H.; XU, S.; QIU, B. G. Refrigerated cooling air cutting of difficult-to-cut materials. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 47, 2007. p. 927-933.

SUN, X.; BATEMAN, R.; CHENG, K.; GHANI, S. C. Design and analysis of an internally-cooled smart cutting tool for dry cutting. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, 2012. p. 1-7.

SUURONEN, K.; AALTO-KORTE, K.; PIIPARI, R.; TUOMI, T.; JOLANKI, R. Occupational dermatitis and allergic respiratory diseases in Finnish metalworking machinists. **Occupational Medicine**, v. 57, 2007. p. 227-283.

TASDELEN, B.; THORDENBERG, H.; OLOFSSON, D. An experimental investigation on contact length during minimum quantity lubrication (MQL) machining. **journal of materials processing technology**, v. 203, 2008. p. 221-231.

TOHMPSON, B. C. O. R. An enquiry concerning the source of heat which is excited by friction. **Philosophical transactions of the Royal Society of London**, v. 88, 1798. p. 80-102.

TRAFNY, E. A. Microorganisms in metalworking fluids: Current issues in research and management. **International Journal of Occupational Medicine and Environmental Health**, v. 26 n. 1, 2013. p. 4-15.

TRENT, E. M. **Metal cutting**. 2nd. ed. London: Butterworths, 1984. 245 p.

TRIGGER, K. J.; CHAO, B. T. An analytical evaluation of metal cutting temperature. **Transactions of ASME**, v. 73, 1951. p. 57-68.

UMBRELLO, D.; FILICEA, L.; RIZZUTIA, S.; MICARIB, F. On the evaluation of the global heat transfer coefficient in cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 47, 2007. p. 1738–1743.

VENUGOPAL, K. A.; PAUL, S.; VENUGOPAL, A. B. Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling. **Wear**, v. 262, 2007. p. 1071-1078.

VERESCHAKA, A. A.; VERESCHAKA, A. S.; GRIGORIEV, S. N.; KIRILLOV, A. K.; KHAUSTOVA, O. U. Development and research of environmentally friendly dry technological machining system with compensation of physical function of cutting fluids. **Procedia CIRP - Forty Sixth CIRP Conference on Manufacturing Systems**, v. 7, 2013. p. 311-316.

VICENTIN, G. C.; SANCHEZ, L. E. A.; SCALON, V. L. A sustainable alternative for cooling the machining processes using a refrigerant fluid in recirculation inside the toolholder. **Clean Technologies and Environmental Policy**, v. 13, 2011. p. 831-840.

WANG, L.; LIANG, M. Chatter detection based on probability distribution of wavelet modulus maxima. **Robots and Computer-Integrated Manufacturing**, v. 25, 2009. p. 989-998.

WANG, Z. Y.; RAJURKAR, K. P.; FAN, J.; LEI, S.; SHIN, Y. C.; PETRESCU, G. Hybrid machining of Inconel 718. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 43, 2003. p. 1391-1396.

WEINERT, K.; INASAKI, I.; SUTHERLAND, J. W.; WAKABAYASHI, T. Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 53, 2004. p. 511-537.

WENLONG, S.; JIANXIN, D.; HUI, Z.; PEI, Y.; JUN, Z.; JUN, A. Performance of a cemented carbide self-lubricating tool embedded with MoS2 solid lubricants in dry machining. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 13, 2011. p. 8-15.

WICHMANN, H.; STACHE, H.; SCHMIDT, C.; WINTER, M.; BOCK, R.; HERRMANN, C.; BAHADIR, M. Ecological and economic evaluation of a novel glycerol based biocide-free metalworking fluid. **Journal of Cleaner Production**, v. 43, 2013. p. 12-19.

XU, W.; LIU, X.; SONG, J.; WU, L.; SUN, J. Friction and wear properties of Ti6Al4V/WC-Co in cold atmospheric plasma jet. **Applied Surface Science**, v. 259, 2012. p. 616-623.

YILDIZ, Y.; NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining processes. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 2008.

ZERKLE, R. D. **Cooling system for cutting tool and the like**. US3664412, 23 mar. 1972.

ZHAO, F.; OGALDEZ, J.; SUTHERLAND, J. W. Quantifying the water inventory of machining processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 61, 2012. p. 67-70.

ZHAO, H.; BARBER, G. C.; ZOU, Q. A study of flank wear in orthogonal cutting with internal cooling. **Wear**, v. 253, 2002. p. 957–962.

ZHAO, H.; BARBER, G. C.; ZOU, Q.; GU, R. Effect of Internal Cooling on Tool-Chip Interface Temperature in Orthogonal Cutting. **Tribology Transactions**, v. 49, 2006. p. 125-134.

ZHU, D.; ZHANG, X.; DING, H. Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 64, 2013. p. 60-77.

ZURECKI, Z.; GHOSH, R.; FREY, J. H. **Finish-Turning of Hardened Powder-Metallurgy Steel Using Cryogenic Cooling**. International Conference on Powder Metallurgy & Particulate Materials. Las Vegas: [s.n.]. 2003.

ZURECKI, Z.; HARRIOTT, G.; ZHANG, X. **Dry machining of metals with liquid nitrogen**. 3rd International Machining and Grinding. [S.l.]: [s.n.]. 1999. p. 1-12.

Apêndice A - Propriedades dos aços utilizados

Denominação: AISI SAE XEV-F ou DIN X53CrMnNiN21-9.

Endurecível por têmpera a 1140-1180ºC seguido por resfriamento em água. Revenimento a 730-780ºC com resfriamento ao ar.

Composição química em peso (%).

C	Si	Mn	Cr	Nb	Ni	N	W
0,53	0,25	9,00	21,00	2,15	4,25	0,5	1,15

Propriedades físicas e mecânicas a temperatura ambiente.

Módulo de Elasticidade [GPa]	215
Densidade [Kg/m³]	7844
Condutividade Térmica [W/m.K]	14,5
Calor específico [J/Kg.K]	500
Limite de escoamento (0,2%) [MPa]	580
Limite de resistência [MPa]	950 – 1200
Alongamento ($5D_i$)	8%
Redução de área	10%
Dureza (endurecido)	32 HRC (318 HV)

Coeficiente de expansão térmica linear [10^{-6} ºC^{-1}]

20-100ºC	20-300ºC	20-500ºC	20-700ºC
14,5	16,7	17,8	18,4

Tensão de Escoamento [MPa] em função da temperatura.

500ºC	550ºC	600ºC	650ºC	700ºC	750ºC	800ºC
350	330	300	270	250	230	200

Tensão de Ruptura [MPa] em função da temperatura.

500ºC	550ºC	600ºC	650ºC	700ºC	750ºC	800ºC
650	600	550	50	450	370	300

Denominação: AISI 1045 ou DIN Ck-45.

Composição química em peso (%).

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	P	S
0,45	0,40	0,65	0,40	0,10	0,40	0,04	0,05

Propriedades físicas e mecânicas a temperatura ambiente.

Módulo de Elasticidade [GPa]	205
Densidade [Kg/m³]	7844
Condutividade Térmica [W/m.K]	49,8
Calor específico [J/Kg.K]	486
Limite de escoamento (0,2%) [MPa]	530
Limite de resistência [MPa]	625
Alongamento ($5D_i$)	35%
Redução de área	12%
Dureza	188 HV

Coeficiente de expansão térmica linear [10^{-6} ºC^{-1}]

20-100ºC	20-300ºC	20-500ºC	20-700ºC
11,6	13,1	14,2	15,1

Apêndice B - Rotina para análise dos dados aquistados em binários

```
%%% Calculo dos valores representativos dos ensaios
%%% Dos esforços e temperaturas de corte
%%% Média, desvio padrão, máx, RMS, Pico a pico,curtose, CV e Fator de crista(peak2rms)

%% Processamento dos resultados
%% Abre os arquivos binários e salva em formato .mat

%% Seleciona o nome e tipo do arquivo

choice = menu('Selecione o tipo de dado','Ensaio','Teste');
if (choice==1)ch='Ensaio';else ch='Teste';end;

A=input(strcat('do_',ch,' =_'));
AA=input(strcat(' ate o_',ch, '=_'));

ARESTA=input('ARESTA =');
BB=num2str(ARESTA);

if length(BB)<2 BB=strcat('0',BB); end;
ARESTA=BB;

ensaio=1; %Contador das linhas na matriz Resultados

while A<=AA

   B=num2str(A);

   if length(B)<2 B=strcat('0',B); end;

   %% Seleciona os canais de entrada = FX, FY, FZ, T1, T2 e T3

   %% Reinicializando as variáveis
clear FX FXX FY FYY FZ FZZ T1 TT1 T2 TT2 T3 TT3 T4 TT4 T5 TT5

   %% e abre os arquivos selecionados

   for i=1:8

      if i==1
         canal='Força_X';

         C=strcat(ch,'_',B,'_',canal,'_.dat');

         clear fid;

         fid= fopen(C,'r','b');

         FX=fread(fid,inf,'single');

end;

if i==2
   canal='Força_Y';

   C=strcat(ch,'_',B,'_',canal,'_.dat');

   clear fid;

   fid= fopen(C,'r','b');

   FY=fread(fid,inf,'single');

end;

if i==3
   canal='Força_Z';

   C=strcat(ch,'_',B,'_',canal,'_.dat');

   clear fid;

   fid= fopen(C,'r','b');

   FZ=fread(fid,inf,'single');

end;

if i==4
   canal='Termopar_01';

   C=strcat(ch,'_',B,'_',canal,'_.dat');

   clear fid;

   fid= fopen(C,'r','b');

   T1=fread(fid,inf,'single');

end;

if i==5
   canal='Termopar_02';

   C=strcat(ch,'_',B,'_',canal,'_.dat');

   clear fid;

   fid= fopen(C,'r','b');

   T2=fread(fid,inf,'single');

end;

if i==6
```

```
            canal='Termopar_03';

            C=strcat(ch,'_',B,'_',canal,'_.dat');

            clear fid;

            fid= fopen(C,'r','b');

            T3=fread(fid,inf,'single');

        end;

        if i==7
            canal='Termopar_04';

            C=strcat(ch,'_',B,'_',canal,'_.dat');

            clear fid;

            fid= fopen(C,'r','b');

            T4=fread(fid,inf,'single');

        end;

        if i==8
            canal='Termopar_05';

            C=strcat(ch,'_',B,'_',canal,'_.dat');

            clear fid;

            fid= fopen(C,'r','b');

            T5=fread(fid,inf,'single');

        end;

    end;


%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

    %% Forças

    linha=1;
    cutoff=300;
    for x=1:length(FX)
        if FZ(x,1)>=cutoff
            FZZ(linha,1)=FZ(x,1);
            FYY(linha,1)=FY(x,1);
            FXX(linha,1)=FX(x,1);

            if (floor((linha/200)*0.96))>0

TT1((floor((linha/200)*0.96)),1)=T1((floor((x/200)*0.96)),1);

TT2((floor((linha/200)*0.96)),1)=T2((floor((x/200)*0.96)),1);

TT3((floor((linha/200)*0.96)),1)=T3((floor((x/200)*0.96)),1);

TT4((floor((linha/200)*0.96)),1)=T4((floor((x/200)*0.96)),1);

TT5((floor((linha/200)*0.96)),1)=T5((floor((x/200)*0.96)),1);
            end;

            linha=linha+1;
        end;
    end;


    %% Cálculo das Médias, desvio padrão, RMS, pico a pico, Coef. de Var (desv.pad/media), fator de crista (picoapico²/rms²)

    % Para os esforços

    FX_Var=FXX;

    M_FX=mean(FX_Var);
    D_FX=std(FX_Var);
    PP_FX=peak2peak(FX_Var);
    CV_FX=D_FX/M_FX;
    CF_FX=peak2rms(FX_Var);
    RMS_FX=rms(FX_Var);

    FY_Var=FYY;

    M_FY=mean(FY_Var);
    D_FY=std(FY_Var);
    PP_FY=peak2peak(FY_Var);
    CV_FY=D_FY/M_FY;
    CF_FY=peak2rms(FY_Var);
    RMS_FY=rms(FY_Var);

    FZ_Var=FZZ;

    M_FZ=mean(FZ_Var);
    D_FZ=std(FZ_Var);
    PP_FZ=peak2peak(FZ_Var);
    CV_FZ=D_FZ/M_FX;
    CF_FZ=peak2rms(FZ_Var);
    RMS_FZ=rms(FZ_Var);

    % Para os termopares;

    T1_Var=TT1;

    M_T1=mean(T1_Var);
    D_T1=std(T1_Var);
    PP_T1=peak2peak(T1_Var);
    CV_T1=D_T1/M_T1;
```

```
CF_T1=peak2rms(T1_Var);
RMS_T1=rms(T1_Var);


T2_Var=TT2;

M_T2=mean(T2_Var);
D_T2=std(T2_Var);
PP_T2=peak2peak(T2_Var);
CV_T2=D_T2/M_T2;
CF_T2=peak2rms(T2_Var);
RMS_T2=rms(T2_Var);

T3_Var=TT3;

M_T3=mean(T3_Var);
D_T3=std(T3_Var);
PP_T3=peak2peak(T3_Var);
CV_T3=D_T3/M_T3;
CF_T3=peak2rms(T3_Var);
RMS_T3=rms(T3_Var);

T4_Var=TT4;

M_T4=mean(T4_Var);
D_T4=std(T4_Var);
PP_T4=peak2peak(T4_Var);
CV_T4=D_T4/M_T4;
CF_T4=peak2rms(T4_Var);
RMS_T4=rms(T4_Var);

T5_Var=TT5;

M_T5=mean(T5_Var);
D_T5=std(T5_Var);
PP_T5=peak2peak(T5_Var);
CV_T5=D_T5/M_T5;
CF_T5=peak2rms(T5_Var);
RMS_T5=rms(T5_Var);

%% SALVA OS RESULADOS DO WORSPACE EM UMA MATRIZ

RESULTADOS(ensaio,1)=M_FX;
RESULTADOS(ensaio,2)=M_FY;
RESULTADOS(ensaio,3)=M_FZ;
RESULTADOS(ensaio,4)=M_T1;
RESULTADOS(ensaio,5)=M_T2;
RESULTADOS(ensaio,6)=M_T3;
RESULTADOS(ensaio,7)=M_T4;
RESULTADOS(ensaio,8)=M_T5;

RESULTADOS(ensaio,9)=D_FX;
RESULTADOS(ensaio,10)=D_FY;
RESULTADOS(ensaio,11)=D_FZ;
RESULTADOS(ensaio,12)=D_T1;
RESULTADOS(ensaio,13)=D_T2;
RESULTADOS(ensaio,14)=D_T3;
RESULTADOS(ensaio,15)=D_T4;
RESULTADOS(ensaio,16)=D_T5;

RESULTADOS(ensaio,17)=PP_FX;
RESULTADOS(ensaio,18)=PP_FY;
RESULTADOS(ensaio,19)=PP_FZ;
RESULTADOS(ensaio,20)=PP_T1;
RESULTADOS(ensaio,21)=PP_T2;
RESULTADOS(ensaio,22)=PP_T3;
RESULTADOS(ensaio,23)=PP_T4;
RESULTADOS(ensaio,24)=PP_T5;

RESULTADOS(ensaio,25)=CV_FX;
RESULTADOS(ensaio,26)=CV_FY;
RESULTADOS(ensaio,27)=CV_FZ;
RESULTADOS(ensaio,28)=CV_T1;
RESULTADOS(ensaio,29)=CV_T2;
RESULTADOS(ensaio,30)=CV_T3;
RESULTADOS(ensaio,31)=CV_T4;
RESULTADOS(ensaio,32)=CV_T5;

RESULTADOS(ensaio,33)=CF_FX;
RESULTADOS(ensaio,34)=CF_FY;
RESULTADOS(ensaio,35)=CF_FZ;
RESULTADOS(ensaio,36)=CF_T1;
RESULTADOS(ensaio,37)=CF_T2;
RESULTADOS(ensaio,38)=CF_T3;
RESULTADOS(ensaio,39)=CF_T4;
RESULTADOS(ensaio,40)=CF_T5;


RESULTADOS(ensaio,41)=RMS_FX;

RESULTADOS(ensaio,42)=RMS_FY;
RESULTADOS(ensaio,43)=RMS_FZ;
RESULTADOS(ensaio,44)=RMS_T1;
RESULTADOS(ensaio,45)=RMS_T2;
RESULTADOS(ensaio,46)=RMS_T3;
RESULTADOS(ensaio,47)=RMS_T4;
RESULTADOS(ensaio,48)=RMS_T5;

MAX(ensaio,1)=max(FXX);
MAX(ensaio,2)=max(FYY);
MAX(ensaio,3)=max(FZZ);
MAX(ensaio,4)=max(TT1);
MAX(ensaio,5)=max(TT2);
MAX(ensaio,6)=max(TT3);

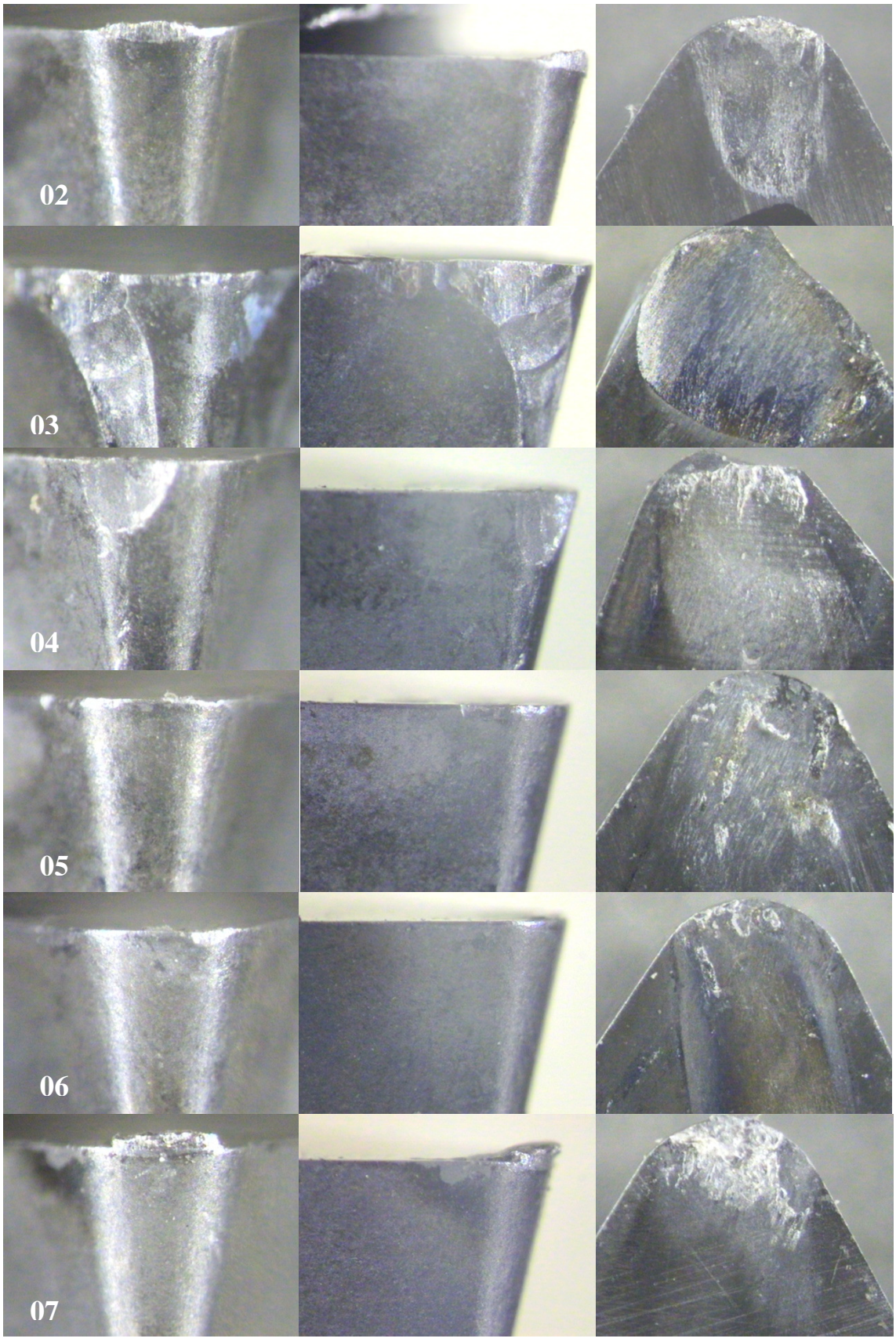

nomedoarquivo=strcat('ARESTA_',ARESTA);

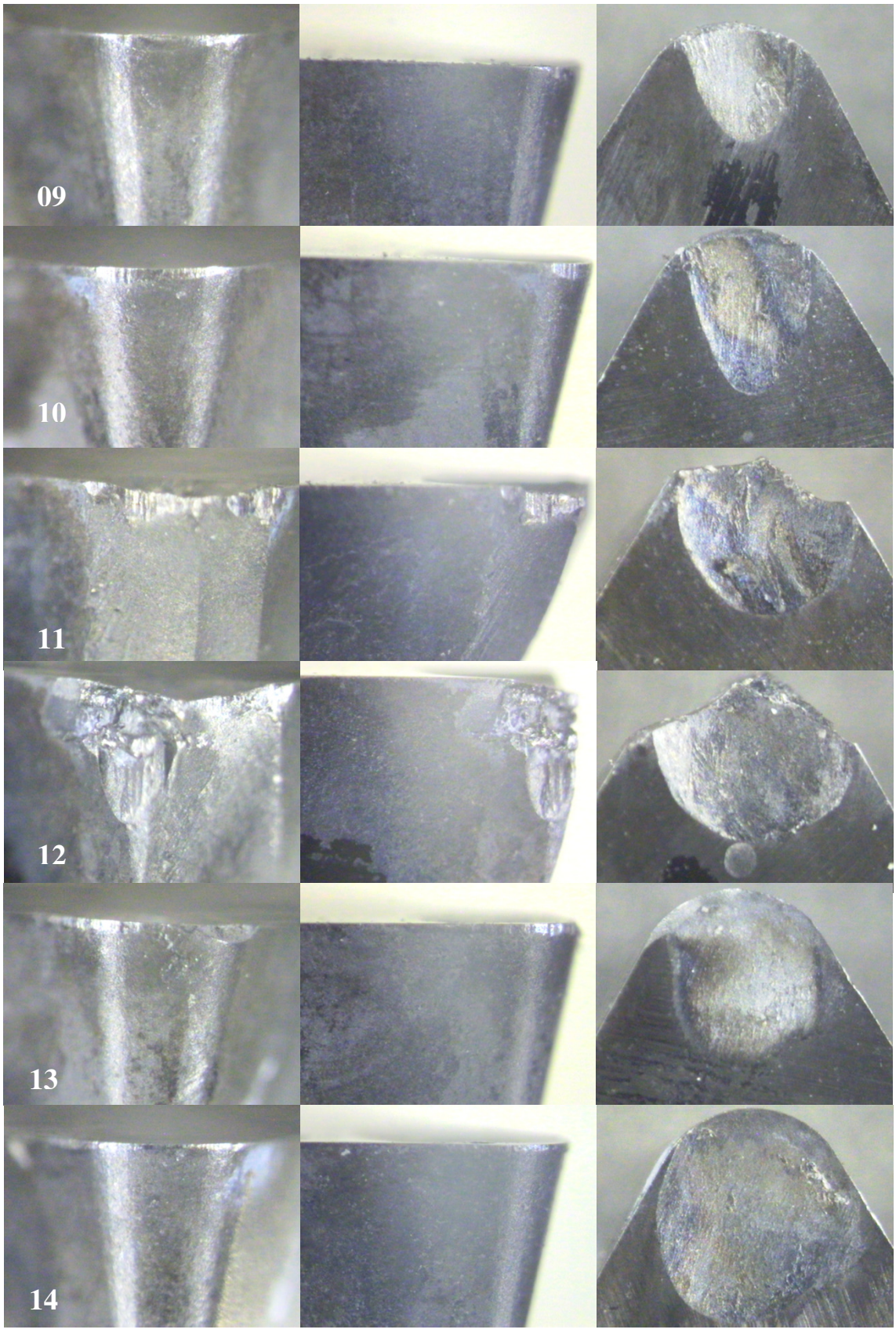
save(nomedoarquivo,'RESULTADOS','FXX','FYY'
,'FZZ','TT*','MAX');

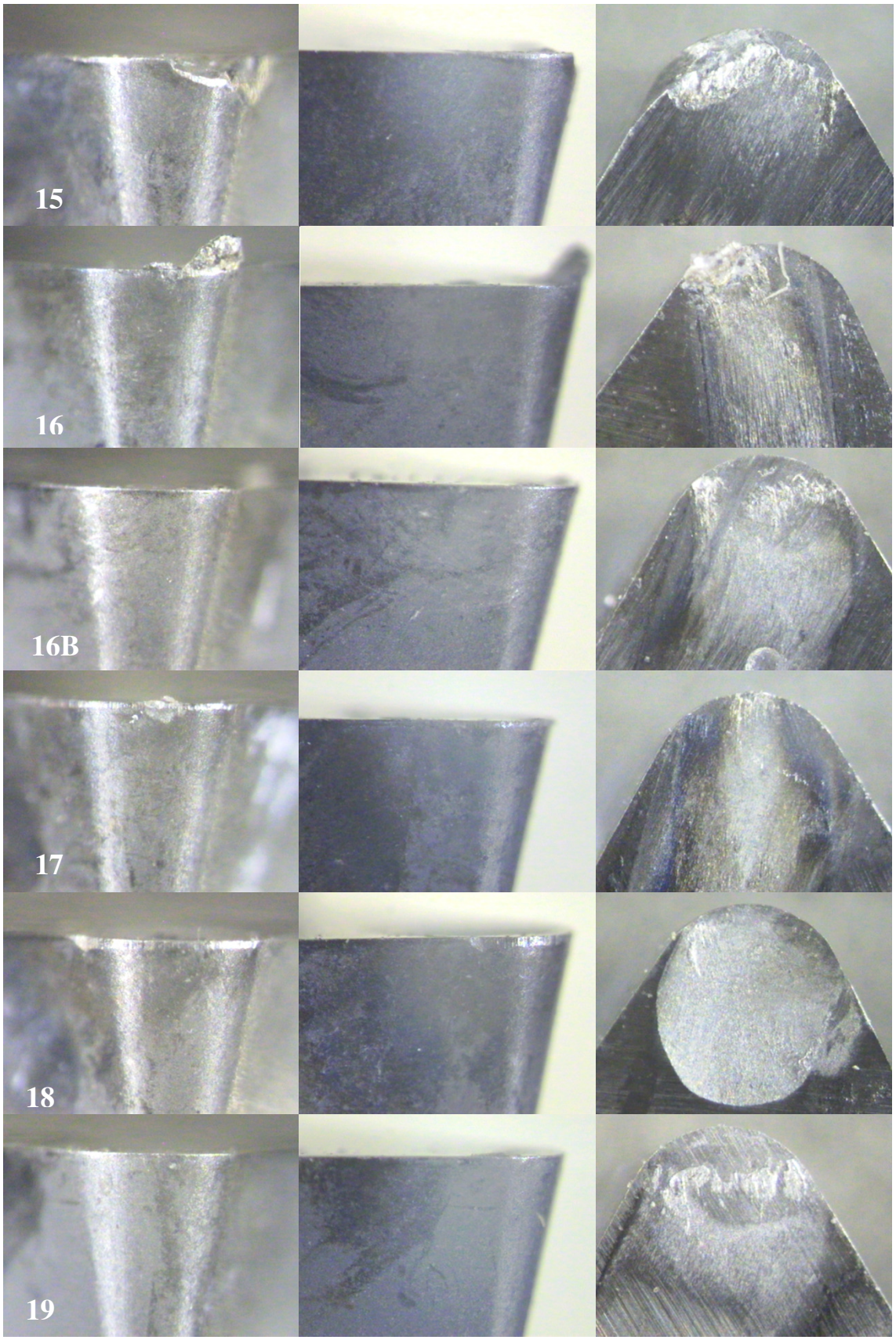
ensaio=ensaio+1;
A=A+1;

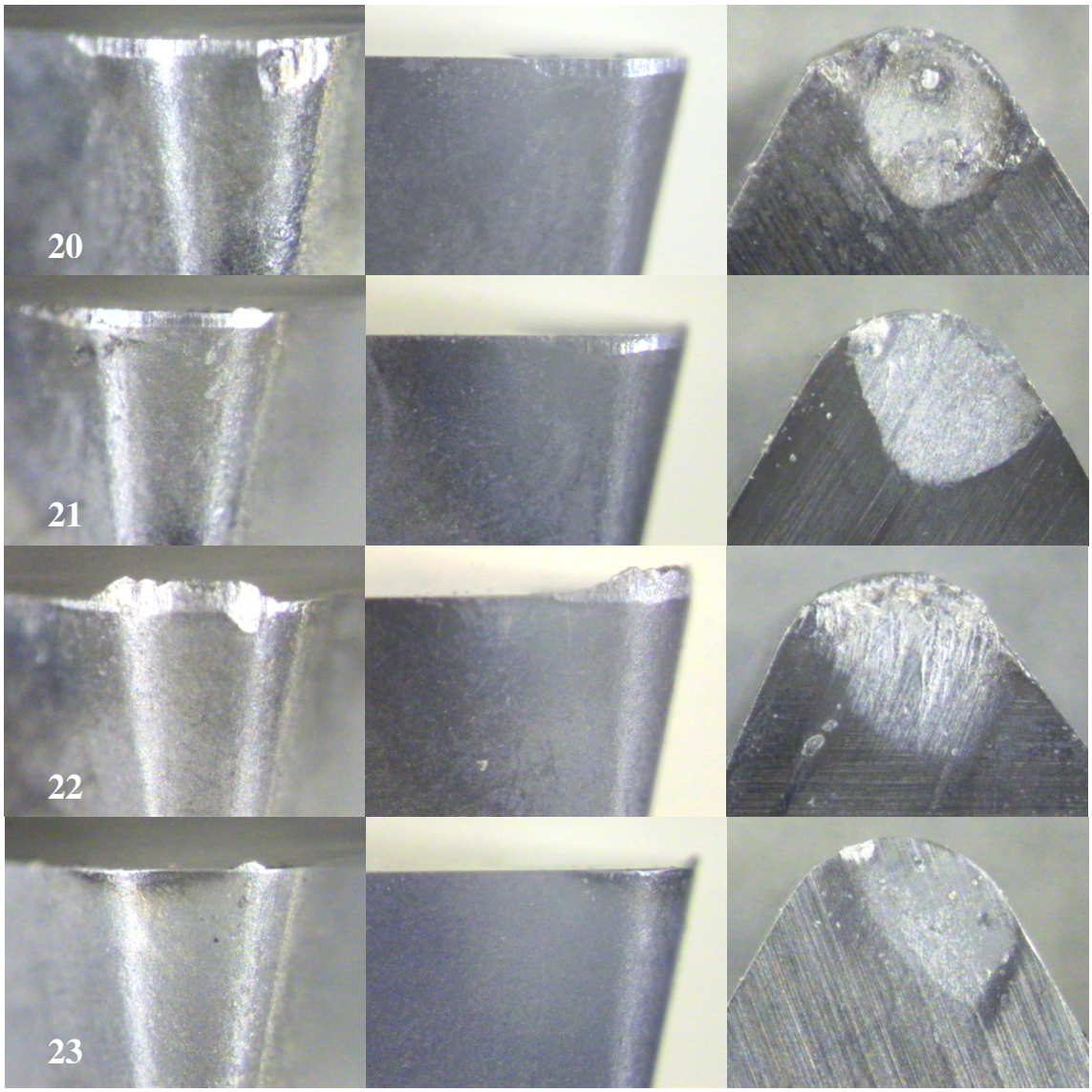

end;
```

Apêndice C - Fotos das ferramentas de corte utilizadas nos testes preliminares


02
03
04
05
06
07


09
10
11
12
13
14


15
16
16B
17
18
19


20
21
22
23

Apêndice D – Análise de variância para os valores médios registrados nos ensaios em função dos parâmetros de corte, material e perfil do corpo de prova e método de refrigeração.

General Model: FX; FY; FZ; T1; Ra; Rz; Volume de material removido versus Método de Refrigeração; Vc; *f*; Corpo de Prova.

```
Factor                  Type   Levels  Values
Método de Refrigeração  fixed       3  AB; CS; RI
Vc                      fixed       2  80; 100
f                       fixed       2  0.2; 0.4
Corpo de Prova          fixed       3  ABNT 1045-C; ABNT 1045-S; SAE XEV-F


Analysis of Variance for FX, using Adjusted SS for Tests

Source                  DF  Seq SS  Adj SS  Adj MS      F      P
Método de Refrigeração   2    6020    6020    3010   0.82  0.455
Vc                       1    2376       4       4   0.00  0.975
f                        1   52447   52447   52447  14.22  0.001
Corpo de Prova           2  479076  479076  239538  64.94  0.000
Error                   23   84843   84843    3689
Total                   29  624761


S = 60.7355   R-Sq = 86.42%   R-Sq(adj) = 82.88%

Unusual Observations for FX
Obs       FX      Fit  SE Fit  Residual  St Resid
 10  468.544  288.950  29.338   179.593      3.38 R

R denotes an observation with a large standardized residual.
Analysis of Variance for FY, using Adjusted SS for Tests
Source                  DF  Seq SS  Adj SS  Adj MS      F      P
Método de Refrigeração   2    9826    9826    4913   0.53  0.593
Vc                       1    1556    5009    5009   0.55  0.468
f                        1  299334  299334  299334  32.57  0.000
Corpo de Prova           2   66391   66391   33196   3.61  0.043
Error                   23  211361  211361    9190
Total                   29  588468

S = 95.8624   R-Sq = 64.08%   R-Sq(adj) = 54.71%

Unusual Observations for FY
Obs       FY      Fit  SE Fit  Residual  St Resid
 10  842.556  568.468  46.306   274.088      3.27 R
R denotes an observation with a large standardized residual.

Analysis of Variance for FZ, using Adjusted SS for Tests
Source                  DF   Seq SS  Adj SS  Adj MS      F      P
Método de Refrigeração   2     5823    5823    2911   0.48  0.626
Vc                       1     3530    6295    6295   1.03  0.320
f                        1   473046  473046  473046  77.76  0.000
Corpo de Prova           2   803418  803418  401709  66.03  0.000
Error                   23   139921  139921    6084
Total                   29  1425738

S = 77.9969   R-Sq = 90.19%   R-Sq(adj) = 87.63%


Analysis of Variance for T1, using Adjusted SS for Tests
Source                  DF  Seq SS  Adj SS  Adj MS       F      P
Método de Refrigeração   2  114473  114473   57236  104.70  0.000
Vc                       1      50     272     272    0.50  0.488
f                        1    2291    2291    2291    4.19  0.052
```

```
Corpo de Prova           2   87754   87754   43877   80.27  0.000
Error                   23   12573   12573     547
Total                   29  217141

S = 23.3806   R-Sq = 94.21%   R-Sq(adj) = 92.70%

Unusual Observations for T1
Obs       T1      Fit  SE Fit  Residual  St Resid
 16  102.662  143.192  12.567   -40.530     -2.06 R
R denotes an observation with a large standardized residual.

Analysis of Variance for Ra, using Adjusted SS for Tests
Source                  DF   Seq SS  Adj SS  Adj MS      F      P
Método de Refrigeração   2    2.834   2.834   1.417   0.41  0.668
Vc                       1    0.062   4.760   4.760   1.38  0.253
f                        1   93.933  93.933  93.933  27.17  0.000
Corpo de Prova           2   12.709  12.709   6.355   1.84  0.182
Error                   23   79.507  79.507   3.457
Total                   29  189.045

S = 1.85926   R-Sq = 57.94%   R-Sq(adj) = 46.97%

Unusual Observations for Ra
Obs      Ra     Fit  SE Fit  Residual  St Resid
  5  5.1661  1.8670  0.9993    3.2991      2.10 R
R denotes an observation with a large standardized residual.

Analysis of Variance for Rz, using Adjusted SS for Tests

Source                  DF   Seq SS   Adj SS   Adj MS      F      P
Método de Refrigeração   2    59.63    59.63    29.81   0.57  0.574
Vc                       1     0.54    74.82    74.82   1.43  0.244
f                        1  1572.68  1572.68  1572.68  30.03  0.000
Corpo de Prova           2   166.27   166.27    83.13   1.59  0.226
Error                   23  1204.59  1204.59    52.37
Total                   29  3003.69

S = 7.23694   R-Sq = 59.90%   R-Sq(adj) = 49.43%

Analysis of Variance for Volume de material removido, using Adjusted SS for
     Tests
Source                  DF  Seq SS  Adj SS  Adj MS      F      P
Método de Refrigeração   2   23110   23110   11555   1.35  0.278
Vc                       1   13694   25297   25297   2.96  0.099
f                        1   49273   49273   49273   5.77  0.025
Corpo de Prova           2  180765  180765   90382  10.58  0.001
Error                   23  196396  196396    8539
Total                   29  463238

S = 92.4066   R-Sq = 57.60%   R-Sq(adj) = 46.54%

Unusual Observations for Volume de material removido
     Volume de
      material
Obs   removido      Fit  SE Fit  Residual  St Resid
 17    402.752  185.612  44.637   217.141      2.68 R
R denotes an observation with a large standardized residual.
```

CONDIÇÃO 01

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF      SS     MS      F      P
Factor   2  17.443  8.721  10.53  0.001
Error   18  14.910  0.828
Total   20  32.352

S = 0.9101   R-Sq = 53.91%   R-Sq(adj) = 48.79%
                           Individual 95% CIs For Mean Based on
                           Pooled StDev
Level   N    Mean   StDev  ---+---------+---------+---------+------
Ri-Ra   6  2.8420  0.9080      (------*-------)
AB-Ra   5  2.5059  0.8326  (-------*--------)
```

```
CS-Ra  10  4.4978  0.9437                        (-----*-----)
                           ---+---------+---------+---------+------
                            2.0       3.0       4.0       5.0
Pooled StDev = 0.9101

Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-Ra  10  4.4978  A
Ri-Ra   6  2.8420    B
AB-Ra   5  2.5059    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.00%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2  178.1  89.0  5.23  0.016
Error   18  306.5  17.0
Total   20  484.6
S = 4.127   R-Sq = 36.74%   R-Sq(adj) = 29.72%
                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -----+---------+---------+---------+----
Ri-Rz   6  14.668  5.210         (---------*---------)
AB-Rz   5  12.660  3.897  (----------*----------)
CS-Rz  10  19.403  3.498                        (------*-------)
                          -----+---------+---------+---------+----
                            10.5      14.0      17.5      21.0
Pooled StDev = 4.127

Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-Rz  10  19.403  A
Ri-Rz   6  14.668  A B
AB-Rz   5  12.660    B
Means that do not share a letter are significantly different.

Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.00%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF      SS    MS     F      P
Factor   2    8127  4063  0.77  0.476
Error   18   94399  5244
Total   20  102526
S = 72.42   R-Sq = 7.93%   R-Sq(adj) = 0.00%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ---+---------+---------+---------+------
Ri-FX   6  447.07  31.41  (-----------*------------)
AB-FX   5  482.02  67.63        (------------*-------------)
CS-FX  10  432.70  88.93  (---------*--------)
                          ---+---------+---------+---------+------
                           400       450       500       550
Pooled StDev = 72.42

Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
AB-FX   5  482.02  A
Ri-FX   6  447.07  A
CS-FX  10  432.70  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.00%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   1811   906  0.67  0.526
Error   18  24476  1360
Total   20  26287
```

```
S = 36.88   R-Sq = 6.89%   R-Sq(adj) = 0.00%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -----+---------+---------+---------+----
Ri-FY   6  293.56  22.46  (-----------*-----------)
AB-FY   5  313.38  20.29        (-------------*-------------)
CS-FY  10  290.69  47.50   (---------*---------)
                          -----+---------+---------+---------+----
                             275       300       325       350
Pooled StDev = 36.88

Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
AB-FY   5  313.38  A
Ri-FY   6  293.56  A
CS-FY  10  290.69  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.00%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   1318   659  0.22  0.805
Error   18  54089  3005
Total   20  55407
S = 54.82   R-Sq = 2.38%   R-Sq(adj) = 0.00%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ------+---------+---------+---------+---
Ri-FZ   6  674.85  28.64       (---------------*---------------)
AB-FZ   5  662.66  52.78  (----------------*----------------)
CS-FZ  10  682.51  65.70             (------------*-----------)
                          ------+---------+---------+---------+---
                              630       660       690       720
Pooled StDev = 54.82


Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FZ  10  682.51  A
Ri-FZ   6  674.85  A
AB-FZ   5  662.66  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.00%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF      SS     MS      F      P
Factor   2   90369  45185  74.62  0.000
Error   18   10899    605
Total   20  101268
S = 24.61   R-Sq = 89.24%   R-Sq(adj) = 88.04%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -----+---------+---------+---------+----
Ri-T1   6  248.56  10.81                                (----*---)
AB-T1   5   97.39   4.51  (---*----)
CS-T1  10  253.01  33.72                                  (---*--)
                          -----+---------+---------+---------+----
                             100       150       200       250
Pooled StDev = 24.61

Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-T1  10  253.01  A
Ri-T1   6  248.56  A
AB-T1   5   97.39    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
```

```
Individual confidence level = 98.00%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
```
CONDIÇÃO 02

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   2.80  1.40  1.35  0.302
Error   10  10.33  1.03
Total   12  13.12
S = 1.016   R-Sq = 21.31%   R-Sq(adj) = 5.57%

                        Individual 95% CIs For Mean Based on
                        Pooled StDev
Level  N   Mean  StDev  --------+---------+---------+---------+-
Ri-Ra  7  6.335  1.299              (-------*--------)
AB-Ra  2  5.910  0.061   (---------------*---------------)
CS-Ra  4  5.287  0.255  (-----------*-----------)
                        --------+---------+---------+---------+-
                              5.0       6.0       7.0       8.0
Pooled StDev = 1.016

Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
Ri-Ra  7  6.335  A
AB-Ra  2  5.910  A
CS-Ra  4  5.287  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.93%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   95.9  47.9  1.29  0.318
Error   10  371.9  37.2
Total   12  467.8
S = 6.098   R-Sq = 20.50%   R-Sq(adj) = 4.60%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev   --+---------+---------+---------+-------
Ri-Rz  7  28.585  7.822                      (---------*---------)
AB-Rz  2  23.587  0.594   (------------------*------------------)
CS-Rz  4  22.937  1.220       (-------------*------------)
                          --+---------+---------+---------+-------
                         15.0      20.0      25.0      30.0
Pooled StDev = 6.098

Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
Ri-Rz  7  28.585  A
AB-Rz  2  23.587  A
CS-Rz  4  22.937  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   95.9  47.9  1.29  0.318
Error   10  371.9  37.2
Total   12  467.8
S = 6.098   R-Sq = 20.50%   R-Sq(adj) = 4.60%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev   --+---------+---------+---------+-------
Ri-Rz  7  28.585  7.822                      (---------*---------)
AB-Rz  2  23.587  0.594   (------------------*------------------)
CS-Rz  4  22.937  1.220       (-------------*------------)
                          --+---------+---------+---------+-------
                         15.0      20.0      25.0      30.0
Pooled StDev = 6.098

Grouping Information Using Tukey Method
```

```
       N    Mean  Grouping
Ri-Rz  7  28.585  A
AB-Rz  2  23.587  A
CS-Rz  4  22.937  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.93%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   39874  19937  1.73  0.227
Error   10  115510  11551
Total   12  155385
S = 107.5   R-Sq = 25.66%   R-Sq(adj) = 10.79%

                        Individual 95% CIs For Mean Based on
                        Pooled StDev
Level  N   Mean  StDev  --------+---------+---------+---------+-
Ri-FX  7  462.0   42.9       (--------*--------)
AB-FX  2  486.4   31.9  (----------------*----------------)
CS-FX  4  586.0  185.7                (-----------*-----------)
                        --------+---------+---------+---------+-
                              400       500       600       700
Pooled StDev = 107.5

Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
CS-FX  4  586.0  A
AB-FX  2  486.4  A
Ri-FX  7  462.0  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.93%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2    124    62  0.06  0.945
Error   10  10924  1092
Total   12  11048
S = 33.05   R-Sq = 1.12%   R-Sq(adj) = 0.00%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev  ------+---------+---------+---------+---
Ri-FY  7  431.47  21.39            (--------*--------)
AB-FY  2  424.72  35.65  (-----------------*----------------)
CS-FY  4  434.35  47.98          (-----------*-----------)
                         ------+---------+---------+---------+---
                             390       420       450       480
Pooled StDev = 33.05
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-FY  4  434.35  A
Ri-FY  7  431.47  A
AB-FY  2  424.72  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.93%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2  10429  5215  1.16  0.353
Error   10  45107  4511
Total   12  55537
S = 67.16   R-Sq = 18.78%   R-Sq(adj) = 2.54%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev  ----+---------+---------+---------+-----
Ri-FZ  7   976.9   72.6         (---------*--------)
AB-FZ  2   979.8   15.9  (-----------------*-----------------)
```

```
CS-FZ  4  1038.9   66.4                (-----------*-----------)
                          ----+---------+---------+---------+-----
                            900       960      1020      1080
Pooled StDev = 67.2
Grouping Information Using Tukey Method
       N     Mean  Grouping
CS-FZ  4  1038.87  A
AB-FZ  2   979.77  A
Ri-FZ  7   976.89  A

Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.93%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF     SS     MS      F      P
Factor   2  31235  15617  12.41  0.002
Error   10  12585   1259
Total   12  43820
S = 35.48   R-Sq = 71.28%   R-Sq(adj) = 65.54%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev   +---------+---------+---------+---------
Ri-T1  7  242.91  43.99                      (----*---)
AB-T1  2  123.19   4.61   (-------*-------)
CS-T1  4  273.13  17.82                         (-----*-----)
                           +---------+---------+---------+---------
                          70       140       210       280
Pooled StDev = 35.48
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-T1  4  273.13  A
Ri-T1  7  242.91  A
AB-T1  2  123.19    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.93%
```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

CONDIÇÃO 03

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   8.40  4.20  1.35  0.289
Error   15  46.69  3.11
Total   17  55.09
S = 1.764   R-Sq = 15.24%   R-Sq(adj) = 3.94%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N   Mean  StDev  ------+---------+---------+---------+---
Ri-Ra  12  3.007  0.686          (------*------)
AB-Ra   4  4.675  3.709                (-----------*-----------)
CS-Ra   2  3.245  0.487  (-----------------*-----------------)
                          ------+---------+---------+---------+---
                              1.5       3.0       4.5       6.0
Pooled StDev = 1.764
Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
AB-Ra   4  4.675  A
CS-Ra   2  3.245  A
Ri-Ra  12  3.007  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.97%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   34.7  17.4  0.43  0.659
Error   15  608.5  40.6
Total   17  643.3
```

```
S = 6.369   R-Sq = 5.40%   R-Sq(adj) = 0.00%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean   StDev  ----+---------+---------+---------+-----
Ri-Rz  12  15.605   3.175         (-------*-------)
AB-Rz   4  18.872  12.760          (-------------*------------)
CS-Rz   2  17.658   3.024  (------------------*-------------------)
                          ----+---------+---------+---------+-----
                           10.0      15.0      20.0      25.0
Pooled StDev = 6.369
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
AB-Rz   4  18.872  A
CS-Rz   2  17.658  A
Ri-Rz  12  15.605  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.97%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF     SS     MS     F      P
Factor   2  33201  16601  6.44  0.010
Error   15  38677   2578
Total   17  71879
S = 50.78   R-Sq = 46.19%   R-Sq(adj) = 39.02%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev    +---------+---------+---------+---------
Ri-FX  12  393.30  52.46    (-----*----)
AB-FX   4  482.36  49.92               (--------*--------)
CS-FX   2  488.32  30.40             (-----------*-----------)
                           +---------+---------+---------+---------
                          360       420       480       540

Pooled StDev = 50.78
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FX   2  488.32  A
AB-FX   4  482.36  A
Ri-FX  12  393.30  A
Means that do not share a letter are significantly different.

Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.97%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF     SS    MS      F      P
Factor   2  12404  6202  10.85  0.001
Error   15   8577   572
Total   17  20981
S = 23.91   R-Sq = 59.12%   R-Sq(adj) = 53.67%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -------+---------+---------+---------+--
Ri-FY  12  264.72  25.91  (----*----)
AB-FY   4  313.39  19.92              (--------*--------)
CS-FY   2  331.48   1.19                (-----------*-----------)
                         -------+---------+---------+---------+--
                              270       300       330       360
Pooled StDev = 23.91
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FY   2  331.48  A
AB-FY   4  313.39  A
Ri-FY  12  264.72    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.97%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   4378  2189  1.13  0.349
Error   15  29035  1936
Total   17  33413
S = 44.00   R-Sq = 13.10%   R-Sq(adj) = 1.52%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -------+---------+---------+---------+--
Ri-FZ  12  645.34  45.65    (-----*------)
AB-FZ   4  657.79  44.50  (----------*-----------)
CS-FZ   2  695.36  12.97      (----------------*---------------)
                         -------+---------+---------+---------+--
                              640       680       720       760
Pooled StDev = 44.00
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FZ   2  695.36  A
AB-FZ   4  657.79  A
Ri-FZ  12  645.34  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.97%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF     SS     MS       F      P
Factor   2  53509  26755  101.50  0.000
Error   15   3954    264
Total   17  57463
S = 16.24   R-Sq = 93.12%   R-Sq(adj) = 92.20%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ---------+---------+---------+---------+
Ri-T1  12  195.62  18.62                     (-*)
AB-T1   4   85.52   6.00  (--*--)
CS-T1   2  266.29   5.82                              (---*---)
                         ---------+---------+---------+---------+
                                120       180       240       300
Pooled StDev = 16.24
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-T1   2  266.29  A
Ri-T1  12  195.62    B
AB-T1   4   85.52      C
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.97%
```

CONDIÇÃO 04

```
One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2  16.73  8.36  2.31  0.125
Error   20  72.43  3.62
Total   22  89.15
S = 1.903   R-Sq = 18.76%   R-Sq(adj) = 10.64%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level   N   Mean  StDev  --+---------+---------+---------+-------
Ri-Ra  10  5.509  1.434              (------*-----)
AB-Ra   2  4.344  0.973  (-------------*-------------)
CS-Ra  11  6.902  2.302                      (-----*----)
                         --+---------+---------+---------+-------
                         2.0       4.0       6.0       8.0
Pooled StDev = 1.903
Grouping Information Using Tukey Method
        N   Mean  Grouping
CS-Ra  11  6.902  A
```

```
Ri-Ra  10  5.509  A
AB-Ra   2  4.344  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.01%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   541.7  270.9  4.09  0.032
Error   20  1323.5   66.2
Total   22  1865.2
S = 8.135   R-Sq = 29.04%   R-Sq(adj) = 21.95%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev    +---------+---------+---------+---------
Ri-Rz  10  24.467  5.961                (------*------)
AB-Rz   2  20.088  3.165    (--------------*--------------)
CS-Rz  11  33.162  9.968                           (-----*------)
                            +---------+---------+---------+---------
                          8.0      16.0      24.0      32.0
Pooled StDev = 8.135
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-Rz  11  33.162  A
Ri-Rz  10  24.467  A
AB-Rz   2  20.088  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.01%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   62013  31007  6.06  0.009
Error   20  102411   5121
Total   22  164424
S = 71.56   R-Sq = 37.72%   R-Sq(adj) = 31.49%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ---+---------+---------+---------+------
Ri-FX  10  513.19  71.37  (-----*------)
AB-FX   2  626.08  28.51         (--------------*---------------)
CS-FX  11  616.30  74.67                 (-----*-----)
                          ---+---------+---------+---------+------
                           490       560       630       700
Pooled StDev = 71.56
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
AB-FX   2  626.08  A
CS-FX  11  616.30  A
Ri-FX  10  513.19  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.01%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   30255  15128  2.49  0.108
Error   20  121464   6073
Total   22  151719
S = 77.93   R-Sq = 19.94%   R-Sq(adj) = 11.94%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ----+---------+---------+---------+-----
Ri-FY  10  476.27  55.48       (-------*--------)
AB-FY   2  513.74   4.91  (-------------------*------------------)
CS-FY  11  552.26  96.82                    (-------*-------)
                          ----+---------+---------+---------+-----
                            420       480       540       600
Pooled StDev = 77.93
```

```
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FY  11  552.26  A
AB-FY   2  513.74  A
Ri-FY  10  476.27  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.01%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF      SS    MS     F      P
Factor   2   17014  8507  1.82  0.189
Error   20   93698  4685
Total   22  110712
S = 68.45   R-Sq = 15.37%   R-Sq(adj) = 6.90%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ------+---------+---------+---------+---
Ri-FZ  10  1059.2   70.7       (-------*------)
AB-FZ   2  1083.1   43.0  (----------------*---------------)
CS-FZ  11  1116.0   68.5                (------*------)
                          ------+---------+---------+---------+---
                             1020      1080      1140      1200
Pooled StDev = 68.4
Grouping Information Using Tukey Method
        N     Mean  Grouping
CS-FZ  11  1116.04  A
AB-FZ   2  1083.14  A
Ri-FZ  10  1059.15  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons; Individual confidence level = 98.01%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF      SS     MS      F      P
Factor   2   46108  23054  35.60  0.000
Error   20   12951    648
Total   22   59059
S = 25.45   R-Sq = 78.07%   R-Sq(adj) = 75.88%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -----+---------+---------+---------+----
Ri-T1  10  258.26  30.56                          (--*--)
AB-T1   2  129.79   3.89  (------*-----)
CS-T1  11  293.78  21.28                                (--*--)
                          -----+---------+---------+---------+----
                             120       180       240       300
Pooled StDev = 25.45
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-T1  11  293.78  A
Ri-T1  10  258.26    B
AB-T1   2  129.79      C
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.01%
```

CONDIÇÃO 05

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   26.28  13.14  2.93  0.072
Error   24  107.51   4.48
Total   26  133.79
S = 2.116   R-Sq = 19.64%   R-Sq(adj) = 12.95%

                        Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Level   N   Mean  StDev    +---------+---------+---------+---------
Ri-Ra  12  5.166  2.878                   (-------*--------)
AB-Ra   8  3.196  1.414     (---------*----------)
CS-Ra   7  3.164  0.635    (----------*----------)
                          +---------+---------+---------+---------
```

```
                        1.5       3.0       4.5       6.0
Pooled StDev = 2.116
Grouping Information Using Tukey Method
        N   Mean  Grouping
Ri-Ra  12  5.166  A
AB-Ra   8  3.196  A
CS-Ra   7  3.164  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   401.2  200.6  4.08  0.030
Error   24  1180.9   49.2
Total   26  1582.1
S = 7.015   R-Sq = 25.36%   R-Sq(adj) = 19.14%
                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ----+---------+---------+---------+-----
Ri-Rz  12  22.044  9.424                     (-------*-------)
AB-Rz   8  13.249  4.710  (---------*----------)
CS-Rz   7  16.120  2.850       (----------*----------)
                          ----+---------+---------+---------+-----
                           10.0      15.0      20.0      25.0
Pooled StDev = 7.015
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
Ri-Rz  12  22.044  A
CS-Rz   7  16.120  A B
AB-Rz   8  13.249    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   8671  4335  1.45  0.255
Error   24  71789  2991
Total   26  80459
S = 54.69   R-Sq = 10.78%   R-Sq(adj) = 3.34%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ---+---------+---------+---------+------
Ri-FX  12  528.29  56.18                   (----------*----------)
AB-FX   8  519.62  51.50               (------------*-------------)
CS-FX   7  484.79  55.53  (--------------*-------------)
                          ---+---------+---------+---------+------
                           450       480       510       540
Pooled StDev = 54.69
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
Ri-FX  12  528.29  A
AB-FX   8  519.62  A
CS-FX   7  484.79  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF     SS   MS     F      P
Factor   2    845  422  0.74  0.487
Error   24  13654  569
Total   26  14499
S = 23.85   R-Sq = 5.82%   R-Sq(adj) = 0.00%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev    +---------+---------+---------+---------
Ri-FY  12  329.74  24.47              (---------*--------)
AB-FY   8  331.86  29.32              (----------*-----------)
```

```
CS-FY   7  317.99  13.22    (-----------*-----------)
                             +---------+---------+---------+---------
                           300       315       330       345
Pooled StDev = 23.85
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
AB-FY   8  331.86  A
Ri-FY  12  329.74  A
CS-FY   7  317.99  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   1971   985  0.43  0.653
Error   24  54458  2269
Total   26  56429
S = 47.63   R-Sq = 3.49%   R-Sq(adj) = 0.00%

                           Individual 95% CIs For Mean Based on
                           Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev   -+---------+---------+---------+--------
Ri-FZ  12  727.41  51.33              (----------*----------)
AB-FZ   8  712.06  39.63     (-------------*-------------)
CS-FZ   7  708.55  49.12   (--------------*--------------)
                            -+---------+---------+---------+--------
                           675       700       725       750
Pooled StDev = 47.63
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
Ri-FZ  12  727.41  A
AB-FZ   8  712.06  A
CS-FZ   7  708.55  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF      SS     MS       F      P
Factor   2  183539  91769  687.20  0.000
Error   24    3205    134
Total   26  186744
S = 11.56   R-Sq = 98.28%   R-Sq(adj) = 98.14%

                           Individual 95% CIs For Mean Based on
                           Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ----+---------+---------+---------+-----
Ri-T1  12  292.02  14.22                                  (*)
AB-T1   8  107.19   7.90  (-*)
CS-T1   7  279.52   9.51                              (-*)
                           ----+---------+---------+---------+-----
                             120       180       240       300
Pooled StDev = 11.56
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
Ri-T1  12  292.02  A
CS-T1   7  279.52  A
AB-T1   8  107.19    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

CONDIÇÃO 06

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF      SS     MS      F      P
Factor   2  15.682  7.841  16.27  0.000
Error   32  15.426  0.482
Total   34  31.108
S = 0.6943   R-Sq = 50.41%   R-Sq(adj) = 47.31%

                            Individual 95% CIs For Mean Based on
                            Pooled StDev
```

```
Level   N    Mean   StDev   -+---------+---------+---------+--------
Ri-Ra  17  3.4730  0.8102                            (----*----)
AB-Ra   8  1.8636  0.2969   (-------*------)
CS-Ra  10  3.4299  0.6917                         (-----*-----)
                            -+---------+---------+---------+--------
                          1.40      2.10      2.80      3.50
Pooled StDev = 0.6943
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
Ri-Ra  17  3.4730  A
CS-Ra  10  3.4299  A
AB-Ra   8  1.8636    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.06%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF     SS     MS      F      P
Factor   2  517.2  258.6  24.09  0.000
Error   32  343.6   10.7
Total   34  860.8
S = 3.277   R-Sq = 60.09%   R-Sq(adj) = 57.59%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  --+---------+---------+---------+-------
Ri-Rz  17  18.030  3.636                              (----*---)
AB-Rz   8   8.705  0.603  (------*------)
CS-Rz  10  17.531  3.794                          (-----*-----)
                          --+---------+---------+---------+-------
                          7.0      10.5      14.0      17.5
Pooled StDev = 3.277
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
Ri-Rz  17  18.030  A
CS-Rz  10  17.531  A
AB-Rz   8   8.705    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.06%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF      SS    MS     F      P
Factor   2   17114  8557  2.01  0.150
Error   32  135939  4248
Total   34  153053
S = 65.18   R-Sq = 11.18%   R-Sq(adj) = 5.63%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  --------+---------+---------+---------+-
Ri-FX  17  595.67  64.01                     (--------*--------)
AB-FX   8  542.53  68.43  (------------*------------)
CS-FX  10  563.00  64.64         (-----------*-----------)
                          --------+---------+---------+---------+-
                                525       560       595       630
Pooled StDev = 65.18
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
Ri-FX  17  595.67  A
CS-FX  10  563.00  A
AB-FX   8  542.53  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.06%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   4295  2148  1.84  0.176
Error   32  37421  1169
Total   34  41716
S = 34.20   R-Sq = 10.30%   R-Sq(adj) = 4.69%
```

```
                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ---------+---------+---------+---------+
Ri-FY  17  362.28  34.39              (-------*--------)
AB-FY   8  347.00  36.70  (------------*-----------)
CS-FY  10  377.97  31.74                   (----------*----------)
                          ---------+---------+---------+---------+
                                 340       360       380       400
Pooled StDev = 34.20
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-FY  10  377.97  A
Ri-FY  17  362.28  A
AB-FY   8  347.00  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.06%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF       SS      MS     F      P
Factor   2   986191  493095  7.73  0.001
Error   39  2488891   63818
Total   41  3475082
S = 252.6   R-Sq = 28.38%   R-Sq(adj) = 24.71%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N   Mean  StDev  --------+---------+---------+---------+-
Ri-FZ  17  774.6   54.8                       (--------*-------)
AB-FZ   8  721.8   51.7                 (-----------*-----------)
CS-FZ  17  447.9  389.1  (-------*-------)
                          --------+---------+---------+---------+-
                                450       600       750       900
Pooled StDev = 252.6
Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
Ri-FZ  17  774.6  A
AB-FZ   8  721.8  A
CS-FZ  17  447.9    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.06%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF      SS     MS       F      P
Factor   2  197055  98527  415.03  0.000
Error   32    7597    237
Total   34  204651
S = 15.41   R-Sq = 96.29%   R-Sq(adj) = 96.06%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -----+---------+---------+---------+----
Ri-T1  17  277.39  14.73                                (*-)
AB-T1   8  102.66  12.94  (-*-)
CS-T1  10  287.32  18.11                                  (-*-)
                          -----+---------+---------+---------+----
                             120       180       240       300
Pooled StDev = 15.41
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-T1  10  287.32  A
Ri-T1  17  277.39  A
AB-T1   8  102.66    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.06%
```

CONDIÇÃO 07

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF      SS      MS     F      P
Factor   2  1.0204  0.5102  5.45  0.008
```

```
Error   43  4.0221  0.0935
Total   45  5.0426
S = 0.3058   R-Sq = 20.24%   R-Sq(adj) = 16.53%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean   StDev  -----+---------+---------+---------+----
Ri-Ra  19  1.6456  0.1228  (------*------)
AB-Ra  19  1.8660  0.4079            (------*------)
CS-Ra   8  2.0467  0.3285                 (----------*----------)
                          -----+---------+---------+---------+----
                             1.60      1.80      2.00      2.20
Pooled StDev = 0.3058
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-Ra   8  2.0467  A
AB-Ra  19  1.8660  A B
Ri-Ra  19  1.6456    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.04%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   34.03  17.01  7.68  0.001
Error   43   95.26   2.22
Total   45  129.29
S = 1.488   R-Sq = 26.32%   R-Sq(adj) = 22.89%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  --+---------+---------+---------+-------
Ri-Rz  19   7.658  0.762  (-----*-----)
AB-Rz  19   8.286  1.920       (-----*-----)
CS-Rz   8  10.112  1.625                   (--------*--------)
                          --+---------+---------+---------+-------
                          7.2       8.4       9.6      10.8
Pooled StDev = 1.488
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-Rz   8  10.112  A
AB-Rz  19   8.286    B
Ri-Rz  19   7.658    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.04%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF      SS    MS     F      P
Factor   2    8170  4085  1.70  0.195
Error   43  103521  2407
Total   45  111691
S = 49.07   R-Sq = 7.32%   R-Sq(adj) = 3.00%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ----+---------+---------+---------+-----
Ri-FX  19  187.06  50.00  (--------*--------)
AB-FX  19  197.74  48.46      (--------*--------)
CS-FX   8  225.14  48.18            (-------------*-------------)
                          ----+---------+---------+---------+-----
                            175       200       225       250
Pooled StDev = 49.07
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FX   8  225.14  A
AB-FX  19  197.74  A
Ri-FX  19  187.06  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.04%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   32517  16259  2.46  0.097
Error   43  283985   6604
Total   45  316502
S = 81.27   R-Sq = 10.27%   R-Sq(adj) = 6.10%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev   -+---------+---------+---------+--------
Ri-FY  19  277.59  66.10   (---------*----------)
AB-FY  19  335.54  97.78                (----------*----------)
CS-FY   8  316.25  68.92       (---------------*---------------)
                           -+---------+---------+---------+--------
                          245       280       315       350
Pooled StDev = 81.27
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
AB-FY  19  335.54  A
CS-FY   8  316.25  A
Ri-FY  19  277.59  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.04%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   3393  1696  2.49  0.095
Error   43  29317   682
Total   45  32710
S = 26.11   R-Sq = 10.37%   R-Sq(adj) = 6.20%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -------+---------+---------+---------+--
Ri-FZ  19  361.42  25.08  (-------*-------)
AB-FZ  19  376.39  28.24           (-------*-------)
CS-FZ   8  382.73  22.78           (-----------*-----------)
                          -------+---------+---------+---------+--
                               360       375       390       405
Pooled StDev = 26.11
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FZ   8  382.73  A
AB-FZ  19  376.39  A
Ri-FZ  19  361.42  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.04%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF     SS     MS       F      P
Factor   2  79673  39837  337.72  0.000
Error   43   5072    118
Total   45  84745
S = 10.86   R-Sq = 94.01%   R-Sq(adj) = 93.74%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  -------+---------+---------+---------+--
Ri-T1  19  124.05   8.02                                    (-*-)
AB-T1  19   37.84   4.89  (-*-)
CS-T1   8  118.00  22.31                                (--*--)
                          -------+---------+---------+---------+--
                                50        75       100       125
Pooled StDev = 10.86
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
Ri-T1  19  124.05  A
CS-T1   8  118.00  A
AB-T1  19   37.84    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.04%
```

CONDIÇÃO 08

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   8.16  4.08  1.02  0.439
Error    4  16.01  4.00
Total    6  24.17
S = 2.000   R-Sq = 33.77%   R-Sq(adj) = 0.65%

                        Individual 95% CIs For Mean Based on
                        Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev  -----+---------+---------+---------+----
Ri-Ra  4   7.195  1.529  (--------*--------)
AB-Ra  2   8.553  2.998  (-------------*------------)
CS-Ra  1  10.227      *   (-----------------*-----------------)
                        -----+---------+---------+---------+----
                           6.0       9.0      12.0      15.0
Pooled StDev = 2.000
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-Ra  1  10.227  A
AB-Ra  2   8.553  A
Ri-Ra  4   7.195  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.65%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2  103.9  52.0  1.02  0.438
Error    4  203.1  50.8
Total    6  307.1
S = 7.126   R-Sq = 33.85%   R-Sq(adj) = 0.77%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level  N    Mean   StDev  ---+---------+---------+---------+------
Ri-Rz  4  29.792   4.442  (-------*-------)
AB-Rz  2  35.350  11.997   (----------*-----------)
CS-Rz  1  40.200       *  (----------------*----------------)
                         ---+---------+---------+---------+------
                           24        36        48        60
Pooled StDev = 7.126
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-Rz  1  40.200  A
AB-Rz  2  35.350  A
Ri-Rz  4  29.792  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.65%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2  19680  9840  1.88  0.266
Error    4  20943  5236
Total    6  40623
S = 72.36   R-Sq = 48.44%   R-Sq(adj) = 22.67%

                        Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev    +---------+---------+---------+---------
Ri-FX  4  218.90  68.93    (-------*--------)
AB-FX  2  285.53  81.78      (-----------*-----------)
CS-FX  1  367.82      *        (----------------*----------------)
                           +---------+---------+---------+---------
                          120       240       360       480
Pooled StDev = 72.36
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-FX  1  367.82  A
AB-FX  2  285.53  A
Ri-FX  4  218.90  A
```

```
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.65%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF      SS     MS     F      P
Factor   2   84650  42325  2.56  0.192
Error    4   66073  16518
Total    6  150723
S = 128.5   R-Sq = 56.16%   R-Sq(adj) = 34.24%

                        Individual 95% CIs For Mean Based on Pooled StDev
Level  N   Mean  StDev    +---------+---------+---------+---------
Ri-FY  4  438.0  114.2    (-------*------)
AB-FY  2  609.3  164.1         (---------*---------)
CS-FY  1  725.6      *          (-------------*-------------)
                          +---------+---------+---------+---------
                        250       500       750      1000
Pooled StDev = 128.5

Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
CS-FY  1  725.6  A
AB-FY  2  609.3  A
Ri-FY  4  438.0  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.65%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   7355  3678  1.43  0.341
Error    4  10315  2579
Total    6  17670
S = 50.78   R-Sq = 41.63%   R-Sq(adj) = 12.44%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev  --------+---------+---------+---------+-
Ri-FZ  4  567.17  58.18  (--------*--------)
AB-FZ  2  603.05  12.61   (-----------*------------)
CS-FZ  1  660.24      *     (-----------------*----------------)
                         --------+---------+---------+---------+-
                               560       640       720       800
Pooled StDev = 50.78
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-FZ  1  660.24  A
AB-FZ  2  603.05  A
Ri-FZ  4  567.17  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.65%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF       SS      MS       F      P
Factor   2  11723.7  5861.8  287.76  0.000
Error    4     81.5    20.4
Total    6  11805.2
S = 4.513   R-Sq = 99.31%   R-Sq(adj) = 98.96%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev  ---------+---------+---------+---------+
Ri-T1  4  133.75   5.00                           (-*-)
AB-T1  2   45.90   2.52  (-*--)
CS-T1  1  145.37      *                             (---*--)
                         ---------+---------+---------+---------+
                                 70       105       140       175
Pooled StDev = 4.51
Grouping Information Using Tukey Method
       N    Mean  Grouping
CS-T1  1  145.37  A
Ri-T1  4  133.75  A
```

```
AB-T1  2   45.90    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 97.65%
```

CONDIÇÃO 09

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF      SS      MS      F      P
Factor   2  2.7260  1.3630  38.02  0.000
Error   24  0.8603  0.0358
Total   26  3.5863
S = 0.1893   R-Sq = 76.01%   R-Sq(adj) = 74.01%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean   StDev   -+---------+---------+---------+--------
Ri-Ra  12  1.4397  0.0987       (----*---)
AB-Ra  11  2.0800  0.2733                                 (----*----)
CS-Ra   4  1.4150  0.0457   (-------*------)
                           -+---------+---------+---------+--------
                          1.25      1.50      1.75      2.00
Pooled StDev = 0.1893
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
AB-Ra  11  2.0800  A
Ri-Ra  12  1.4397    B
CS-Ra   4  1.4150    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2   22.4  11.2  0.48  0.625
Error   24  560.1  23.3
Total   26  582.5
S = 4.831   R-Sq = 3.84%   R-Sq(adj) = 0.00%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level   N   Mean  StDev  ----+---------+---------+---------+-----
Ri-Rz  12  9.136  7.007               (--------*---------)
AB-Rz  11  9.352  1.398               (---------*---------)
CS-Rz   4  6.692  0.372  (---------------*----------------)
                         ----+---------+---------+---------+-----
                           3.0       6.0       9.0      12.0
Pooled StDev = 4.831
Grouping Information Using Tukey Method
        N   Mean  Grouping
AB-Rz  11  9.352  A
Ri-Rz  12  9.136  A
CS-Rz   4  6.692  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF     SS     MS     F      P
Factor   2  21098  10549  5.95  0.008
Error   24  42545   1773
Total   26  63643
S = 42.10   R-Sq = 33.15%   R-Sq(adj) = 27.58%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ---------+---------+---------+---------+
Ri-FX  12  190.92  48.94  (------*-----)
AB-FX  11  196.86  37.88    (-----*------)
CS-FX   4  272.07  24.83                 (----------*----------)
                         ---------+---------+---------+---------+
                                200       240       280       320
Pooled StDev = 42.10
```

```
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FX   4  272.07  A
AB-FX  11  196.86    B
Ri-FX  12  190.92    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF      SS    MS     F      P
Factor   2   18723  9361  2.71  0.087
Error   24   82868  3453
Total   26  101590
S = 58.76   R-Sq = 18.43%   R-Sq(adj) = 11.63%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  --+---------+---------+---------+-------
Ri-FY  12  272.70  59.40  (------*------)
AB-FY  11  306.06  63.27        (------*-------)
CS-FY   4  348.82  36.63             (-----------*-----------)
                          --+---------+---------+---------+-------
                          250       300       350       400
Pooled StDev = 58.76
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FY   4  348.82  A
AB-FY  11  306.06  A
Ri-FY  12  272.70  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2  11341  5671  8.95  0.001
Error   24  15213   634
Total   26  26554
S = 25.18   R-Sq = 42.71%   R-Sq(adj) = 37.94%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ------+---------+---------+---------+---
Ri-FZ  12  355.99  27.58  (----*----)
AB-FZ  11  364.99  19.57    (-----*----)
CS-FZ   4  416.79  31.72                 (--------*--------)
                          ------+---------+---------+---------+---
                              360       390       420       450
Pooled StDev = 25.18
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-FZ   4  416.79  A
AB-FZ  11  364.99    B
Ri-FZ  12  355.99    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF       SS       MS       F      P
Factor   2  50537.7  25268.8  683.49  0.000
Error   24    887.3     37.0
Total   26  51425.0
S = 6.080   R-Sq = 98.27%   R-Sq(adj) = 98.13%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level   N    Mean  StDev  ---------+---------+---------+---------+
Ri-T1  12  123.37   7.57                                (*)
AB-T1  11   37.28   3.69  (*-)
CS-T1   4  130.67   6.35                                  (--*-)
                          ---------+---------+---------+---------+
                                  60        90       120       150
```

```
Pooled StDev = 6.08
Grouping Information Using Tukey Method
        N    Mean  Grouping
CS-T1   4  130.67  A
Ri-T1  12  123.37  A
AB-T1  11   37.28    B
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 98.02%
```

CONDIÇÃO 10

One-way ANOVA: Ri-Ra; AB-Ra; CS-Ra

```
Source  DF     SS     MS     F      P
Factor   2  2.887  1.443  8.58  0.235
Error    1  0.168  0.168
Total    3  3.055
S = 0.4101   R-Sq = 94.49%   R-Sq(adj) = 83.48%

                       Individual 95% CIs For Mean Based on
                       Pooled StDev
Level  N   Mean  StDev  --+---------+---------+---------+-------
Ri-Ra  1  8.007      *  (--------------*--------------)
AB-Ra  2  7.730  0.410      (---------*----------)
CS-Ra  1  9.767      *       (--------------*--------------)
                       --+---------+---------+---------+-------
                       3.5       7.0      10.5      14.0
Pooled StDev = 0.410
Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
CS-Ra  1  9.767  A
Ri-Ra  1  8.007  A
AB-Ra  2  7.730  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 96.67%
```

One-way ANOVA: Ri-Rz; AB-Rz; CS-Rz

```
Source  DF     SS     MS      F      P
Factor   2  6.196  3.098  21.78  0.150
Error    1  0.142  0.142
Total    3  6.338
S = 0.3771   R-Sq = 97.76%   R-Sq(adj) = 93.27%

                        Individual 95% CIs For Mean Based on
                        Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev  ---+---------+---------+---------+------
Ri-Rz  1  35.100      *  (------------*-------------)
AB-Rz  2  37.567  0.377             (--------*---------)
CS-Rz  1  38.433      *           (-------------*-------------)
                        ---+---------+---------+---------+------
                        31.5      35.0      38.5      42.0
Pooled StDev = 0.377
Grouping Information Using Tukey Method

       N    Mean  Grouping
CS-Rz  1  38.433  A
AB-Rz  2  37.567  A
Ri-Rz  1  35.100  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 96.67%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF     SS     MS      F      P
Factor   2  47577  23789  17.86  0.165
Error    1   1332   1332
Total    3  48910
S = 36.50   R-Sq = 97.28%   R-Sq(adj) = 91.83%

                        Individual 95% CIs For Mean Based on
                        Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev  ------+---------+---------+---------+---
Ri-FX  1  468.54      *        (---------------*--------------)
```

```
AB-FX  2  201.80  36.50    (----------*----------)
CS-FX  1  276.98      *  (--------------*---------------)
                         ------+---------+---------+---------+---
                               0       300       600       900
Pooled StDev = 36.50
Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
Ri-FX  1  468.5  A
CS-FX  1  277.0  A
AB-FX  2  201.8  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 96.67%
```

One-way ANOVA: Ri-FX; AB-FX; CS-FX

```
Source  DF     SS     MS      F      P
Factor   2  47577  23789  17.86  0.165
Error    1   1332   1332
Total    3  48910
S = 36.50   R-Sq = 97.28%   R-Sq(adj) = 91.83%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level  N    Mean  StDev  ------+---------+---------+---------+---
Ri-FX  1  468.54      *        (---------------*--------------)
AB-FX  2  201.80  36.50    (----------*----------)
CS-FX  1  276.98      *  (--------------*---------------)
                         ------+---------+---------+---------+---
                               0       300       600       900
Pooled StDev = 36.50
Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
Ri-FX  1  468.5  A
CS-FX  1  277.0  A
AB-FX  2  201.8  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 96.67%
```

One-way ANOVA: Ri-FY; AB-FY; CS-FY

```
Source  DF      SS     MS      F      P
Factor   2  112090  56045  10.80  0.210
Error    1    5187   5187
Total    3  117277
S = 72.02   R-Sq = 95.58%   R-Sq(adj) = 86.73%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
                         Pooled StDev
Level  N   Mean  StDev  ----+---------+---------+---------+-----
Ri-FY  1  842.6      *     (--------------*--------------)
AB-FY  2  440.0   72.0   (---------*----------)
CS-FY  1  647.6      *  (--------------*--------------)
                         ----+---------+---------+---------+-----
                             0       600      1200      1800
Pooled StDev = 72.0
Grouping Information Using Tukey Method
       N   Mean  Grouping
Ri-FY  1  842.6  A
CS-FY  1  647.6  A
AB-FY  2  440.0  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 96.67%
```

One-way ANOVA: Ri-FZ; AB-FZ; CS-FZ

```
Source  DF     SS    MS     F      P
Factor   2  15143  7572  3.98  0.334
Error    1   1904  1904
Total    3  17047
S = 43.63   R-Sq = 88.83%   R-Sq(adj) = 66.50%

                         Individual 95% CIs For Mean Based on
```

```
                        Pooled StDev
Level  N   Mean  StDev  ---------+---------+---------+---------+
Ri-FZ  1  700.5      *     (---------------*---------------)
AB-FZ  2  550.4   43.6      (----------*----------)
CS-FZ  1  587.9      *  (---------------*---------------)
                        ---------+---------+---------+---------+
                               350       700      1050      1400
Pooled StDev = 43.6
Grouping Information Using Tukey Method

       N   Mean  Grouping
Ri-FZ  1  700.5  A
CS-FZ  1  587.9  A
AB-FZ  2  550.4  A
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 96.67%
```

One-way ANOVA: Ri-T1; AB-T1; CS-T1

```
Source  DF        SS       MS          F      P
Factor   2  10177.31  5088.66  258805.15  0.001
Error    1      0.02     0.02
Total    3  10177.33
S = 0.1402   R-Sq = 100.00%   R-Sq(adj) = 100.00%

                          Individual 95% CIs For Mean Based on
                          Pooled StDev
Level  N     Mean  StDev  ------+---------+---------+---------+---
Ri-T1  1  151.591      *                                       (*
AB-T1  2   43.773  0.140  (*
CS-T1  1  136.603      *                                (*
                          ------+---------+---------+---------+---
                               60        90       120       150
Pooled StDev = 0.140
Grouping Information Using Tukey Method
       N     Mean  Grouping
Ri-T1  1  151.591  A
CS-T1  1  136.603    B
AB-T1  2   43.773      C
Means that do not share a letter are significantly different.
Tukey 95% Simultaneous Confidence Intervals
All Pairwise Comparisons
Individual confidence level = 96.67%
```