



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

DESENVOLVIMENTO DE UM SISTEMA DE
MONITORAMENTO DE CORRENTE ELÉTRICA PARA O
ESTUDO DA USINABILIDADE DO AÇO UNS S32760

AUGUSTO FREITAS VIEIRA CAMPIDELLI

Belo Horizonte, 3 de Abril de 2020

Augusto Freitas Vieira Campidelli

**DESENVOLVIMENTO DE UM SISTEMA DE
MONITORAMENTO DE CORRENTE ELÉTRICA PARA O
ESTUDO DA USINABILIDADE DO AÇO UNS S32760**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Projeto e Sistemas

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Minas Gerais

Coorientador: Prof. Dr. Antônio Augusto Torres Maia

Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2020

C196d	<p>Campidelli, Augusto Freitas Vieira. Desenvolvimento de um sistema de monitoramento de corrente elétrica para o estudo da usinabilidade do aço UNS S32760 [recurso eletrônico] / Augusto Freitas Vieira Campidelli . – 2020. 1 recurso online (115 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Alexandre Mendes Abrão. Coorientador: Antônio Augusto Torres Maia.</p> <p>Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Apêndices: f.113-115.</p> <p>Bibliografia: f. 101-112. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Torneamento - Teses. 3. Aço inoxidável - Teses. 4. Usinagem. - Teses. I. Abrão, Alexandre Mendes. II. Maia, Antônio Augusto Torres. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 621(043)</p>
-------	---



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

" DESENVOLVIMENTO DE UM SISTEMA DE MONITORAMENTO DE CORRENTE ELÉTRICA PARA O ESTUDO DA USINABILIDADE DO AÇO UNS S32760 "

AUGUSTO FREITAS VIEIRA CAMPIDELLI

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Alexandre Mendes Abrão (orientador/DEMEC/UFMG), Dr. Antônio Augusto Torres Maia (Coorientador/DEMEC/UFMG), Dr. Marcelo Araújo Câmara (DEMEC/UFMG) e Dr. Sandro Cardoso dos Santos (CEFET/MG), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Projeto e Sistemas**".

Dissertação aprovada no dia 03 de abril de 2020.

Por:



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Mendes Abrao, Membro**, em 29/06/2020, às 15:23, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Antonio Augusto Torres Maia, Membro**, em 30/06/2020, às 10:57, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcelo Araujo Camara, Professor do Magistério Superior**, em 01/07/2020, às 08:54, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Sandro Cardoso Santos, Usuário Externo**, em 03/07/2020, às 17:11, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0161937** e o código CRC **60F2436B**.

AGRADECIMENTOS

À minha família, por todo o suporte, carinho e compreensão ao longo desta jornada.

Aos professores Antônio Augusto Torres Maia e Alexandre Mendes Abrão, pela orientação, conselhos, paciência e oportunidade de realização deste trabalho.

Ao professor Marcelo Araújo Câmara, pela disponibilização dos materiais utilizados nos ensaios de torneamento.

Ao amigo Edson Ribeiro de Castro, pelas sugestões e auxílio na construção do sistema de medição.

Aos colegas Anderson Júnior dos Santos, Augusto Martins e Carlos Leal, por toda a assistência prestada durante a execução dos ensaios de torneamento.

Aos demais colegas ligados ao Laboratório de Automação e Controle e ao Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG, pelos momentos de descontração, troca de conhecimentos e experiências.

Ao CNPq e ao PPGMEC, pela concessão da bolsa de mestrado.

Meus sinceros agradecimentos.

RESUMO

Nas últimas décadas, o emprego dos aços inoxidáveis nos diversos campos da engenharia aumentou consideravelmente. Dentre essas ligas, os aços inoxidáveis superduplex são caracterizados por seu elevado teor de elementos de liga e microestrutura bifásica, composta por quantidades semelhantes de austenita e ferrita. Estas características conferem aos aços superduplex elevadas resistências à corrosão e mecânica, além de boa ductilidade. Conseqüentemente, a usinabilidade desses aços é considerada difícil, o que acarreta em custos de produção significativos. Assim sendo, a investigação do comportamento dos aços superduplex durante as operações de usinagem é de grande importância para o desenvolvimento de medidas que contribuam para um aumento da produtividade. Diante desses fatos, o objetivo deste trabalho é estudar a influência dos parâmetros de corte sobre a usinabilidade do aço inoxidável superduplex UNS S32760. Para isso, 39 ensaios de torneamento foram realizados variando-se os valores de velocidade de corte e avanço. Durante os ensaios, foram monitorados os valores dos componentes da força de usinagem, corrente elétrica do motor principal do torno e temperatura do cavaco produzido. Para o monitoramento e aquisição dos valores de corrente elétrica, um sistema de medição, composto por um sensor de efeito Hall conectado a um microcontrolador, foi desenvolvido. O sistema proposto apresentou desempenho superior quando comparado a um sistema comercial, sendo capaz de monitorar indiretamente a força de corte por meio dos valores de corrente elétrica com um coeficiente de determinação de 0,92. Os resultados revelaram que o avanço é o parâmetro que apresenta maior influência sobre os componentes da força de usinagem. Já a influência da velocidade de corte sobre as forças se mostrou dependente do valor de avanço empregado, tornando-se mais evidente para avanços acima de 0,15 mm/rev. O comportamento apresentado pela corrente elétrica durante o torneamento foi semelhante ao observado para a força de corte, o que evidencia a correlação existente entre estas grandezas. Em relação às medições de temperatura, o aumento da velocidade de corte resultou em maiores temperaturas do cavaco produzido, principalmente para condições onde valores elevados de avanço foram empregados. Além disso, pôde-se perceber que o espessamento do cavaco causado pela elevação do avanço acarretou a medição de menores valores de temperatura por radiação infravermelha.

Palavras chave: Torneamento; Aço inoxidável superduplex; Forças de usinagem; Consumo de potência; Temperatura do cavaco.

ABSTRACT

In the last decades, the use of stainless steels in several engineering fields have increased considerably. Among these alloys, superduplex stainless steels are characterized by their high content of alloying elements and biphasic microstructure composed of similar amounts of austenite and ferrite. These attributes award the superduplex steels with high corrosion resistance and mechanical strength, as well as good ductility. Consequently, the machinability of these steels is considered difficult, which results in significant production costs. Therefore, the investigation of superduplex steels behavior during machining operations is of utmost importance for the development of measures that contribute to an increase in productivity. In the light of these facts, the aim of this work is to study the influence of cutting parameters on the machinability of UNS S32760 superduplex stainless steel. For this purpose, 39 turning tests were performed using different values of cutting speed and feed rate. During the tests, the values of the cutting force components, main spindle current consumption and chip temperature were monitored. For the monitoring and acquisition of the electric current values, a measurement system, composed of a Hall Effect sensor connected to a microcontroller, was developed. The proposed system presented superior performance when compared to a commercial system, being able to monitor the main cutting force indirectly through the values of the main spindle current with a coefficient of determination of 0.92. The results revealed that the feed rate have a greater influence on the cutting force components. The cutting speed influence, on the other hand, proved to be dependent on the feed rate employed, becoming more evident for feed rate values above 0.15 mm/rev. The main spindle current behavior during the turning operation was similar to that observed for the main cutting force, which evidences the correlation between these variables. Regarding the temperature measurement, the cutting speed increase resulted in higher chip temperatures, especially for conditions where high feed rate values were used. Moreover, it was noticed that the chip thickening caused by the feed rate increase led to the measurement of lower temperature values by infrared radiation.

Keywords: Turning; Superduplex stainless steel; Cutting forces; Power consumption; Chip temperature.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Classes dos aços inoxidáveis.	15
Figura 2.2: Conexões para tubos produzidas a partir de aço inoxidável duplex.	22
Figura 2.3: Microestrutura típica de um aço inoxidável duplex UNS S32205.	26
Figura 2.4: Diagrama TTT apresentando a precipitação de diferentes fases nos aços inoxidáveis duplex.	27
Figura 2.5: Evolução microestrutural da precipitação de carboneto de cromo lamelar: (a) interface γ/α inicial; (b) nucleação dos carbonetos; (c) migração da fronteira da interface γ/α para a região ferrítica; (d) crescimento dos carbonetos; (e) formação da fase γ_2	28
Figura 2.6: Evolução da fase sigma na microestrutura de um aço inoxidável duplex.	29
Figura 2.7: Diagrama esquemático da operação de torneamento cilíndrico externo.	32
Figura 2.8: Componentes da força de usinagem na operação de torneamento.	33
Figura 2.9: Relação entre força de corte e corrente elétrica obtida por Kim e Jeon (2011).	39
Figura 2.10: Dissipação de calor durante o corte ortogonal.	40
Figura 2.11: Medição da temperatura por termopar inserido na ferramenta.	41
Figura 2.12: Medição da temperatura pelo método do termopar ferramenta/peça.	42
Figura 2.13: Medição da temperatura de corte por termografia.	43
Figura 2.14: Topografia de uma ferramenta apresentando aresta postiça de corte.	44
Figura 3.1: Fluxograma com etapas da metodologia desenvolvida.	50
Figura 3.2: Características dos insertos utilizados nos ensaios de torneamento.	53
Figura 3.3: Gerador de funções digital MFG-4201A.	54
Figura 3.4: Osciloscópio DSO1002A.	54
Figura 3.5: Dinamômetro Kistler 9272.	55
Figura 3.6: Pirômetro infravermelho Raytek Marathon MM2ML.	56
Figura 3.7: Circuito de condicionamento do sinal de medição.	58
Figura 3.8: Circuito eletrônico para o acionamento do comando de emergência do torno.	59
Figura 3.9: Montagem experimental para a programação do microcontrolador.	60
Figura 3.10: Fluxograma do algoritmo de monitoramento da corrente de usinagem.	61
Figura 3.11: Circuito de monitoramento da corrente de usinagem desenhado no <i>software</i> Multisim.	62
Figura 3.12: Modelo da placa de circuito impresso: (a) posicionamento dos componentes e trilhas; (b) pré-visualização 3D.	63

Figura 3.13: Placa de circuito impresso construída: (a) verso após a transferência do <i>layout</i> das trilhas; (b) placa finalizada.	64
Figura 3.14: Esquema de conexões entre os módulos do sistema de medição.	64
Figura 3.15: Conjunto de pontos do experimento central composto para os ensaios de torneamento.	66
Figura 3.16: Montagem do dinamômetro para a medição dos componentes da força de usinagem.	67
Figura 3.17: Ponto de medição da corrente elétrica do motor principal do torno CNC.	68
Figura 3.18: Montagem experimental para a realização dos ensaios de torneamento.	69
Figura 4.1: Comparação entre os valores de corrente efetiva de corte obtidos durante os ensaios de torneamento.	72
Figura 4.2: Relação entre força de corte e corrente efetiva medida pelo sistema comercial. ..	74
Figura 4.3: Relação entre força de corte e corrente efetiva medida pelo sistema desenvolvido.	75
Figura 4.4: Influência da velocidade de corte sobre a força de corte.	77
Figura 4.5: Influência do avanço sobre a força de corte.	78
Figura 4.6: Influência da velocidade de corte sobre a força de avanço.	79
Figura 4.7: Influência do avanço sobre a força de avanço.	80
Figura 4.8: Influência da velocidade de corte sobre a força passiva.	81
Figura 4.9: Influência do avanço sobre a força passiva.	82
Figura 4.10: Influência da velocidade de corte sobre a corrente efetiva de corte.	83
Figura 4.11: Influência do avanço sobre a corrente efetiva de corte.	84
Figura 4.12: Influência da velocidade de corte sobre a temperatura do cavaco.	85
Figura 4.13: Influência do avanço sobre a temperatura do cavaco.	86
Figura 4.14: Curva de nível da superfície de resposta da força de corte.	87
Figura 4.15: Curva de nível da superfície de resposta da força de avanço.	89
Figura 4.16: Curva de nível da superfície de resposta da força passiva.	90
Figura 4.17: Curva de nível da superfície de resposta da corrente efetiva de corte.	91
Figura 4.18: Curva de nível da superfície de resposta da temperatura do cavaco.	92
Figura 4.19: Comportamento da pressão específica de corte em função da espessura de corte para cada modelo.	95
Figura 4.20: Combinação dos modelos de pressão específica de corte do aço UNS S32760. ..	96

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1: Componentes e materiais do circuito de condicionamento do sinal de medição. .	51
Tabela 3.2: Especificações do microcontrolador utilizado.	52
Tabela 3.3: Faixa de composição do aço UNS S32760 (% em massa).	52
Tabela 3.4: Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de torneamento.	65
Tabela 3.5: Combinações de avanços utilizadas para a formação dos sistemas de equações. .	70
Tabela 4.1: Otimização dos parâmetros de corte para o torneamento do aço UNS S32760....	93
Tabela 4.2: Dados utilizados para a formação dos sistemas de equações.....	94
Tabela 4.3: Resultados obtidos após a resolução dos sistemas de equações.....	94
Tabela A.1: Planejamento dos ensaios a partir da metodologia de superfície de resposta. ...	113
Tabela A.2: Dados experimentais obtidos durante os ensaios de torneamento.....	114

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	12
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	14
2.1	Aços inoxidáveis	14
2.1.1	Aços inoxidáveis austeníticos	15
2.1.2	Aços inoxidáveis ferríticos	17
2.1.3	Aços inoxidáveis martensíticos	17
2.1.4	Aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação	18
2.1.5	Aços inoxidáveis austeníticos-ferríticos	20
2.2	Aços inoxidáveis duplex	21
2.2.1	Principais elementos de liga	23
2.2.2	Microestrutura e transformações de fases	26
2.3	Grandezas físicas associadas ao processo de usinagem	31
2.3.1	Força de usinagem	32
2.3.2	Corrente elétrica	36
2.3.3	Temperatura de usinagem	39
2.4	Usinabilidade dos aços inoxidáveis	44
2.4.1	Usinabilidade dos aços inoxidáveis duplex	46
3	METODOLOGIA	50
3.1	Materiais	50
3.1.1	Construção do sistema de medição de corrente	50
3.1.2	Ensaio de torneamento	52
3.2	Equipamentos	53
3.2.1	Construção do sistema de medição de corrente	53
3.2.2	Ensaio de torneamento	54
3.3	Métodos	56

3.3.1 Projeto do circuito de condicionamento do sinal de medição	56
3.3.2 Algoritmo para a programação do microcontrolador	59
3.3.3 Consolidação do sistema de medição de corrente	62
3.3.4 Planejamento dos ensaios.....	65
3.3.5 Ensaios de torneamento	66
3.3.6 Estimativa da curva de pressão específica de corte.....	69
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	72
4.1 Validação do sistema de medição desenvolvido	72
4.1.1 Correlação entre corrente elétrica e força de corte	74
4.2 Análise da influência dos parâmetros de corte	76
4.2.1 Força de corte	76
4.2.2 Força de avanço	79
4.2.3 Força passiva	81
4.2.4 Corrente elétrica	82
4.2.5 Temperatura do cavaco	84
4.3 Análise por superfícies de resposta.....	87
4.3.1 Curvas de nível.....	87
4.3.2 Otimização dos parâmetros de corte.....	93
4.4 Estimativa da pressão específica de corte	94
5 CONCLUSÕES.....	97
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	100
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	101
APÊNDICE A – DADOS REFERENTES AOS ENSAIOS.....	113
APÊNDICE B – CÓDIGO DO MICROCONTROLADOR.....	115

1 INTRODUÇÃO

De acordo com os dados fornecidos pelo International Stainless Steel Forum (2019), a utilização mundial dos aços inoxidáveis aumentou drasticamente desde o seu surgimento. A combinação de elevada resistência à corrosão, ampla faixa de propriedades mecânicas, aparência esteticamente agradável e boa conformabilidade fez desses aços uma boa alternativa para uma vasta gama de aplicações. Dentre as diferentes famílias de aços inoxidáveis, as ligas classificadas como superduplex se destacam por suas notáveis características, tais como elevada resistência à corrosão, boa ductilidade e elevadas resistências mecânica e térmica.

Os aços inoxidáveis duplex são uma liga de fase dupla composta por austenita e ferrita em uma fração de volume nominal equivalente a 50% para cada um desses constituintes. A diferença básica entre os aços inoxidáveis classificados como duplex e superduplex consiste basicamente na quantidade dos elementos cromo, níquel, molibdênio e nitrogênio presente nestas ligas. Esta diferença na composição química confere às ligas superduplex uma maior resistência mecânica e resistência à corrosão por pites superior quando comparadas aos aços duplex.

A microestrutura bifásica característica dos aços inoxidáveis duplex implica na coexistência de dois materiais com diferentes valores de dureza. Além disso, a presença de ferrita faz com que esses aços possuam uma temperatura de transição entre os estados dúctil e frágil. Consequentemente, durante o processo de usinagem, a ferramenta irá alternar o corte entre grãos macios e duros da estrutura duplex, levando a uma tendência de vibrações no sistema de corte. Dentre os demais desafios encontrados na usinagem dos aços inoxidáveis duplex, estão incluídos o desgaste irregular da ferramenta de corte e a formação de aresta postiça de corte. Esses fenômenos resultam em uma degradação na qualidade do acabamento superficial das peças usinadas e em uma redução drástica na vida útil da ferramenta de corte.

A difícil usinabilidade dos aços inoxidáveis duplex afeta diretamente a produtividade das operações de corte desses materiais, resultando em longos ciclos de produção e elevado gasto com ferramental. Portanto, o estudo das operações de usinagem desta família de aços inoxidáveis apresenta grande importância para a otimização do seu processo de corte. Uma estratégia comum para compreender melhor a usinabilidade dos metais reside na investigação da resposta do material durante a operação de usinagem executada sob diferentes condições de corte. Além disso, esse estudo também contribui para um maior entendimento sobre quais questionamentos devem ser considerados durante o planejamento do corte e quais aspectos do

processo necessitam de maior atenção para o sucesso da operação. Normalmente, as condições de usinagem são modificadas a partir da variação dos parâmetros de corte empregados na operação, enquanto a resposta do material é avaliada por meio do monitoramento de grandezas físicas que caracterizam os fenômenos mecânicos e térmicos associados ao processo de corte do material.

Considerando a importância crescente dos aços inoxidáveis superduplex nos diferentes campos da engenharia mecânica e a escassez de estudos sobre as operações de corte desses materiais, o objetivo geral deste trabalho é avaliar a influência dos parâmetros de corte sobre a usinabilidade do aço inoxidável superduplex UNS S32760 durante a operação de torneamento. Por meio desse estudo, o trabalho pretende compreender melhor a relação entre as variações nas condições de corte impostas à operação de torneamento e o comportamento apresentado por esse material em termos de forças de usinagem, potência elétrica consumida e temperatura de corte. Mais especificamente, foi desenvolvido um sistema microcontrolado para o monitoramento da corrente elétrica durante a operação de torneamento dos materiais. O emprego desse sistema permitiu a correlação entre a corrente elétrica monitorada e a força de corte atuante durante o torneamento do aço UNS S32760. Posteriormente, a influência da velocidade de corte e do avanço sobre os componentes da força de usinagem, corrente elétrica do motor principal do torno e temperatura do cavaco produzido foi avaliada.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo são abordados, inicialmente, conceitos referentes aos aços inoxidáveis e suas principais classes. Posteriormente, a classe dos aços inoxidáveis duplex é apresentada em mais detalhes, onde são tratados de aspectos históricos e técnicos desta importante família de materiais. Por fim, é discutida a teoria relacionada às grandezas físicas estudadas neste trabalho para a avaliação da usinabilidade dos aços inoxidáveis superduplex.

2.1 Aços inoxidáveis

Nas últimas décadas, a taxa de utilização dos aços inoxidáveis cresceu consideravelmente quando comparada a de vários outros metais e ligas (BADDOO, 2008). Em 2018, a produção mundial de aços inoxidáveis foi de aproximadamente 50,7 milhões de toneladas. Esse cenário apresentou uma expansão significativa principalmente ao longo da última década, onde a produção mundial desses aços figurava abaixo de 30 milhões de toneladas anuais. Atualmente, estas ligas são utilizadas em uma variedade de setores da indústria, como construção, montadoras automobilísticas, processamento químico e tubulações (INTERNATIONAL STAINLESS STEEL FORUM, 2019).

Os aços inoxidáveis são ligas a base de ferro que apresentam elevada resistência à corrosão em uma diversidade de meios, especialmente na atmosfera ambiente. O principal elemento de liga desses aços é o cromo, sendo necessária uma concentração de pelo menos 11% em massa. Esta concentração representa a quantidade necessária de cromo para garantir uma elevada resistência à corrosão a partir da formação de uma camada passivadora de óxido (DALMAU, RICHARD e IGUAL-MUÑOZ, 2018). Além disso, a resistência à corrosão pode ainda ser melhorada pela adição de níquel e molibdênio. Outros elementos de liga usualmente encontrados na maioria dos aços inoxidáveis são manganês, silício e carbono (CALLISTER e RETHWISCH, 2013; HOLMBERG, 2002).

O elevado número de elementos de liga em concentrações relativamente altas acarreta a possibilidade de os aços inoxidáveis apresentarem, de forma simultânea, diferentes fases estáveis em sua microestrutura. Entretanto, a existência de fases distintas da principal para a qual a liga foi projetada é indesejável, tendo em vista a possibilidade de variações em seu desempenho mecânico e resistência à corrosão. Para evitar que isto aconteça, é necessário que o produtor do aço inoxidável controle cuidadosamente sua composição química e o

processamento termomecânico ao qual o material é submetido durante as etapas de fabricação. Apesar desse controle minucioso, a microestrutura destas ligas ainda é suscetível a alterações de acordo com as condições de operação ou processamentos subsequentes impostos ao material (MCGUIRE, 2008).

Os aços inoxidáveis normalmente são agrupados em cinco tipos principais, classificados de acordo com sua microestrutura: austeníticos, ferríticos, martensíticos, endurecíveis por precipitação e duplex (austeníticos-ferríticos), (AZEVEDO *et al.*, 2019). A relação entre esses grupos de aços inoxidáveis em função dos seus respectivos teores de cromo e níquel é ilustrada na Figura 2.1. As principais características e aplicações de cada uma destas classes são abordadas nas subseções seguintes.

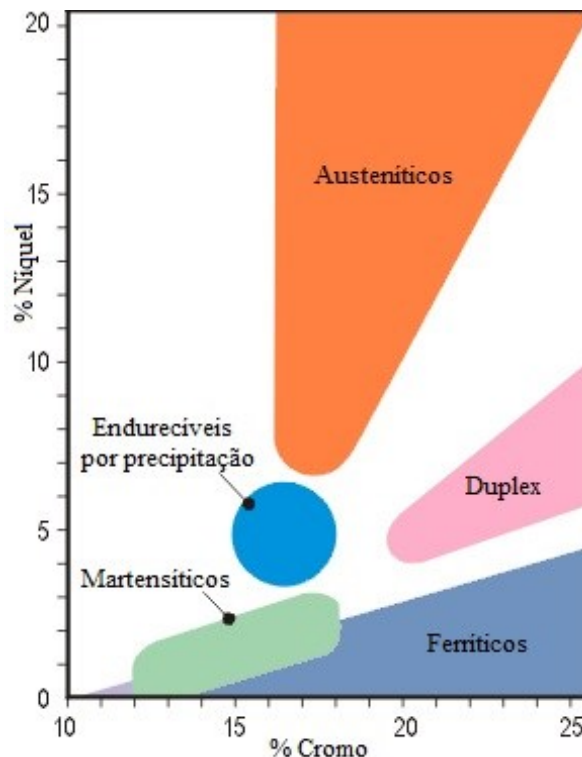


Figura 2.1: Classes dos aços inoxidáveis.
Fonte: adaptado de Luquin (2013).

2.1.1 Aços inoxidáveis austeníticos

Os aços inoxidáveis austeníticos representam o maior dentre os principais grupos de aços inoxidáveis, sendo produzidos em volume muito maior que qualquer outro grupo. Esta classe apresenta boa resistência à corrosão em uma variedade de ambientes, possui resistência mecânica equivalente à de aços de baixo carbono, baixa condutividade térmica e não são endurecíveis por tratamento térmico. Possuem geralmente boa ductilidade e tenacidade, além

de apresentarem baixo impacto em suas propriedades sob baixas temperaturas, o que os torna úteis em aplicações criogênicas. A temperatura de serviço dos aços inoxidáveis austeníticos pode chegar até 760 °C, sendo que valores mais elevados podem prejudicar suas propriedades mecânicas e resistência à corrosão. Além disso, os aços inoxidáveis austeníticos podem ter sua resistência mecânica significativamente aumentada pelo trabalho a frio, o que influi negativamente em sua usinabilidade. Normalmente são utilizados em aplicações onde uma boa resistência à corrosão atmosférica ou em temperaturas elevadas é requerida (LIPPOLD e KOTECKI, 2005).

Elementos que promovem a formação de austenita, como o níquel, são adicionados a esses aços em grandes quantidades (geralmente acima de 8%). Outros elementos com alta capacidade de promoção da fase austenítica são o carbono e o nitrogênio. O carbono geralmente é adicionado para melhorar a resistência mecânica em altas temperaturas (fluência). Já a adição de nitrogênio também resulta em um aumento da resistência mecânica da liga, principalmente na faixa entre valores muito baixos de temperatura em relação à condição ambiente (KORKUT *et al.*, 2004).

Os aços inoxidáveis austeníticos normalmente apresentam maior custo quando comparados às classes martensítica e ferrítica com baixo a médio teor de cromo, tendo em vista a maior quantidade de elementos de liga presente nesses aços. Apesar disto, a família austenítica apresenta vantagens notáveis para aplicações de engenharia, particularmente no que diz respeito a sua conformabilidade e soldabilidade, que usualmente acarretam em uma redução no custo geral do projeto (CHEN *et al.*, 2005; MCGUIRE, 2008).

Os aços inoxidáveis austeníticos são utilizados em uma ampla faixa de aplicações, que incluem suporte e contenção estrutural, usos arquitetônicos, equipamentos de cozinha e produtos médicos. Esses aços são amplamente utilizados não somente por sua resistência à corrosão, mas também porque são facilmente produzidos e conformados, além de apresentarem boa durabilidade. Algumas classes altamente ligadas são utilizadas em elevadas temperaturas de serviço (acima de 1000 °C). Além do alto teor de cromo, estas ligas normalmente contêm altos níveis de silício e carbono, responsáveis por manter a resistência à oxidação e mecânica, respectivamente. Também é importante ressaltar que aços inoxidáveis austeníticos não são uma escolha apropriada para alguns ambientes de serviço, como água do mar ou outro meio que contenha cloretos, ou em ambientes que sejam excessivamente corrosivos. Isto se deve principalmente à alta suscetibilidade destas ligas à falha por corrosão sob tensão (LIPPOLD e KOTECKI, 2005; SUN, 2009).

2.1.2 Aços inoxidáveis ferríticos

Assim como seu nome sugere, os aços inoxidáveis ferríticos são classificados desta maneira devido à sua fase metalúrgica predominante ser a ferrita. Estas ligas possuem boa resistência à corrosão sob tensão, corrosão por pites, e corrosão em frestas (particularmente em ambientes cloretados). Também apresentam baixo coeficiente de expansão térmica e boa condutividade térmica. A temperatura de operação dos aços inoxidáveis ferríticos geralmente é limitada a valores abaixo de 400 °C devido à formação de fases fragilizantes (LIPPOLD e KOTECKI, 2005; WEI *et al.*, 2018).

O custo dos aços inoxidáveis ferríticos é relativamente baixo quando comparados à família dos austeníticos. Entretanto, as características microestruturais da ferrita, que possui uma estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (CCC), causam uma significativa perda de ductilidade quando comparada aos aços inoxidáveis austeníticos, que possuem uma estrutura cristalina cúbica de face centrada (CFC). Além disso, as maiores taxas de difusão atômica na estrutura CCC tornam os aços inoxidáveis ferríticos mais propensos à formação de precipitados de segunda fase durante tratamentos térmicos, resultando em um aumento da temperatura de transição dúctil-frágil (MALITCKII *et al.*, 2017).

Os aços inoxidáveis ferríticos são utilizados em uma variedade de aplicações onde a resistência à corrosão é o principal requisito de operação, em vez de propriedades mecânicas como resistência, tenacidade e ductilidade. Ligas com baixo teor de cromo (10,5 a 12,5%) são utilizadas em aplicações como sistemas de exaustão automotiva, onde a resistência à corrosão necessária é superior à garantida pelos aços carbono. Já as ligas com médio e alto teor de cromo são empregadas em ambientes corrosivos mais agressivos. Aços inoxidáveis superferríticos são utilizados nas indústrias de processamento químico e de papel e celulose, onde elevada resistência à corrosão em meios oxidantes severos é requerida. Ligas de alto teor de cromo também são utilizadas na estrutura de fornos de alta eficiência (MCGUIRE, 2008; RODRIGUES *et al.*, 2019).

2.1.3 Aços inoxidáveis martensíticos

Os aços inoxidáveis martensíticos são ligas constituídas principalmente por ferro, cromo e carbono. Esses aços normalmente são sujeitos a uma transformação alotrópica, onde austenita é transformada em martensita, a partir da maioria das situações onde ocorre alguma forma de processamento termomecânico. Geralmente quando estas ligas são retiradas do forno como

austenita, o resfriamento em ar parado é suficientemente rápido para produzir martensita em quantidade considerável (MIAO *et al.*, 1993).

Segundo Lippold e Kotecki (2005), uma ampla faixa de valores de limite de resistência mecânica pode ser obtida para os aços inoxidáveis martensíticos. São possíveis tensões de escoamento variando de 275 MPa em um estado recozido à 1900 MPa após o processo de têmpera e revenido (para classes com alto teor de carbono). Normalmente, o revenimento dos aços inoxidáveis martensíticos temperados é necessário para a obtenção de níveis aceitáveis de tenacidade e ductilidade para a maioria das aplicações de engenharia. Além disso, elevados níveis de dureza também são possíveis de se obter, promovendo maiores resistências ao desgaste e à abrasão (BONAGANI *et al.*, 2019).

De forma geral, a resistência à corrosão dos aços inoxidáveis martensíticos não é tão boa quando comparada às outras classes de aços inoxidáveis, principalmente devido à quantidade relativamente baixa de cromo (12 a 14%) e teor elevado de carbono (comparado aos aços inoxidáveis com maior resistência à corrosão). Esses aços normalmente são selecionados para aplicações onde é necessária uma combinação de alta resistência mecânica e resistência à corrosão em atmosfera ambiente. O menor teor de cromo e de elementos de liga dos aços inoxidáveis martensíticos também os torna mais baratos que as outras famílias de aços inoxidáveis (KURELO *et al.*, 2015).

Aplicações comuns dos aços inoxidáveis martensíticos incluem pás de turbinas que operam a temperaturas relativamente baixas, tubulações de vapor, turbinas hidráulicas de grande porte, tubulações e válvulas para extração e refino de petróleo, entre outras. Ligas supermartensíticas com baixo teor de carbono estão sendo cada vez mais utilizadas em gasodutos e oleodutos. Já as ligas de alto teor de cromo e carbono são empregadas na confecção de itens como instrumentos cirúrgicos, cutelaria, engrenagens e eixos. Normalmente, os aços inoxidáveis martensíticos não são utilizados em temperaturas de serviço acima de 650 °C, devido à redução das propriedades mecânicas e resistência à corrosão (HUANG, HSU e YAO, 2004; LIPPOLD e KOTECKI, 2005).

2.1.4 Aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação

Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação são assim designados pois grande parte de sua resistência mecânica é proveniente de reações de precipitação. Esses aços são agrupados em uma mesma família pelo fato de conterem elementos que resultam na formação de precipitados finos quando tratados termicamente. Além disso, o endurecimento destas ligas

também é obtido pela formação de martensita. A família dos aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação pode ser subclassificada de acordo com a microestrutura predominante que constitui as ligas. Estes subgrupos são denominados como martensíticos, semi-austeníticos, e austeníticos (LIPPOLD e KOTECKI, 2005). Segundo Anoop *et al.* (2018), estes aços preenchem de forma satisfatória a lacuna tecnológica existente entre os aços inoxidáveis austeníticos, que são tenazes e resistentes à corrosão, mas apresentam resistência mecânica inferior; e os aços inoxidáveis martensíticos, que apresentam maior resistência mecânica e menor tenacidade.

De acordo com Ravitej, Murthy e Krishnappa (2018), os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação são capazes de alcançar elevados limites de resistência à tração, podendo atingir valores acima de 1520 MPa em alguns casos. Além da sua resistência mecânica, esses aços também apresentam boa ductilidade e tenacidade caso sejam tratados termicamente de maneira adequada. As temperaturas de serviço são tipicamente limitadas a aproximadamente 315 °C para situações de operação contínua, porém ligas pertencentes ao subgrupo dos austeníticos podem trabalhar em temperaturas de até 650 °C. A resistência à corrosão da maioria dos aços desta família é, de forma geral, próxima a do aço inoxidável austenítico AISI 304. As condições do tratamento térmico também influenciam diretamente na resistência à corrosão obtida para estas ligas e devem ser cuidadosamente controladas quando a corrosão apresenta papel relevante para a aplicação (LEE, 2019; LIPPOLD e KOTECKI, 2005).

Apesar da combinação de elevada resistência mecânica e boa resistência à corrosão, os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação não são utilizados tão amplamente como as outras famílias de aços inoxidáveis. Considerando que muitas destas ligas apresentam estrutura martensítica e são endurecidas pela formação de precipitados, as mesmas são mais difíceis de produzir e processar quando comparadas aos outros tipos de aços inoxidáveis, além de geralmente necessitarem de tratamentos térmicos especiais para alcançar suas especificações finais (PALANISAMY, SENTHIL e SENTHILKUMAR, 2016). Aplicações comuns para os subgrupos martensíticos incluem válvulas, engrenagens e eixos. Ligas semiausteníticas são utilizadas em itens como vasos de pressão, estruturas de aeronaves e instrumentos cirúrgicos. Já as ligas austeníticas são utilizadas na construção de estruturas de motores a jato e palhetas de turbinas (BRACERAS *et al.*, 2018; MCGUIRE, 2008).

2.1.5 Aços inoxidáveis austeníticos-ferríticos

Os aços inoxidáveis austeníticos-ferríticos, mais conhecidos pelo termo “duplex”, são uma classe de aços inoxidáveis que apresentam uma microestrutura constituída por aproximadamente a mesma quantidade das fases austenita e ferrita. Estes materiais, especialmente as ligas denominadas “superduplex”, apresentam uma atrativa combinação de excelente resistência à corrosão e elevadas propriedades mecânicas, principalmente quando comparados com os grupos de aços inoxidáveis austeníticos e ferríticos (CHAIL e KANGAS, 2016).

Em termos de propriedades mecânicas, as ligas duplex são significativamente mais resistentes que os aços inoxidáveis austeníticos. Valores típicos de tensão de escoamento para estes aços estão acima de 425 MPa, já os aços inoxidáveis austeníticos apresentam tensões de escoamento na faixa de 210 MPa (LIPPOLD e KOTECKI, 2005). Além disso, os aços inoxidáveis duplex apresentam maior resistência mecânica, o que os tornam mais duros e faz com que sejam mais atraentes para aplicações onde, além da corrosão, a abrasão também seja um problema. Atualmente as ligas duplex também possuem boa tenacidade e ductilidade, entretanto, as mesmas são susceptíveis a uma transição dúctil-frágil em temperaturas relativamente baixas. Diante disto, a faixa de temperaturas de serviço dos aços inoxidáveis duplex de baixa liga geralmente é limitada entre aproximadamente -40 °C e 280 °C (HOSSEINI *et al.*, 2018).

Os aços inoxidáveis duplex são utilizados em aplicações que se beneficiam de sua elevada resistência à corrosão, resistência mecânica, ou ambas. Como possuem maior teor de ferrita que os aços inoxidáveis austeníticos, estas ligas são mais ferromagnéticas e apresentam maior condutividade térmica e menor expansão térmica quando comparados à família dos austeníticos. Também são muito superiores aos aços estruturais na maioria das aplicações onde há a presença de um meio corrosivo, além de apresentarem níveis de resistência mecânica similares entre si. Dentre suas principais aplicações, os aços inoxidáveis duplex têm sido amplamente utilizados na indústria do petróleo e gás natural (BOILLOT e PEULTIER, 2014; MENG, HU e NEVILLE, 2007).

Por ser o foco deste trabalho, a próxima seção deste capítulo abordará de forma mais detalhada a classe dos aços inoxidáveis duplex. Nela é apresentado o contexto histórico destas ligas e, posteriormente, são tratados de aspectos técnicos importantes, como principais elementos de liga e microestrutura.

2.2 Aços inoxidáveis duplex

Os aços inoxidáveis duplex, ou seja, aqueles que apresentam uma microestrutura mista composta por proporções semelhantes de austenita e ferrita, existem há quase 90 anos. As primeiras classes desses aços eram ligas de cromo, níquel e molibdênio. Os primeiros aços duplex trabalhados foram produzidos na Suécia em 1930, sendo utilizados na indústria do papel sulfite. Estas ligas foram desenvolvidas com o objetivo de reduzir os problemas relacionados à corrosão intergranular, sofrida pelas primeiras ligas de aços inoxidáveis austeníticos com alto teor de carbono. Já as ligas fundidas de aços duplex foram produzidas na Finlândia em 1930 e, em 1936, uma patente foi concedida na França para uma liga antecessora a qual seria eventualmente conhecida como Uranus 50 (UNS S32404). Após a Segunda Guerra Mundial, a liga duplex AISI 329 (UNS S32900) se tornou bem estabelecida, sendo utilizada extensivamente em tubulações de trocadores de calor para operação em ácido nítrico. Posteriormente, uma das primeiras ligas duplex desenvolvidas especificamente para melhor resistir à corrosão sob tensão em meios cloretados foi o aço 3RE60 (UNS S31500). Nos anos subsequentes, os aços duplex foram utilizados para uma variedade de aplicações industriais, incluindo vasos de pressão, trocadores de calor e bombas (ALVAREZ-ARMAS e DEGALLAIX-MOREUIL, 2009; SAE e ASTM, 1999).

A primeira geração de aços inoxidáveis duplex possuía boas características de desempenho, entretanto, estas ligas apresentavam limitações na condição soldada. A zona termicamente afetada (ZTA) das soldas possuía baixa tenacidade devido à ferrita excessiva, e resistência à corrosão significativamente menor que a do metal de base. Estas limitações restringiram o emprego dos aços duplex de primeira geração a algumas aplicações específicas, geralmente na condição não soldada. Em 1968, com a invenção do processo de refino de aços inoxidáveis, denominado descarbonização com argônio-oxigênio, surgiu a possibilidade de desenvolvimento de um espectro mais amplo de novas ligas. Dentre os avanços permitidos pelo processo de refino, estava a adição deliberada de nitrogênio como elemento de liga. A adição de nitrogênio aos aços inoxidáveis duplex possibilitou que a tenacidade e resistência à corrosão da ZTA se aproximasse das propriedades do metal de base na condição soldada. Além disso, a presença de nitrogênio também aumentou a estabilidade da fase austenítica, o que reduziu a taxa em que fases intermetálicas prejudiciais se formam (GUNN, 1997; HOSSEINI *et al.*, 2018).

A segunda geração de aços inoxidáveis duplex é caracterizada pela presença de nitrogênio entre seus elementos de liga. Esse novo desenvolvimento comercial, que se iniciou

no final da década de 1970, coincidiu com a expansão da exploração de gás natural e petróleo no Mar do Norte, o que gerou uma demanda por aços inoxidáveis com excelente resistência à corrosão por cloretos, boa conformabilidade, e elevada resistência mecânica. Diante disso, a liga 2205 (UNS S32205) se tornou referência entre as ligas duplex da segunda geração, sendo utilizada extensivamente em tubulações para extração de gás natural e aplicações de processos em plataformas *offshore*. A elevada resistência mecânica desses aços permitiu uma reduzida espessura de parede das tubulações e conseqüente diminuição do peso nas plataformas, o que incentivou consideravelmente o seu uso (CHAIL e KANGAS, 2016; IMO A, 2009; SAE e ASTM, 1999). Conexões para tubos, confeccionadas a partir do aço inoxidável duplex 2507, podem ser vistas na Figura 2.2.



Figura 2.2: Conexões para tubos produzidas a partir de aço inoxidável duplex.
Fonte: IMO A (2009).

Durante a década de 1980, aços duplex com maior teor de elementos de liga foram desenvolvidos para resistir a ambientes mais agressivos. Assim surgiram as classes conhecidas como superduplex, que continham aproximadamente 25-26% de cromo (Cr), 6-7% de níquel (Ni), 3-4% de molibdênio (Mo), 0,2-0,3% de nitrogênio (N), 0-2% de cobre (Cu) e 0-2% de tungstênio (W). Estas ligas normalmente possuem um número equivalente de resistência à corrosão por pites (PRE – *pitting resistance equivalent number*) superior a 40. O número PRE é derivado de uma relação empírica, sendo obtido em função do teor de alguns elementos de liga presentes nestes aços, como mostra a Equação 2.1 (ELHOUD, RENTON e DEANS, 2011; GUNN, 1997).

$$PRE = \%Cr + 3,3. (\%Mo + 0,5. \%W) + 16. (\%N) \quad (2.1)$$

O desenvolvimento das ligas duplex continuou ao longo dos anos e de acordo com a International Molybdenum Association (IMOA, 2009), os aços inoxidáveis duplex modernos podem ser divididos em cinco grupos distintos (SAE e ASTM, 1999):

- Duplex de baixa liga (*lean duplex*), como por exemplo o 2304 (UNS S32304), que não contém adição intencional de molibdênio;
- Duplex padrão (*standard duplex*), como a liga 2205 (UNS S32205);
- Duplex 25% Cr, como a liga 255 (UNS S32550), com PRE < 40;
- Superduplex (PRE 40-45), com 25-26% Cr e maior teor de molibdênio e nitrogênio quando comparados às ligas Duplex 25% Cr;
- Hiperduplex, caracterizados por apresentarem elevado teor de elementos de liga e PRE > 45.

Segundo Airao *et al.* (2018), os aços inoxidáveis duplex combinam a maioria das propriedades benéficas das famílias austenítica e ferrítica, o que resulta na possibilidade de utilização desta classe de aços em uma ampla variedade de aplicações. Além disso, Wan, Lou e Ruan (2018) afirmam que os elementos de liga e seus respectivos teores são um dos principais parâmetros que influenciam no desempenho dos aços inoxidáveis duplex, sendo de grande importância para a determinação da sua resistência à corrosão e aplicação industrial.

2.2.1 Principais elementos de liga

Nos aços inoxidáveis duplex, o balanceamento adequado dos elementos de liga tem por objetivo controlar os teores de elementos estabilizadores de austenita, ou gamagênicos, tais como níquel, carbono, nitrogênio e de elementos estabilizadores da ferrita, ou alfa-gênicos, como cromo, molibdênio e silício (SENATORE, FINZETTO e PEREA, 2007).

Além do equilíbrio de fases, há uma segunda grande preocupação em relação aos aços inoxidáveis duplex e sua composição química: a formação de fases intermetálicas prejudiciais sob temperaturas elevadas. Fases sigma e chi geralmente se formam em aços inoxidáveis com elevado teor de cromo e molibdênio, precipitando-se preferencialmente na ferrita. A adição de nitrogênio atrasa significativamente a formação destas fases. Portanto, é crítico que nitrogênio suficiente esteja presente na solução sólida destas ligas (IMOA, 2009).

A adição de elementos de liga aos aços inoxidáveis duplex também exerce influência direta na melhoria de propriedades específicas, como dureza, resistência à tração, ductilidade, tenacidade e resistência à corrosão (DALMAU, RICHARD e IGUAL-MUÑOZ, 2018). Apesar

do papel específico de cada um desses elementos ser complexo, Dalmau, Richard e Igual-Muñoz (2018); Gunn (1997); IMOA (2009); e McGuire (2008) apresentam de forma geral a função dos principais elementos de liga que normalmente são adicionados aos aços duplex:

- Cromo: principal responsável pelo aumento da resistência à corrosão dos aços inoxidáveis, atua através da formação de uma camada passivadora rica em óxidos e hidróxidos de cromo na superfície do material. O cromo também é um formador da fase ferrítica, sendo que em ligas com teores elevados desse elemento, há a necessidade de maior quantidade de níquel para a formação da estrutura duplex. Altas quantidades de cromo também promovem a formação de fases intermetálicas prejudiciais. No caso das ligas duplex, geralmente há pelo menos 20% desse elemento em sua composição química.
- Molibdênio: exerce influência benéfica na estabilização da camada passivadora, fornecendo suporte ao cromo na melhoria das resistências à corrosão por pites e em frestas. Como o cromo, o molibdênio é um promotor da fase ferrítica, além de também aumentar a tendência à formação de fases intermetálicas prejudiciais em temperaturas elevadas. Diante disto, o teor desse elemento de liga geralmente é restrito a valores de até 4% nos aços inoxidáveis duplex.
- Níquel: sua presença estabiliza a fase austenítica, promovendo uma mudança na estrutura cristalina de CCC para CFC. Esta estabilização influencia diretamente o comportamento sob deformação do material, resultando em aumento da tenacidade em baixas temperaturas. O teor deste elemento nos aços inoxidáveis duplex geralmente está em torno de 1,5 a 7%. A adição de níquel também tem o efeito de atrasar a formação de fases intermetálicas prejudiciais. Entretanto, a promoção desse efeito pelo níquel é muito menos eficiente quando comparado ao nitrogênio, no caso dos aços inoxidáveis duplex.
- Nitrogênio: contribui significativamente para a melhoria da resistência à corrosão por pites e em frestas. Além disso, também aumenta a resistência mecânica dos aços duplex, sendo o elemento de liga com a melhor relação custo-benefício para esse fim. A adição de nitrogênio promove a formação da fase austenítica, o que influencia positivamente na tenacidade do material. O nitrogênio não previne a formação de fases intermetálicas, mas a atrasa o suficiente para permitir o processamento das ligas duplex. Nos aços inoxidáveis duplex, o nitrogênio é normalmente adicionado, sendo a quantidade de níquel ajustada para balancear os elementos formadores de ferrita e assim, alcançar o equilíbrio de fases desejado.
- Manganês: é utilizado para aumentar a solubilidade de nitrogênio e molibdênio nas ligas duplex, o que possibilita uma melhoria nas propriedades de resistência à corrosão. A adição

de manganês também aumenta a resistência à abrasão e ao desgaste dos aços duplex. Além disso, a presença desse elemento possibilita uma melhoria nas propriedades de resistência à tração do material, sem impactar negativamente em sua ductilidade.

- Cobre: normalmente é adicionado em ligas que contenham molibdênio, melhorando a resistência à corrosão em ambientes não oxidantes, como é o caso do ácido sulfúrico. Em geral, a adição de cobre aos aços inoxidáveis duplex é limitada até aproximadamente 2%, tendo em vista que níveis elevados desse elemento acarretam na redução da ductilidade a quente do material, além de poderem resultar em endurecimento por precipitação.
- Tungstênio: adições de até 2% de tungstênio geralmente são feitas às ligas duplex para melhorar a resistência à corrosão por pites e em frestas. O tungstênio também é conhecido por estimular formações intermetálicas na faixa de temperaturas entre 700 e 1000 °C, além de promover a formação de austenita secundária no metal fundido durante o processo de soldagem.
- Silício: é benéfico para ligas que trabalham em ambientes com ácido nítrico concentrado, além de melhorar a resistência à oxidação em temperaturas elevadas. Apesar disso, como o silício geralmente promove a formação da fase sigma, a sua adição aos aços inoxidáveis duplex normalmente é limitada até o valor de 1%.
- Carbono, enxofre e fósforo: normalmente o teor de carbono da maioria dos aços inoxidáveis duplex é limitado a 0,02% ou 0,03%, principalmente para suprimir a precipitação de carbonetos ricos em cromo, que podem atuar como pontos de início para a corrosão por pites e ataque intergranular. De forma similar, os teores de enxofre e fósforo também são controlados, apesar de não serem eliminados, tendo em vista que a presença de um pouco de enxofre é importante para a penetração de cordões de solda. Atualmente, os níveis de carbono e enxofre podem ser facilmente controlados a partir dos modernos processos de fabricação de aços. Já o teor de fósforo pode ser reduzido utilizando boas práticas de fundição.

De acordo com Gamarra e Diniz (2018), em termos de elementos de liga, a diferença básica entre os aços inoxidáveis duplex e superduplex consiste principalmente na quantidade de cromo, níquel, molibdênio e nitrogênio presente nestas ligas. Os autores ainda afirmam que esse maior teor de elementos de liga é o responsável por conferir aos aços superduplex propriedades mecânicas mais robustas, como também uma resistência à corrosão por pites superior. Entretanto, esta quantidade substancial de elementos de liga invariavelmente traz

consigo algumas desvantagens inevitáveis. Dentre esses inconvenientes, o mais importante se caracteriza pela potencial instabilidade da microestrutura do material (ALVAREZ-ARMAS e DEGALLAIX-MOREUIL, 2009).

Os elementos de liga também desempenham papel importante nos mecanismos de deformação plástica dos aços inoxidáveis duplex, como descrito por alguns pesquisadores. Lechartier *et al.* (2019) investigaram os mecanismos de encruamento dos aços inoxidáveis duplex e a consequente transformação da austenita em martensita induzida por deformação. Os autores ainda avaliaram a relação entre esta transformação microestrutural e a composição química dos aços duplex estudados. Como resultado, foi encontrado que o ajuste na razão entre os elementos níquel e nitrogênio é uma forma eficaz de manipular propriedades importantes, como tensão de escoamento, limite de resistência mecânica e alongamento residual dos aços duplex encruados. Por fim, os autores concluíram que a estabilidade da fase austenítica é o parâmetro chave para o controle do comportamento plástico desses aços, permitindo a otimização da relação entre ganho de resistência mecânica e deformação.

2.2.2 Microestrutura e transformações de fases

Como mencionado anteriormente, os aços inoxidáveis duplex modernos são caracterizados por uma microestrutura de fase dupla, composta por uma matriz ferrítica com ilhas de austenita. Esta estrutura apresenta uma quantidade de aproximadamente 35-55% de ferrita e 45-65% de austenita, sendo obtida a partir do controle simultâneo da composição química da liga e da temperatura de recozimento (GUNN, 1997; SENATORE, FINZETTO e PEREA, 2007). A microestrutura típica de um aço inoxidável duplex UNS S32205 pode ser vista na Figura 2.3.

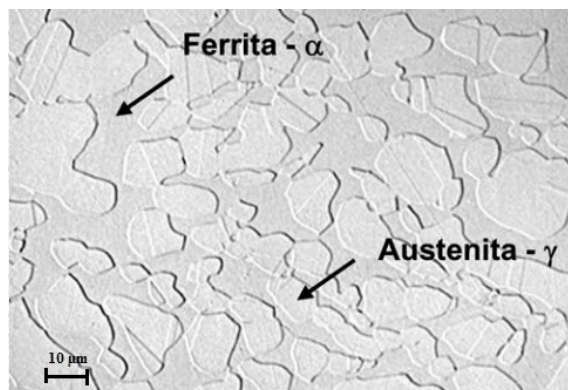


Figura 2.3: Microestrutura típica de um aço inoxidável duplex UNS S32205.
Fonte: adaptado de Senatore, Finzetto e Perea (2007).

Durante seu processamento ou uso, os aços inoxidáveis duplex estão sujeitos a várias transformações de fases, geralmente quando expostos a temperaturas inferiores a 1000 °C. Na faixa de temperatura de 970 a 650 °C, a precipitação de fases intermetálicas pode ocorrer, principalmente das fases sigma (σ) e chi (χ), além de carbonetos e nitretos. No intervalo entre 500 e 300 °C, a fase alfa linha (α') pode ser formada, o que causa a conhecida fragilização a 475 °C na ferrita. O diagrama de transformação isotérmica (diagrama TTT) apresentado na Figura 2.4 mostra as faixas de temperatura em que a precipitação destas fases pode ocorrer. Já em temperaturas abaixo de 300 °C, a austenita, se deformada plasticamente, pode transformar-se parcialmente em martensita. O recozimento do material encruado leva, por sua vez, à reversão da martensita em austenita e à recristalização (ALVAREZ-ARMAS e DEGALLAIX-MOREUIL, 2009; HOSSEINI *et al.*, 2018).

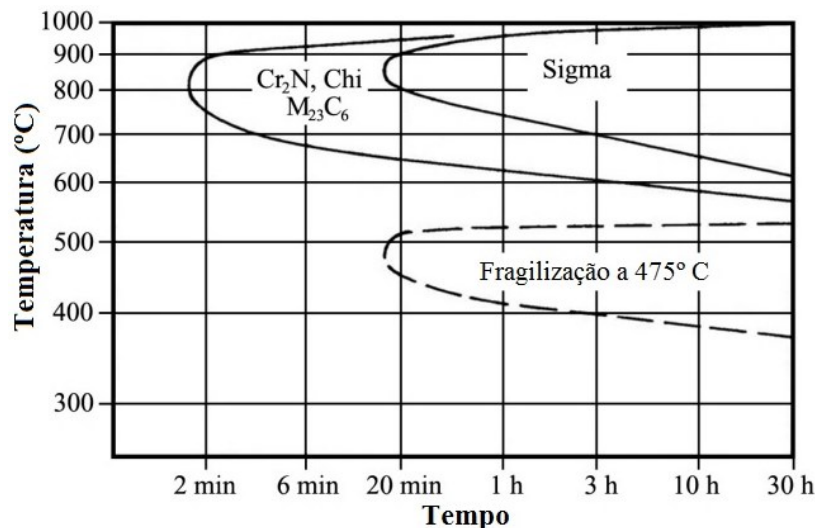


Figura 2.4: Diagrama TTT apresentando a precipitação de diferentes fases nos aços inoxidáveis duplex.
Fonte: adaptado de Alvarez-Armas e Degallaix-Moreuil (2009).

Segundo Alvarez-Armas e Degallaix-Moreuil (2009), a maioria dos aços inoxidáveis apresenta baixos teores de carbono (menos que 0,03%) e a máxima quantidade de carbonetos precipitados é de apenas 0,5% em volume, aproximadamente. Entretanto, devido à alta mobilidade do carbono, o carboneto precipita antes da formação de outras fases nos estágios iniciais de envelhecimento do aço duplex (MAETZ *et al.*, 2016). A precipitação do carboneto de cromo ($M_{23}C_6$) ocorre predominantemente no intervalo de temperatura entre 900 e 700 °C, por curtos períodos de exposição, como é apresentado na Figura 2.4. A precipitação do carboneto $M_{23}C_6$ ocorre principalmente nos contornos de grão que formam as interfaces entre as fases ferrita e austenita (Figuras 2.5a e 2.5b). Esse fenômeno provoca a migração da fronteira da interface ferrita/austenita para a região da fase ferrítica (Figura 2.5c). À medida que os

carbonetos crescem na fase ferrítica (Figura 2.5d), a zona empobrecida em cromo no lado ferrítico da interface ferrita/austenita se transforma em austenita com baixo teor de cromo (Figura 2.5e). Esta austenita recém-formada é chamada austenita secundária. Como consequência deste processo, a resistência à sensitização do aço é reduzida, o tornando vulnerável à corrosão intergranular (ALVAREZ-ARMAS e DEGALLAIX-MOREUIL, 2009; JINLONG e ZHUQING, 2019).

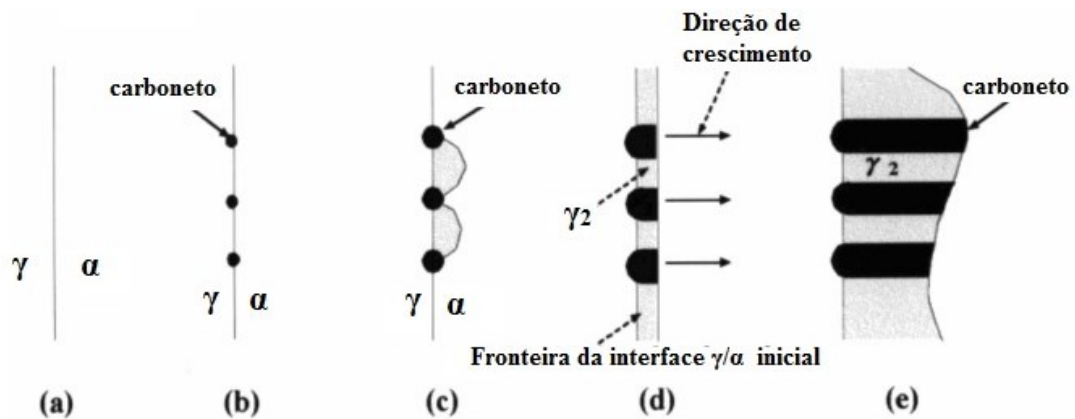


Figura 2.5: Evolução microestrutural da precipitação de carboneto de cromo lamelar: (a) interface γ/α inicial; (b) nucleação dos carbonetos; (c) migração da fronteira da interface γ/α para a região ferrítica; (d) crescimento dos carbonetos; (e) formação da fase γ_2 .

Fonte: adaptado de Alvarez-Armas e Degallaix-Moreuil (2009).

A precipitação de pequenas quantidades de nitreto de cromo hexagonal (Cr_2N) e nitreto de cromo cúbico (CrN) também pode ocorrer nos aços inoxidáveis duplex. Esta precipitação geralmente ocorre na interface entre as fases ferrita e austenita, na mesma temperatura e quase simultaneamente à precipitação de M_{23}C_6 (LIANG *et al.*, 2017). Esse fenômeno apresenta grande importância durante as operações de soldagem das ligas duplex, onde a formação dos nitretos é acentuada durante o rápido resfriamento do metal, o que resulta na degradação das propriedades mecânicas e da resistência à corrosão da junta soldada (BETTINI *et al.*, 2013).

Segundo Llorca-Isern *et al.* (2016), a fase sigma (σ) apresenta uma estrutura tetragonal, sendo um dos compostos intermetálicos mais estudados até os dias atuais. A precipitação desta fase intermetálica causa perdas substanciais na tenacidade e na resistência à corrosão dos aços inoxidáveis. No caso dos aços inoxidáveis duplex, a precipitação da fase sigma pode ser concluída em um intervalo de tempo de algumas horas, consumindo toda a ferrita da microestrutura (MICHALSKA e SOZAŃSKA, 2006).

A precipitação da fase sigma se inicia na interface entre as fases ferrita e austenita, movendo-se para dentro do grão de ferrita até que a mesma seja praticamente esgotada. Esse crescimento na direção da ferrita ocorre devido à fase sigma ser rica em elementos formadores

de ferrita, como cromo, molibdênio e silício, e pobre em elementos formadores de austenita, como níquel, carbono e nitrogênio. Além disso, a difusão na ferrita ocorre de forma mais rápida que na austenita. Como o molibdênio e o cromo da liga duplex se acumulam na fase sigma precipitada, inevitavelmente ocorre a deterioração das propriedades de resistência à corrosão do aço inoxidável (DEL ABRA-ARZOLA *et al.*, 2018; SIEURIN e SANDSTRÖM, 2007). O diagrama esquemático da formação da fase sigma na microestrutura de um aço inoxidável duplex pode ser visto na Figura 2.6.

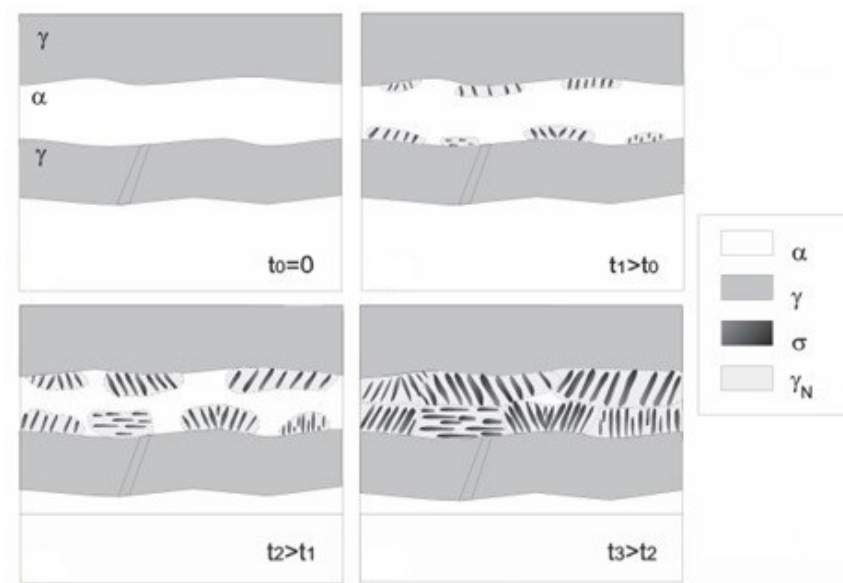


Figura 2.6: Evolução da fase sigma na microestrutura de um aço inoxidável duplex.
Fonte: adaptado de Alvarez-Armas e Degallaix-Moreuil (2009).

A fase chi (χ) também pode ocorrer nos aços inoxidáveis duplex, sendo sua precipitação normalmente associada à efeitos negativos nas propriedades mecânicas e na resistência à corrosão destas ligas. Sua ocorrência nos aços inoxidáveis é condicionada à necessidade de uma quantidade mínima de molibdênio como elemento de liga (cerca de 2%). Além disso, quando comparada à fase sigma, a fase chi apresenta maior teor de molibdênio e menor teor de cromo. A nucleação da fase chi também ocorre preferencialmente na interface entre a ferrita e a austenita, embora também possa ocorrer nos contornos entre os grãos de ferrita (SUN *et al.*, 2016).

Segundo Alvarez-Armas e Degallaix-Moreuil (2009), a fase chi apresenta estabilidade em temperaturas mais baixas e em faixas de temperaturas mais estreitas (entre 900 e 600 °C) que a fase sigma. Todavia, a fase chi tende a se transformar em sigma após um período mais longo de envelhecimento do aço. Esta fase tem sido menos estudada e parece ocorrer em menor

quantidade que a fase sigma, ainda assim, sua presença também é considerada prejudicial às propriedades dos aços duplex (ESCRIBA *et al.*, 2009).

A fragilização da fase ferrita em aços inoxidáveis duplex, causada pela sua exposição a temperaturas em torno de 475 °C, tem sido discutida na literatura por mais de meio século. O principal fator responsável por esta fragilização é a presença da fase alfa-linha (α'), formada por decomposição espinodal na faixa de temperaturas entre 300 e 550 °C. Esta fase contém essencialmente ferro e cromo, possui uma estrutura CCC e é coerente com a ferrita. Além disso, seus precipitados são pequenos e de difícil detecção (ELSABBAGH, HAMOUDA e TAHA, 2014; GUNN, 1997).

A presença da fase alfa-linha tem um efeito importante nas propriedades mecânicas e na resistência à corrosão dos aços inoxidáveis duplex. A dureza, a tensão de escoamento e o limite de resistência à tração são aumentados, enquanto o alongamento e a resistência ao impacto diminuem (SHAMANTH e RAVISHANKAR, 2015). Segundo Alvarez-Armas e Degallaix-Moreuil (2009); e IMO A (2009), em termos de tempo, a perda na ductilidade (fragilização) é mais lenta que a taxa de endurecimento do material. Os autores ainda afirmam que a magnitude dos efeitos da fase alfa-linha nas propriedades do material depende principalmente do teor de cromo do aço inoxidável, aumentando proporcionalmente com o aumento da quantidade desse elemento de liga.

Além das alterações microestruturais resultantes das variações de temperatura, os aços inoxidáveis duplex também apresentam um comportamento distinto ao sofrerem deformação plástica, dadas as diferentes características das duas fases principais que compõem estas ligas. A fase ferrítica com estrutura CCC possui um grande número de sistemas de deslizamento e elevada energia de falha de empilhamento, enquanto a austenita FCC apresenta menos sistemas de deslizamento e baixa energia de falha de empilhamento (LECHARTIER *et al.*, 2019). De acordo com Jorge Júnior, Reis e Balancin (2011), quando estas duas fases são deformadas de forma conjunta, a deformação não é distribuída uniformemente pela estrutura do material. Além disso, segundo Alvarez-Armas e Degallaix-Moreuil (2009), durante o trabalho a frio há uma transformação parcial da fase austenita em martensita alfa-linha, que apresenta estrutura CCC.

O conjunto de características microestruturais dos aços inoxidáveis duplex influencia diretamente o desempenho dos diferentes processos de fabricação ao qual esses aços são submetidos durante a sua produção e processamento (JORGE JÚNIOR, REIS e BALANCIN, 2011). Dentre estes processos, Królczyk, Gajek e Legutko (2013) ressaltam a difícil usinabilidade dos aços duplex, evidenciando o impacto direto da microestrutura atípica destas ligas em aspectos como desgaste da ferramenta de corte, integridade superficial da peça usinada

e, conseqüentemente, eficiência produtiva da operação de corte. Diante do exposto, a próxima seção deste capítulo abordará a operação de usinagem e algumas das grandezas físicas associadas ao processo de corte dos metais. Posteriormente, as características referentes à usinabilidade dos aços duplex serão apresentadas em mais detalhes.

2.3 Grandezas físicas associadas ao processo de usinagem

O termo usinagem é utilizado para definir os processos de fabricação em que material é removido da peça na forma de cavaco pela ação de uma ferramenta de corte, por meio da aplicação de força e movimento relativo entre peça e ferramenta. Esta operação é utilizada para conferir à peça a forma, as dimensões ou o acabamento desejado, ou ainda uma combinação desses três itens (FERRARESI, 1977). Por serem capazes de produzir geometrias complexas com um elevado nível de precisão, as operações de usinagem normalmente são empregadas após os processos primários de fabricação da peça, sendo classificadas como operações secundárias ou de acabamento (KALPAKJIAN e SCHMID, 2014).

Segundo Ghatge *et al.* (2018), a usinagem é um dos processos de fabricação mais essenciais e antigos, sendo utilizada para produzir componentes com geometrias e dimensões específicas, além de ser capaz de garantir elevada qualidade de acabamento superficial à peça produzida. Já Trent e Wright (2000) afirmam que, dentre todos os processos utilizados para dar forma ao metal, é na usinagem em que as condições de operação são mais variadas. Praticamente todos os metais e ligas podem ser submetidos ao processo de usinagem, apesar da grande diferença entre propriedades mecânicas que esses podem apresentar quando comparados entre si. De acordo com os autores, a maior parte das formas utilizadas no campo da engenharia são produzidas pelas operações de usinagem, independente de seu tamanho, sendo que desde componentes de relógios de pulso até longarinas da asa de aeronaves são usinadas.

A operação básica de torneamento, foco deste trabalho, é também uma das mais empregadas em trabalhos experimentais sobre a usinagem dos metais. Nesta operação, a peça é mantida fixa na placa do torno, girando em torno de seu eixo enquanto a ferramenta de corte realiza o movimento de avanço longitudinal (TRENT e WRIGHT, 2000). O diagrama esquemático desse processo pode ser visto na Figura 2.7. Dentre os principais parâmetros da operação de torneamento, a velocidade de corte é definida pela taxa em que a superfície a ser usinada passa pela aresta de corte da ferramenta. O avanço é a distância percorrida pela ferramenta para cada revolução da peça. Já a profundidade de usinagem representa a profundidade de penetração da ferramenta de corte na peça, medida em uma direção

perpendicular ao plano de trabalho (MACHADO *et al.*, 2015). De acordo com Trent e Wright (2000), a velocidade de corte e o avanço são os parâmetros mais importantes deste processo, podendo ser ajustados pelo operador para alcançar condições ótimas de corte.

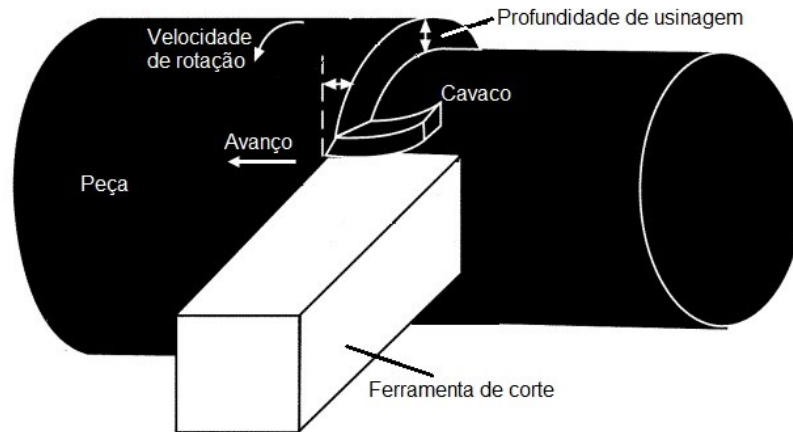


Figura 2.7: Diagrama esquemático da operação de torneamento cilíndrico externo.
Fonte: adaptado de Trent e Wright (2000).

Segundo Stavropoulos *et al.* (2013), o monitoramento das operações de usinagem apresenta grande importância para a otimização das condições de corte e consequente desenvolvimento sustentável da indústria da manufatura. Ainda de acordo com os autores, esta atividade de monitoramento é caracterizada pelo emprego de sensores para a medição de grandezas físicas associadas a diferentes fenômenos que ocorrem durante a operação de corte, permitindo assim, a determinação do estado do processo para diferentes condições operacionais. As grandezas físicas e respectivos fenômenos estudados neste trabalho são abordadas nas subseções seguintes, onde são tratados de aspectos conceituais e experimentais a respeito da força, corrente elétrica e temperatura de usinagem.

2.3.1 Força de usinagem

A força desenvolvida sobre a ferramenta de corte durante a usinagem está estreitamente relacionada com a mecânica do processo de corte, sendo sua determinação essencial para o estudo e otimização das operações de torneamento (TOTIS e SORTINO, 2011). Yaldiz e Ünsaçar (2006) apontam que as forças geradas durante o corte dos metais possuem influência direta na geração de calor do processo e, consequentemente, no desgaste da ferramenta de corte. Além disso, também exercem um grande impacto na qualidade da superfície usinada e na

precisão dimensional da peça produzida. Totis e Sortino (2011) ressaltam ainda mais a importância da força de usinagem, segundo os autores, sua caracterização auxilia no entendimento dos princípios da formação de cavaco e na formulação de modelos teóricos para estas forças. Outros aspectos levantados por estes autores e que são favorecidos pelo correto monitoramento da força de usinagem são: o controle do processo de corte, a otimização da geometria da ferramenta de corte, o monitoramento do estado da ferramenta e a detecção e supressão de vibrações durante a operação de corte.

A força de usinagem (F) pode ser decomposta em três componentes básicos, denominados força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p). A representação destas forças na operação de torneamento pode ser vista na Figura 2.8. Além desses três componentes, a força ativa (F_a) também é apresentada, sendo obtida a partir da soma vetorial das forças de corte e de avanço. Já a velocidade de corte e a velocidade de avanço da operação são representadas por v_c e v_f , respectivamente. A soma vetorial destas duas velocidades é denominada velocidade efetiva de corte (v_e) (KLOCKE, 2011).

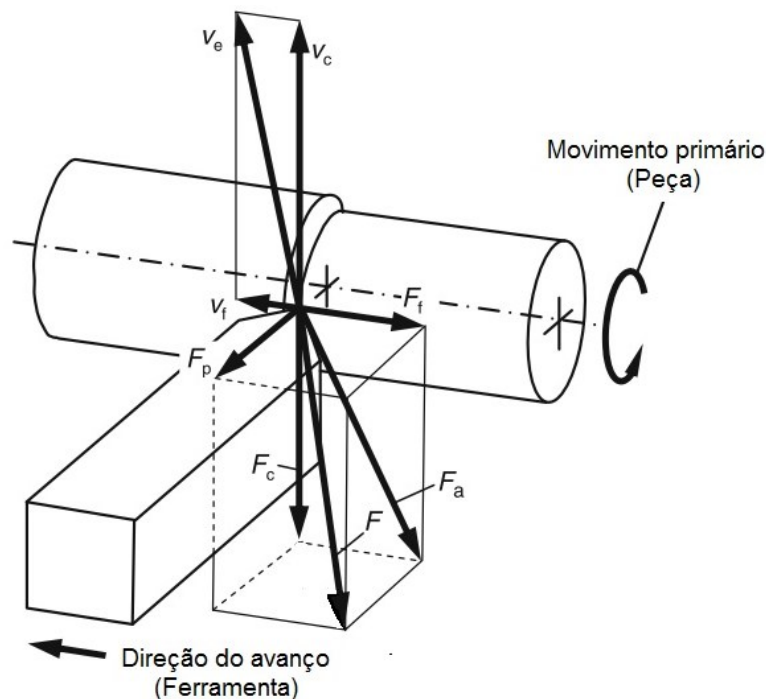


Figura 2.8: Componentes da força de usinagem na operação de torneamento.
Fonte: adaptado de Klocke (2011).

Segundo Kalpakjian e Schmid (2014), o estudo dos componentes vetoriais da força de usinagem é de grande importância, pois permite estimar a potência necessária para a operação de corte, além de auxiliar no projeto adequado da máquina-ferramenta, minimizando a

ocorrência de possíveis distorções em seus componentes. Como pode ser visto na Figura 2.8, a força de corte é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte. A força de avanço, por sua vez, também é definida pela projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, sendo sua direção definida pelo sentido do movimento de avanço. Já a força passiva é a projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho. Como a força de usinagem é formada pela soma vetorial desses três componentes, seu valor pode ser obtido a partir da Equação 2.2 (MACHADO *et al.*, 2015).

$$F = \sqrt{F_c^2 + F_f^2 + F_p^2} \quad (2.2)$$

A modelagem das forças de corte e consequente predição dos esforços impostos aos elementos da máquina-ferramenta é crucial para a caracterização e otimização dos processos de corte. Apesar de já existirem modelos mecanicistas e semiempíricos bem estabelecidos para as forças de corte, a identificação da força específica para um determinado par de materiais da peça e da ferramenta de corte ainda representa um grande desafio. A principal desvantagem das abordagens existentes consiste na necessidade de um processo extensivo de calibração para a obtenção de coeficientes suficientemente precisos para o cálculo adequado da força específica de corte (DENKENA *et al.*, 2014).

Segundo Lee e Tarng (1994), a força de corte apresenta relação quase linear com a seção do cavaco gerado durante o processo de corte, podendo ser obtida teoricamente a partir da Equação 2.3, onde F_c é a força de corte e k_s é a pressão específica de corte, característica do material usinado. A seção do cavaco, por sua vez, é obtida pelo produto entre a largura de corte (b) e a espessura de corte (h).

$$F_c = k_s \cdot (b \cdot h) \quad (2.3)$$

É importante ressaltar que, como apontado por Lee e Tarng (1994), a Equação 2.3 foi construída a partir de um modelo teórico da formação de cavacos, onde assume-se que o cavaco é formado exclusivamente por deformação plástica (sem fratura) e sem a formação de aresta postiça de corte. Tais características apresentam certa divergência da realidade quando a usinagem dos aços inoxidáveis duplex é considerada, tendo em vista que essas ligas são compostas por duas fases com durezas distintas e apresentam elevada taxa de encruamento. Além disso, como mencionado por Machado *et al.* (2015), a Equação 2.3 foi obtida admitindo-

se o corte realizado por uma ferramenta sem raio de ponta, o que pode contribuir ainda mais para possíveis desvios nos resultados alcançados a partir do seu emprego.

Para a operação de torneamento, a pressão específica de corte (k_s) pode ser calculada com o auxílio da relação de Kienzle, apresentada pela Equação 2.4, onde os valores de k_{s1} e z são obtidos, experimentalmente, para materiais específicos a partir de ensaios de torneamento. Já os valores de b e h podem ser definidos em função do avanço (f), da profundidade de usinagem (a_p) e do ângulo de posição da aresta principal de corte (χ_r), como mostram as Equações 2.5 e 2.6, respectivamente (MACHADO *et al.*, 2015).

$$k_s = k_{s1} \cdot h^{-z} \quad (2.4)$$

$$b = \frac{a_p}{\text{sen}(\chi_r)} \quad (2.5)$$

$$h = f \cdot \text{sen}(\chi_r) \quad (2.6)$$

A relação de Kienzle foi empregada por Karpuschewski *et al.* (2018) para estimar o valor dos coeficientes da pressão específica de corte para a operação de torneamento do aço SAE 1045 com valores elevados de avanço. Os autores realizaram ensaios de torneamento utilizando valores crescentes de avanço, enquanto as forças de corte eram registradas por meio de um dinamômetro posicionado sob a ferramenta de corte. Os resultados obtidos mostraram que mudanças nos valores do avanço acarretam em variações na pressão específica de corte. Além disso, estas variações se mostraram mais intensas para a situação onde a razão entre a profundidade de usinagem e o avanço apresenta valor unitário. Diante disso, os autores foram capazes de obter coeficientes satisfatórios para a pressão específica de corte por meio de aproximações gráficas realizadas a partir dos dados obtidos experimentalmente.

Segundo Mougo, Campos e Araujo (2018), os modelos teóricos utilizados para prever as forças de corte são uma importante ferramenta para evitar vibrações indesejáveis no sistema de corte, reduzir a formação de rebarbas e controlar a rugosidade superficial da peça usinada. Entretanto, de acordo com Yaldiz e Ünsaçar (2006), devido à complexidade associada às condições de corte, distribuição de tensões e configurações possíveis da ferramenta, o cálculo teórico da força de usinagem e seus componentes vetoriais geralmente produz resultados imprecisos. Diante disso, a medição experimental das forças de corte se torna inevitável para a sua correta avaliação.

Os métodos experimentais de medição das forças de corte podem ser divididos em duas categorias, classificadas como medições diretas e medições indiretas. O método de medição direta mais comum consiste no uso de dinamômetros compostos por sensores piezelétricos ou extensométricos montados em plataformas. A principal desvantagem desses dinamômetros reside em seu custo elevado, o que inviabiliza seu uso em ambientes industriais. Com o intuito de superar este problema, algumas técnicas de medição indireta das forças de corte foram desenvolvidas. Estas técnicas empregam sensores de custo reduzido para medir diferentes grandezas físicas que apresentam alguma forma de correlação com as forças de corte, como deformações ou até mesmo a potência elétrica consumida pela máquina-ferramenta durante a usinagem. Entretanto, a exatidão dos métodos de medição indireta é facilmente influenciada por fatores ambientais, como temperatura e umidade, o que pode induzir a erros consideráveis na determinação da força de usinagem (WAN, YIN e ZHANG, 2016).

O estudo experimental das forças de corte apresenta grande relevância para a otimização das operações de usinagem. Selvaraj (2017) investigou a influência dos parâmetros de corte sobre os valores da força de corte durante o fresamento do aço inoxidável duplex ASTM A 995 5A, também designado pelo código UNS J93404 de acordo com a SAE e ASTM (1999). O autor utilizou insertos de metal duro revestidos com TiCN para fresar o material sem o uso de fluido de corte. Para a medição da força de corte, foi utilizado um dinamômetro piezelétrico. Os resultados obtidos a partir do método Taguchi indicaram que o avanço é o parâmetro que exerce maior influência sobre a força de corte, seguido pela velocidade de corte e profundidade de usinagem. Por fim, o autor concluiu que uma elevada velocidade de corte, combinada com baixos valores de avanço e profundidade de usinagem resultam em condições ótimas de corte, onde níveis reduzidos da força de corte são registrados durante a operação.

2.3.2 Corrente elétrica

A medição das forças de corte por meio de dinamômetros é o método mais utilizado atualmente no estudo da usinagem dos materiais. Entretanto, este tipo de sensor apresenta diversos inconvenientes para o processo de corte. Geralmente esses dispositivos apresentam custo elevado, além de limitarem a amplitude do curso da máquina-ferramenta e carga máxima suportada durante a usinagem (JEONG e CHO, 2002). Liang *et al.* (2002) também ressaltam as desvantagens do emprego de dinamômetros, apontando os seguintes pontos como limitações da aplicação desses sensores em ambientes industriais: maior intrusão do sistema de medição no processo de usinagem, o tamanho do dinamômetro restringe parcialmente a usinagem das peças,

a montagem dos dinamômetros é demorada e pode induzir a instabilidades no sistema de corte e a vida útil e confiabilidade dos sensores podem ser prejudicadas pela exposição direta ao ambiente severo de corte. Diante disso, a medição das forças de corte a partir do sinal da corrente elétrica referente aos motores da máquina-ferramenta ganhou destaque nos últimos anos.

Durante a usinagem, acionamentos e fusos elétricos da máquina-ferramenta fornecem a força e torque necessários para a remoção de material da peça usinada. A partir da medição de parâmetros relacionados aos motores de acionamento, como potência e corrente elétrica, a medição de grandezas relacionadas ao processo de corte, como forças e torque, pode ser realizada. Esta forma de sensoriamento de grandezas elétricas utiliza o próprio motor como um sensor indireto da força de corte. Desta maneira, quando abordagens como essas são utilizadas, é essencial que a relação entre a corrente elétrica de entrada e a força de saída seja linear e bem compreendida (TETI *et al.*, 2010). Além disso, a potência consumida pelo eixo principal para a remoção de material normalmente representa apenas uma pequena parcela da potência total consumida pela máquina-ferramenta durante a usinagem. Sendo assim, é fundamental que, para a correta medição da força de usinagem durante a operação de torneamento, seja utilizado o valor da diferença entre a corrente elétrica do motor principal durante o corte do material e durante a rotação em vazio do eixo principal (AGGARWAL, NEŠIĆ e XIROUCHAKIS, 2013).

Para a medição da corrente elétrica durante as operações de usinagem, Machado *et al.* (2015) destacam a praticidade dos sensores que operam por meio do Efeito Hall. Esses sensores possuem como principal característica o fato de não serem invasivos, sendo instalados externamente aos cabos elétricos, sem a necessidade de interrupção dos mesmos, para a medição da corrente elétrica. Li (2001) ainda aponta para as vantagens do uso desse tipo de sensor, ressaltando o baixo custo final do sistema de medição, além da pouca necessidade de componentes adicionais para a correta medição da corrente elétrica. Além disso, o autor enfatiza que todo o processo de aquisição e processamento dos dados pode ser simplificado pelo uso de microcontroladores, o que garante maior liberdade ao usuário em relação à customização das configurações do sistema de medição.

O monitoramento da corrente elétrica durante as operações de usinagem vem despertando um interesse crescente em diferentes pesquisadores ao longo das últimas décadas. Kim *et al.* (1999) propuseram um método de medição indireta da força de corte para a operação de fresamento utilizando os sinais de corrente dos servomotores da máquina-ferramenta. Para o processamento do sinal medido e eliminação de eventuais ruídos, os autores utilizaram o método do filtro de Kalman e uma rede neural artificial. Por meio de testes experimentais, os

autores compararam o desempenho dos dois sistemas com as medições realizadas por um dinamômetro convencional, o que evidenciou a superioridade do sistema que empregava redes neurais para a determinação da força de corte durante o processo.

Já Li (2005) desenvolveu um método de modelagem baseado em sensores de corrente para a medição dos componentes da força de usinagem durante a operação de torneamento. O método proposto realiza a determinação das forças de corte e de avanço diretamente a partir dos valores de corrente medidos nos motores principal e de avanço, respectivamente. Posteriormente, o valor destas forças é utilizado em conjunto com os dados referentes aos parâmetros de corte da operação para estimar o valor da força passiva por meio de um modelo da mecânica de corte. Por fim, o autor realizou testes experimentais utilizando a metodologia proposta, o que evidenciou uma boa razão entre custo e desempenho do sistema desenvolvido, além do seu alto potencial para a otimização de operações onde o monitoramento do processo de corte se faz necessário.

Além da determinação das forças de usinagem, outros autores foram além e empregaram sensores de medição de corrente em conjunto com outros sistemas, visando alguma forma de aprimoramento das operações de usinagem. Salgado e Alonso (2007) desenvolveram um sistema para o monitoramento da condição da ferramenta de corte durante a operação de torneamento. O sistema proposto por esses autores monitora em tempo real os sinais de corrente do motor de avanço e som da operação de corte. A corrente medida pelo sistema é utilizada para estimar a força de avanço atuante na ferramenta de corte. Além disso, é empregada a técnica de análise espectral singular para extrair informações correlacionadas com o desgaste da ferramenta a partir do sinal sonoro. Estas informações são então compiladas pelo sistema, que realiza a análise do estado da ferramenta durante o processo de corte e a informa ao usuário em tempo real.

Kim e Jeon (2011) propuseram um controlador baseado em lógica *fuzzy* para regular as forças de corte durante a operação de fresamento a partir do ajuste automático do avanço empregado pela máquina-ferramenta. Para isto, os autores utilizaram sensores de Efeito Hall para monitorar a corrente elétrica fornecida aos motores do sistema de avanço e do eixo principal de um centro de usinagem. Os valores medidos são utilizados para a determinação da força de corte e, posteriormente, são empregados na lei de controle do sistema desenvolvido. Para a obtenção da relação entre corrente elétrica e força de corte, os autores realizaram testes experimentais, onde ambos os parâmetros foram monitorados para diferentes condições de corte. A partir dos resultados obtidos, os autores encontraram uma função linear que descreveu com boa fidelidade a relação entre corrente elétrica e força de corte. O gráfico contendo o

resultado dos ensaios e a linha de regressão que relaciona as duas variáveis pode ser visto na Figura 2.9. Por fim, o controlador foi aplicado à operação de fresamento, onde a regulação da força ocorreu com êxito, permitindo aos autores concluir que os sensores de Efeito Hall foram capazes de substituir satisfatoriamente os dinamômetros convencionais para a medição da força de usinagem.

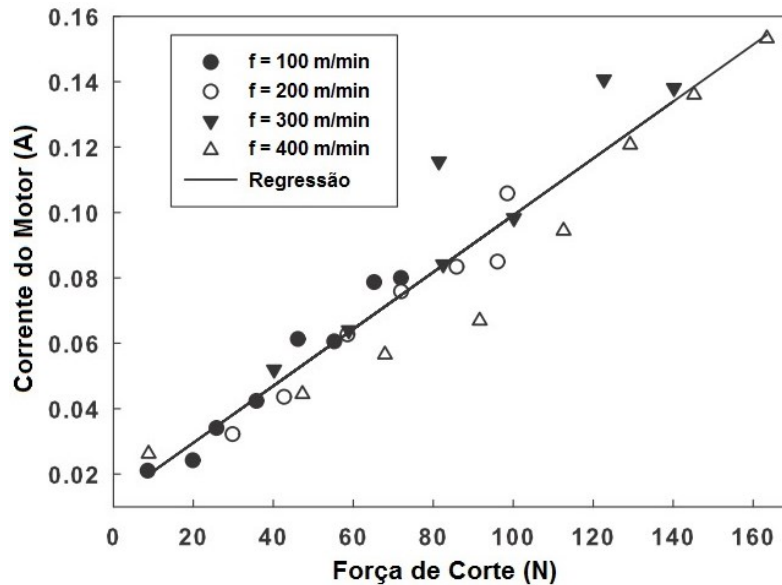


Figura 2.9: Relação entre força de corte e corrente elétrica obtida por Kim e Jeon (2011).
Fonte: adaptado de Kim e Jeon (2011).

2.3.3 Temperatura de usinagem

Desde a segunda metade do século XIX, trabalhos são publicados abordando o papel do calor na usinagem dos metais. Um dos primeiros autores a discutir o tema foi Taylor, em seu artigo “*On the art of cutting metals*”, publicado em 1907. Atualmente, sabe-se que a temperatura de usinagem apresenta influência direta sobre a qualidade da operação, afetando a precisão do corte e conseqüentemente a integridade da peça produzida (LONGBOTTOM e LANHAM, 2005).

De acordo com Basti, Obikawa e Shinozuka (2007), há um grande interesse em se saber mais sobre a temperatura durante o processo de usinagem, principalmente a respeito de sua influência na vida da ferramenta de corte e sobre o material usinado. Entretanto, a determinação da intensidade e distribuição das fontes de calor durante a usinagem apresenta caráter complexo, principalmente devido à natureza e a forma de contato entre peça e ferramenta. Além disso, a formação de cavaco e a possível presença de fluido de corte também dificultam este processo (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006). Basti, Obikawa e Shinozuka (2007) ainda

atribuem a dificuldade da determinação da temperatura à complexidade termomecânica inerente ao processo de usinagem, especialmente devido às propriedades do material de trabalho serem dependentes de parâmetros como deformação, taxa de deformação e temperatura, o que torna as características térmicas e mecânicas da operação altamente dependentes entre si.

Grande parte da potência consumida durante as operações de usinagem é convertida em calor. Neste processo, a conversão da energia mecânica ocorre na deformação plástica durante a formação do cavaco e na fricção entre ferramenta e peça, resultando na geração de calor. Como parte do calor gerado é conduzido para a ferramenta, elevadas temperaturas surgem próximo à aresta de corte (CUI, ZHAO e PEI, 2012). Segundo Sutter e Ranc (2007), estas temperaturas podem alcançar níveis críticos, apresentando grande influência sobre o comportamento termomecânico da peça e se tornando, portanto, um dos parâmetros mais importantes na definição das condições ótimas de usinagem. O modelo de transferência de calor no corte ortogonal, considerando o efeito combinado das três fontes de geração de calor, é apresentado esquematicamente na Figura 2.10.

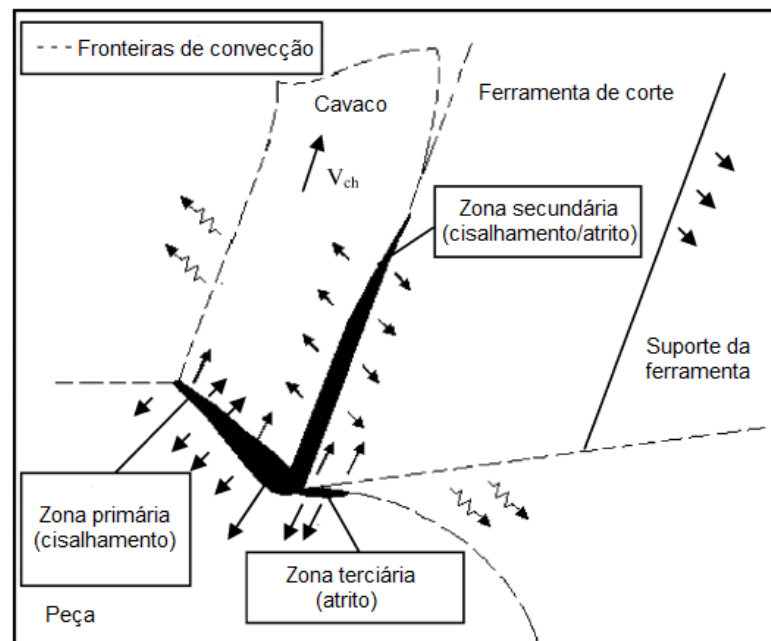


Figura 2.10: Dissipação de calor durante o corte ortogonal.
Fonte: adaptado de Abukhshim, Mativenga e Sheikh (2006).

Calor é removido das zonas primária, secundária e terciária pelo cavaco, ferramenta e peça, como pode ser visto na Figura 2.10. O aumento da temperatura na ferramenta de corte é causado principalmente pela zona secundária de calor, também sofrendo contribuição do calor

gerado na zona primária, que por sua vez, afeta indiretamente a distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta de corte (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006).

Elevadas temperaturas de usinagem influenciam o desgaste e vida da ferramenta de corte, a integridade da superfície usinada, o mecanismo de formação de cavacos e também contribuem para a deformação da ferramenta, sendo essa considerada uma das maiores fontes de erro nos processos de usinagem (DAVOODI e HOSSEINZADEH, 2012). De acordo com Özel e Altan (2000), esse comprometimento da integridade superficial da peça usinada e o desgaste excessivo da ferramenta de corte acarretam um aumento substancial do custo envolvido com o processo de usinagem. Diante disso, a medição e o monitoramento da temperatura durante as operações de usinagem se fazem necessárias para um controle eficiente da temperatura de corte.

Dentre os diversos métodos empregados para a medição e monitoramento da temperatura de usinagem, Komanduri e Hou (2001) destacam como mais utilizados os métodos baseados no uso de termopares e a medição por radiação de calor com sensores infravermelhos. Além destas técnicas, os autores também ressaltam a possibilidade de medição da temperatura de usinagem após a realização do corte do metal. Métodos usualmente empregados nesta modalidade envolvem a utilização de pós químicos e vernizes termosensíveis ou a análise de propriedades metalográficas do material da ferramenta de corte após o processo de usinagem.

O uso de um conjunto de termopares padrão inseridos na ferramenta de corte ou peça de trabalho é conhecido como método do termopar inserido ou embutido. Em contrapartida, se a ferramenta e peça são utilizadas como os dois metais dissimilares do termopar, a técnica é denominada método do termopar ferramenta/peça (DEWES *et al.*, 1999). A metodologia utilizada no método do termopar embutido para o processo de torneamento, utilizando-se um termopar inserido na ferramenta de corte, é apresentada na Figura 2.11.

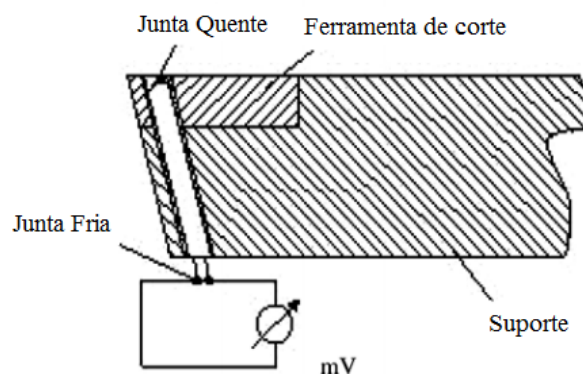


Figura 2.11: Medição da temperatura por termopar inserido na ferramenta.
Fonte: adaptado de Korkut et al. (2007).

O método do termopar embutido apresenta baixo custo e possui como vantagem principal a possibilidade de ser utilizado para determinar a distribuição de temperaturas na ferramenta de corte a partir da utilização de vários pontos de medição predeterminados. Entretanto, a presença de furos na ferramenta pode influenciar nesta distribuição de temperaturas, bem como fragilizar a aresta de corte (SUTTER *et al.*, 2003). Já o método do termopar ferramenta/peça pode ser utilizado para monitorar a temperatura média da interface ferramenta/cavaco com maior precisão. Apesar disso, esse método apresenta várias desvantagens, como a necessidade de ambos os materiais da peça e da ferramenta serem condutores elétricos, impossibilidade do uso de fluidos de corte, alta dependência do processo de calibração das tensões geradas pelos materiais em função da variação de temperatura, e possibilidade de surgimento de tensões elétricas secundárias no ponto de contato entre peça e ferramenta. (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006). O diagrama esquemático da medição de temperatura utilizando o método do termopar ferramenta/peça, durante o processo de torneamento, pode ser visto na Figura 2.12.

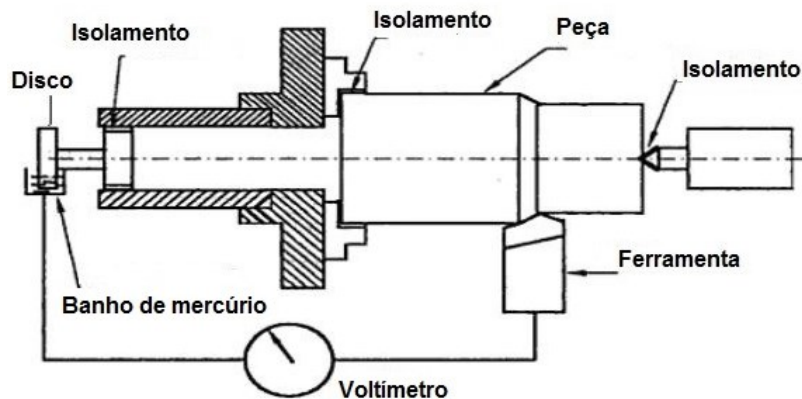


Figura 2.12: Medição da temperatura pelo método do termopar ferramenta/peça.

Fonte: Adaptado de Abhang e Hameedullah (2010).

Técnicas menos invasivas envolvem métodos de obtenção da temperatura superficial de um corpo, sem a necessidade de contato físico, utilizando como princípio de medição sua energia térmica emitida. Podem ser utilizados tanto para a medição de campos de temperatura (termografia infravermelha), como para medições pontuais (pirômetros infravermelhos) (DAVOODI e HOSSEINZADEH, 2012). De acordo com Longbottom e Lanham (2005), pirômetros infravermelhos têm sido mais utilizados em estudos sobre a temperatura de usinagem do que qualquer outro método de medição existente. Esses equipamentos são usados tanto para medir o calor irradiado diretamente do ponto onde o corte do metal ocorre, como através de cabos de fibra ótica, montados de forma adjacente à ferramenta ou peça.

Segundo Abukhshim, Mativenga e Sheikh (2006), as técnicas de medição por radiação apresentam certas vantagens sobre os métodos termoeletricos, dentre elas, não há a necessidade de contato físico entre sensor e mensurando, capacidade de resposta rápida às mudanças na temperatura e possibilidade de medição de altas temperaturas sem influenciar adversamente na distribuição de calor da ferramenta de corte. Entretanto, para uma maior exatidão na medição da temperatura de usinagem por esse método, fluido de corte não pode ser utilizado. Outra desvantagem do método reside no fato de que o valor de temperatura medido é usualmente correspondente ao da superfície exposta, e não da interface com a ferramenta de corte, que se encontra obscurecida pelo fluxo de cavaco. Além disso, o uso de valores incorretos de emissividade também pode acarretar em erros consideráveis de medição (DEWES *et al.*, 1999).

Rajaguru e Arunachalam (2017) utilizaram uma câmera infravermelha para auxiliar na avaliação do desempenho de quatro ferramentas de corte com diferentes revestimentos durante o torneamento a seco do aço inoxidável superduplex UNS S32750. Além da temperatura de usinagem, os autores também avaliaram o desempenho das ferramentas em termos de desgaste, força de usinagem e integridade superficial. Os resultados indicaram que a ferramenta revestida com TiCN apresentou desempenho superior quando comparada às outras estudadas. Em relação à temperatura de corte, os autores concluíram que a ferramenta revestida com AlTiN apresentou valores mais elevados, provavelmente devido ao seu coeficiente de atrito mais elevado. Já as demais ferramentas apresentaram valores relativamente semelhantes para a temperatura de corte, o que ressalta a importância de uma avaliação multifatorial durante o estudo da usinabilidade dos materiais. É apresentado na Figura 2.13 uma imagem infravermelha obtida pelos autores durante os ensaios, onde a temperatura na ponta da ferramenta de corte pode ser vista.

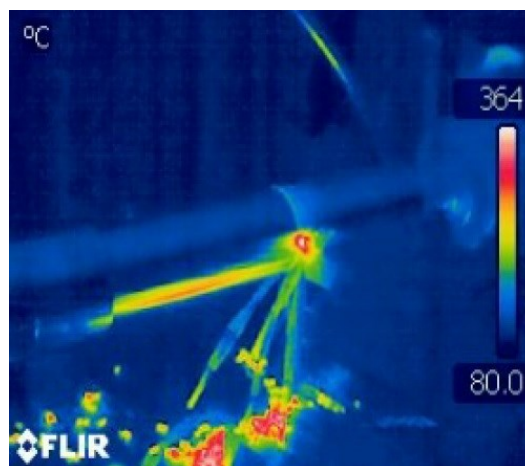


Figura 2.13: Medição da temperatura de corte por termografia.
Fonte: adaptado de Rajaguru e Arunachalam (2017).

2.4 Usinabilidade dos aços inoxidáveis

O termo usinabilidade foi sugerido pela primeira vez por Taylor, em 1920, para descrever as propriedades de usinagem dos materiais. Conseqüentemente, a usinabilidade não é uma característica absoluta do material, mas sim uma forma de comportamento do mesmo durante a operação de corte. Sendo assim, a usinabilidade pode ser definida como a suscetibilidade relativa de um determinado material ao processo de usinagem. Em outras palavras, um material com boa usinabilidade requer menor consumo de potência para alcançar um bom acabamento com uma longa vida da ferramenta de corte. Dentre os aspectos relevantes para a avaliação desse comportamento, as propriedades físicas e mecânicas do material desempenham um papel importante, afetando diretamente o consumo de energia e a temperatura gerada durante a operação de corte (YOUSSEF, 2015).

Os aços inoxidáveis geralmente são considerados materiais difíceis de se usar devido à sua elevada tendência ao encruamento, alta tenacidade e condutividade térmica relativamente baixa (SELVARAJ, CHANDRAMOHAN e MOHANRAJ, 2014). Outros problemas decorrem da elevada tenacidade à fratura desses aços, responsável por aumentar as temperaturas na interface ferramenta/cavaco, o que prejudica o acabamento superficial da peça usinada e dificulta a quebra dos cavacos gerados. Além disso, a formação de aresta postiça de corte costuma ocorrer até sob velocidades de corte mais elevadas, o que deteriora o acabamento da superfície usinada e aumenta as forças de usinagem (KOYEE, EISSELER e SCHMAUDER, 2014; NOMANI *et al.*, 2013). É apresentada na Figura 2.14 a topografia de uma ferramenta de corte utilizada por Krolczyk e Legutko (2014) durante o torneamento de um aço inoxidável duplex, onde pode ser vista a aresta postiça de corte, formada a partir da aderência de material da peça usinada na superfície de saída da ferramenta, próximo à aresta de corte.

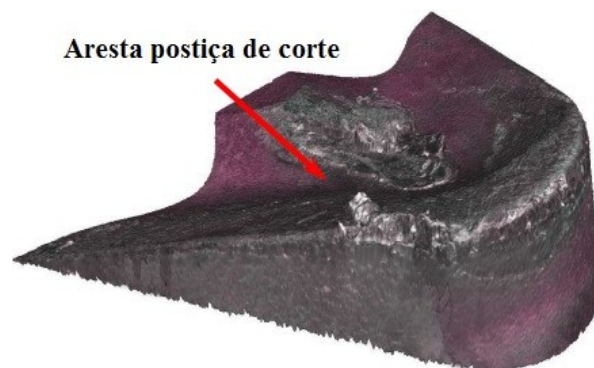


Figura 2.14: Topografia de uma ferramenta apresentando aresta postiça de corte.
Fonte: adaptado de Krolczyk e Legutko (2014).

Rao *et al.* (2019) avaliaram o comportamento da força de corte e temperatura de usinagem durante a operação de fresamento do aço inoxidável austenítico AISI 316. O material foi usinado utilizando as rotações de 1000, 2000 e 3000 rpm, enquanto o avanço e a profundidade de usinagem foram mantidos em 450 mm/min e 1 mm, respectivamente. Além disso, o efeito desta variação da velocidade de corte foi investigado pelos autores para o corte realizado a seco, com fluido de corte e com resfriamento criogênico. Os resultados mostraram que a força de corte tende a crescer ao longo do tempo de processamento do aço inoxidável. Já a elevação da velocidade de corte resultou em maiores temperaturas de usinagem, o que reduziu a resistência ao cisalhamento do material e acarretou em menores níveis de força. Em relação à condição de corte utilizada, o resfriamento criogênico proporcionou uma redução na intensidade da força de corte de 43% e 16%, em relação às condições a seco e com fluido de corte, respectivamente.

O fenômeno de adesão na zona de cisalhamento secundária durante a usinagem dos aços inoxidáveis foi estudado por Gerth *et al.* (2014). Esses autores avaliaram a transferência de material para a ferramenta de corte durante o corte ortogonal realizado a 150 m/min. Para isso, dois materiais distintos foram torneados com o propósito comparativo, sendo eles um aço inoxidável austenítico (316L) e um aço carbono (UHB 11). Após uma análise extensiva das superfícies dos insertos após o corte do metal, os autores foram capazes de comprovar que o corte do aço inoxidável resultou em uma maior quantidade de material aderido na ferramenta. Além disso, resquícios de camadas de aresta postiça de corte foram encontrados nas superfícies dos cavacos de aço inoxidável, comprovando assim, a maior complexidade envolvida na usinagem destes materiais.

M'Saoubi e Chandrasekaran (2004) investigaram as diferenças na usinabilidade de aços inoxidáveis de microestrutura de fase única (ferrítico e austenítico) e dupla (duplex) em relação à deformação e ao encruamento associados à formação de cavacos durante o torneamento ortogonal. Os autores utilizaram ferramentas de metal duro revestidas com TiN para torner diferentes classes de aços inoxidáveis, dentre elas os aços ferrítico Remko, austenítico 316L e duplex SAF 2205. Esses materiais foram usinados utilizando velocidades de corte entre 40 e 640 m/min, enquanto o avanço e a profundidade de usinagem foram mantidos em 0,15 mm/rev e 3 mm, respectivamente. Os resultados obtidos pelos autores demonstraram uma influência direta da fase do material na forma dos cavacos produzidos. Para todas as condições testadas, o aço ferrítico apresentou a formação de cavacos contínuos. Já os aços austenítico e duplex apresentaram cavacos na forma de dentes serra para velocidades de corte acima de 60 m/min. Segundo os autores, este fenômeno ocorreu devido a uma instabilidade plástica do material, o

que levou ao cisalhamento catastrófico na zona primária de deformação, sendo o mesmo facilitado pela baixa difusão térmica destes aços. Por fim, as medições de microdureza na zona de deformação primária revelaram que os materiais de fase única apresentaram uma maior severidade de encruamento quando comparados ao aço duplex, o que evidencia a individualidade inerente das diferentes classes de aços inoxidáveis em relação ao seu processo de corte.

2.4.1 Usinabilidade dos aços inoxidáveis duplex

Os aços inoxidáveis duplex, apesar de possuírem propriedades mecânicas superiores, geralmente apresentam usinabilidade pior que os aços inoxidáveis austeníticos. As ligas duplex modernas tendem a ser mais difíceis de usar quando comparadas às mais antigas, tendo em vista o teor mais elevado de austenita e nitrogênio. Com o aumento da quantidade dos elementos de liga, especialmente nitrogênio e molibdênio, a usinabilidade destes aços diminui consideravelmente. Deste modo, as ligas superduplex são as que apresentam usinabilidade mais difícil dentre esta classe de aços inoxidáveis (PARO, HÄNNINEN e KAUPPINEN, 2001).

Segundo Koyee *et al.* (2014), a microestrutura bifásica característica dos aços inoxidáveis duplex implica na coexistência de dois materiais com diferentes valores de dureza. Além disso, a presença de ferrita faz com que esses aços possuam uma temperatura de transição entre os estados dúctil e frágil. Desta forma, durante o processo de usinagem destas ligas, a ferramenta irá alternar o corte entre grãos macios e duros da estrutura duplex, levando a uma tendência automática para o início de vibrações no sistema. Oliveira Junior, Diniz e Bertazzoli (2014) afirmam que a vida útil da ferramenta de corte normalmente é prejudicada pela elevada taxa de encruamento e dureza destas ligas. Esses autores também relatam que os cavacos formados durante a usinagem dos aços duplex são resistentes e abrasivos para a ferramenta de corte, principalmente quando há um elevado teor de elementos de liga, o que pode ocasionar em forças de corte ainda mais altas.

Gowthaman, Jeyakumar e Saravanan (2020) ressaltam a elevada susceptibilidade ao encruamento dos aços inoxidáveis duplex em relação à velocidade de corte empregada na operação de usinagem. Segundo os autores, o desgaste por adesão é estimulado pela formação de aresta postiça de corte, sendo esse fenômeno favorecido pela combinação de altas forças de usinagem e elevadas temperaturas de corte. Os autores ainda atribuem a difícil usinabilidade dos aços duplex à sua elevada taxa de encruamento durante o corte, causada principalmente pelo alto alongamento percentual destes aços associado às temperaturas de corte consideráveis

desenvolvidas na interface ferramenta/cavaco. Esse encruamento elevado acaba resultando em um aumento da resistência do material do cavaco e, conseqüentemente, em maiores forças específicas de corte.

Krolczyk, Nieslony e Legutko (2015) apontam a abrasão e a difusão como os principais mecanismos de desgaste da ferramenta durante o corte dos aços duplex, sendo os mesmos favorecidos pelas altas temperaturas de corte. Além disso, Krolczyk, Nieslony e Legutko (2014) também ressaltam a possibilidade de mudança de fases durante a usinagem das ligas duplex, nas quais a austenita contida na microestrutura se transforma em martensita devido à deformação plástica, o que resulta em um endurecimento superficial do material usinado.

De acordo com Bordinassi *et al.* (2006), o grau de dificuldade associado à usinabilidade dos diferentes aços inoxidáveis duplex frequentemente é relacionado ao número PRE da liga, o que evidencia o desafio na usinagem dos aços duplex com elevado teor de elementos de liga. Além disso, o consenso comum para a difícil usinabilidade das ligas superduplex deriva principalmente da elevada resistência mecânica desses aços, sendo exacerbada pela falta de inclusões não metálicas e baixo teor de carbono. Entretanto, ainda existem lacunas importantes a serem preenchidas para um melhor entendimento sobre a usinagem dos aços inoxidáveis duplex (NOMANI *et al.*, 2013).

Nos últimos anos, as operações de usinagem dos aços inoxidáveis duplex foram estudadas por alguns autores. Nomani *et al.* (2015) investigaram o mecanismo de formação de cavacos e a usinabilidade das ligas de aço inoxidável duplex SAF 2205 (UNS S32205) e SAF 2507 (UNS S32750). Após a operação de furação das ligas duplex utilizando brocas helicoidais de metal duro revestidas com TiAlN+TiN e com fornecimento interno de fluido refrigerante, os autores identificaram que o mecanismo de desgaste da ferramenta predominante ocorreu pelo processo de adesão devido a formação de aresta postiça de corte. Os autores também constataram que a aresta postiça de corte, formada na zona de estagnação, consistia basicamente de ferrita, sendo que a austenita, por ser mais dura, fluía para fora desta região. Além disso, foi observado que perfis de variação de dureza da peça transitavam para o cavaco produzido, o que evidencia a natureza heterogênea do material em relação às forças de usinagem. Por fim, os autores concluíram que o aço SAF 2205 apresentou melhor usinabilidade, como esperado, tendo em vista sua menor quantidade de elementos de liga (SAE e ASTM, 1999).

Krolczyk *et al.* (2017) estudaram o efeito do corte a seco no torneamento dos aços inoxidáveis duplex utilizando ferramentas de metal duro. Os autores buscaram identificar a estratégia e condições ótimas de corte que levassem a uma redução no consumo de fluidos de corte e de energia durante a usinagem. Os resultados mostraram que o torneamento a seco com

uma classe de ferramenta adequadamente selecionada e condições de usinagem apropriadas levam a uma vida mais longa da ferramenta de corte. Também foi demonstrado que a vida da ferramenta durante o corte dos aços duplex depende dos seguintes fatores: cavaco de difícil controle e elevadas cargas mecânicas e térmicas na ferramenta. Por fim, os autores concluíram que uma solução racional em termos de consumo de energia para o torneamento desses aços a seco envolve uma combinação de elevadas velocidades de corte e baixos avanços.

Já Dhananchezian *et al.* (2018) avaliaram a influência do uso de nitrogênio líquido como fluido refrigerante durante o torneamento do aço inoxidável duplex SAF 2205 (UNS S32205) utilizando uma ferramenta de metal duro revestida com TiAlN. Os autores realizaram testes a seco e com o uso do refrigerante para as velocidades de corte de 72, 119 e 197 m/min, enquanto o avanço e a profundidade de usinagem foram mantidos constantes em 0,111 mm/rev e 1 mm, respectivamente. Os resultados obtidos mostraram que o uso do resfriamento criogênico acarretou em uma redução na temperatura de usinagem e nas forças de usinagem, o que refletiu em uma melhora no acabamento superficial da peça usinada. Além disso, também foi observado uma redução no desgaste da ferramenta e uma melhora no aspecto do cavaco gerado durante o corte. Por fim, os autores concluíram que o emprego do resfriamento criogênico é benéfico para a usinabilidade da liga SAF 2205 (SAE e ASTM, 1999).

Ahmed *et al.* (2019) investigaram o fenômeno da formação de aresta postiça de corte durante o torneamento do aço inoxidável superduplex UNS S32750 utilizando ferramentas de metal duro sem revestimento e fluido de corte semissintético. Os autores analisaram a morfologia das arestas postiças de corte formadas durante o torneamento com diferentes velocidades de corte. Além disso, a relação entre a formação da aresta postiça de corte e aspectos como o desgaste da ferramenta e parâmetros de saída da usinagem também foi estudada pelos autores. A análise das arestas postiças de corte revelou um elevado nível de alongamento e refinamento de grão para ambas as estruturas ferrítica e austenítica, como também um efeito de proteção da ferramenta em velocidades de corte específicas. Por fim, os autores avaliaram o efeito desse fenômeno na formação de cavacos e na integridade superficial da peça usinada. A conclusão obtida foi que, em velocidades de corte reduzidas, a formação da aresta postiça de corte pode induzir a melhorias consideráveis em relação às condições de torneamento, como uma maior vida útil da ferramenta e melhor qualidade superficial da peça usinada.

Diante dos resultados distintos obtidos pelos autores citados, percebe-se que a avaliação da usinabilidade dos materiais está diretamente relacionada às condições de corte utilizadas, apresentando uma dependência significativa das características do material e da ferramenta de

corte. De acordo com Nomani *et al.* (2013), a investigação da resposta do material durante as operações de usinagem é uma estratégia comum para compreender a usinabilidade de qualquer metal. Além disso, esse estudo também permite um maior entendimento sobre quais questionamentos devem ser levantados durante o planejamento do corte e quais aspectos do processo requerem maior atenção para o sucesso da operação. Assim sendo, o monitoramento de grandezas físicas inerentes ao processo de corte se torna essencial para uma correta avaliação da usinabilidade do material estudado.

3 METODOLOGIA

Neste capítulo serão descritos os materiais e equipamentos utilizados na construção do sistema de medição de corrente e durante a realização dos ensaios de torneamento. Posteriormente são apresentados os procedimentos realizados durante as diferentes etapas executadas neste trabalho. O fluxograma da metodologia descrita nas seções seguintes pode ser visto na Figura 3.1.

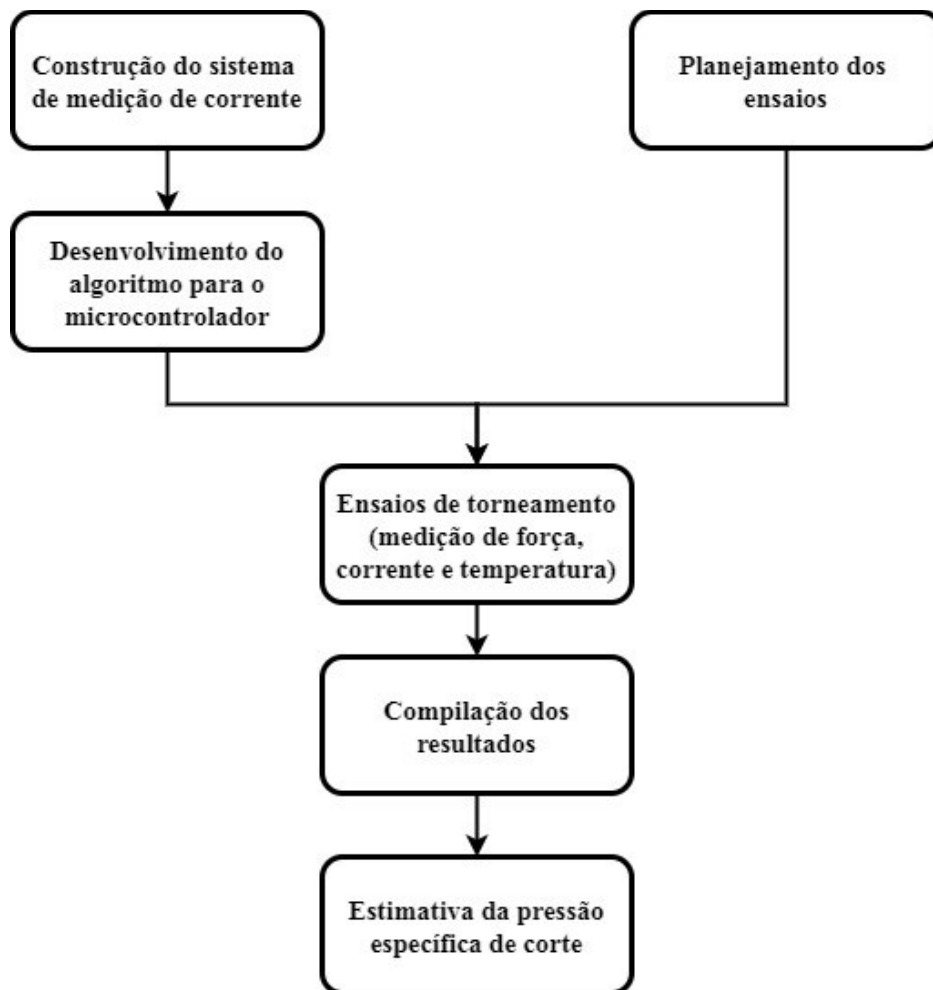


Figura 3.1: Fluxograma com etapas da metodologia desenvolvida.

3.1 Materiais

3.1.1 Construção do sistema de medição de corrente

O sistema de medição desenvolvido pode ser dividido em três módulos distintos, classificados de acordo com a sua função durante a medição do sinal de corrente elétrica. Esses

módulos podem ser denominados como sensor, circuito de condicionamento do sinal de medição e microcontrolador.

Para a construção do sistema de medição, foi utilizado o sensor de corrente não invasivo SCT-013-000. Esse sensor opera a partir do Efeito Hall e é capaz de medir sinais de corrente alternada de até 100 A (RMS – *root mean square*). O sensor possui um núcleo de ferrita e 2000 espiras no secundário (saída), (YHDC, S.d.).

O circuito de condicionamento do sinal de medição, responsável por adaptar o sinal medido para uma forma de onda compatível com o microcontrolador, foi desenvolvido em uma placa de circuito impresso, utilizando os componentes eletrônicos e materiais listados na Tabela 3.1. Em conjunto com o circuito de condicionamento do sinal, foi construído um circuito eletrônico para a proteção da máquina-ferramenta. Os componentes desse circuito também se encontram na Tabela 3.1, tendo em vista que ambos os sistemas foram desenvolvidos na mesma placa.

Tabela 3.1: Componentes e materiais do circuito de condicionamento do sinal de medição.

Descrição do componente	Código	Quantidade
Regulador de tensão de precisão	LT1019A	1
Relé de alta potência	HK3FF	1
Transistor NPN	2N3904	1
Diodo	1N4007	1
Resistor de 10 k Ω	-	2
Resistor de 47 Ω	-	1
Resistor de 33 Ω	-	1
Resistor de 2,2 k Ω	-	1
Resistor de 330 Ω	-	1
Capacitor eletrolítico de 100 μ F	-	1
LED vermelho	-	1
Conectores	-	2
Placa revestida de cobre	-	1

Por fim, devido à praticidade no desenvolvimento de projetos e simplicidade de programação, a plataforma Arduino Mega 2560 foi escolhida para realizar a função de conversão analógico-digital e posterior tratamento dos dados medidos para a correta

amostragem dos valores de corrente pelo computador. As principais especificações técnicas desta placa são apresentadas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Especificações do microcontrolador utilizado.
Arduíno Mega 2560

Microcontrolador	ATmega2560
Nível lógico	5 V
Alimentação recomendada	7-12 V
Número de pinos digitais	54
Número de pinos analógicos	16
Memória <i>flash</i>	256 KB
SRAM	8 KB
EEPROM	4 KB
Frequência (<i>clock speed</i>)	16 MHz

Fonte: adaptado de Arduino (S.d.).

3.1.2 Ensaio de torneamento

O material estudado foi o aço inoxidável superduplex UNS S32760, cuja faixa de composição é apresentada na Tabela 3.3. O corpo de prova empregado nos ensaios de torneamento possuía geometria tubular, com um diâmetro externo de 185 mm, diâmetro interno de 118 mm e comprimento de 350 mm. De acordo com a ASM International (1998), esse aço possui limite de escoamento de 550 MPa, limite de resistência à tração de 750 MPa, dureza máxima de 290 HB e alongamento percentual de 25%.

Tabela 3.3: Faixa de composição do aço UNS S32760 (% em massa).

C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Mo	Cu	N	W	Fe
0,03	1,0	1,0	0,01	0,03	24,0-	6,0-	3,0-	0,5-	0,30	0,5-	bal.
					26,0	8,0	4,0	1,0		1,0	

Fonte: ASM International (1998).

Durante a operação de torneamento foi utilizado o suporte de torner externo Mitsubishi Carbide código ISO DCLNR 2020-K12, cujo ângulo de posição da aresta principal de corte é de 95° e os ângulos de inclinação e de saída são equivalentes a -6°. Em conjunto com esse suporte, foram utilizados insertos de metal duro classe ISO M20-30 revestidos com AlTiN

(Mitsubishi Carbide código CNGG 120408-MJ VP15TF). Esses insertos são indicados para o torneamento de materiais resistentes ao calor e de difícil usinabilidade. Além disso, possuem quebra-cavaco da classe MJ, responsável por possibilitar uma saída suave dos cavacos produzidos a partir das suas bordas curvadas (MITSUBISHI MATERIALS, 2016). O formato do quebra-cavaco e ângulos característicos dos insertos utilizados podem ser vistos na Figura 3.2.



Figura 3.2: Características dos insertos utilizados nos ensaios de torneamento.
Fonte: adaptado de Mitsubishi Materials (2016).

3.2 Equipamentos

3.2.1 Construção do sistema de medição de corrente

Durante o desenvolvimento do sistema de medição de corrente elétrica foi utilizada uma fonte de alimentação POLIMED PMI 3002S para fornecer a tensão requerida pelo circuito de condicionamento do sinal de medição. Esta fonte fornece um sinal de corrente contínua, apresentando uma saída ajustável de 0-30 V e 0-2 A. Já o microcontrolador foi alimentado diretamente pelo computador, via cabo USB.

Para auxiliar no desenvolvimento do circuito de condicionamento de sinal, foi utilizado um gerador de funções digital da Minipa, modelo MFG-4201A (Figura 3.3). Esse equipamento foi empregado para a geração de um sinal de corrente senoidal semelhante ao que pode ser medido no torno CNC, o que permitiu a aferição do funcionamento do circuito de condicionamento do sinal de medição, facilitando assim, a realização de pequenos ajustes nos componentes eletrônicos utilizados. Além disso, o gerador de funções também possibilitou a simulação de picos indesejados de corrente, o que permitiu testar o funcionamento do sistema de proteção da máquina-ferramenta que foi projetado em conjunto com o circuito de condicionamento do sinal.



Figura 3.3: Gerador de funções digital MFG-4201A.
Fonte: adaptado de Minipa (2004).

Para a visualização dos sinais de tensão produzidos pelo gerador de funções e eventuais análises desse sinal ao longo do circuito de condicionamento do sinal de medição, foi utilizado um osciloscópio da fabricante Agilent Technologies, modelo DSO1002A (Figura 3.4). Esse osciloscópio possui 2 canais e 60 MHz de largura de banda, com uma taxa de amostragem máxima de 2 GSa/s.

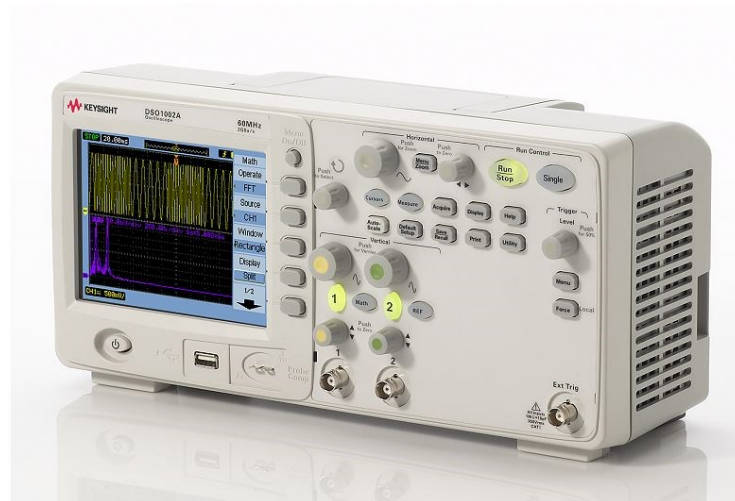


Figura 3.4: Osciloscópio DSO1002A.
Fonte: adaptado de Agilent Technologies (2009).

3.2.2 Ensaio de torneamento

Os ensaios de torneamento foram realizados em um torno CNC ROMI Centur 30S, com potência do motor principal de 5,5 kW e rotação máxima de 3500 rpm. Durante os ensaios

foram utilizados diferentes equipamentos para monitorar os valores da força de usinagem, corrente elétrica do motor principal e temperatura de corte.

Para a medição dos componentes da força de usinagem, foi utilizado um dinamômetro Kistler 9272 (Figura 3.5) conectado a um amplificador de carga e a uma placa de aquisição de dados da National Instruments. Esse dinamômetro consiste em um sensor de quatro componentes (cristais piezelétricos), montados entre duas placas com uma determinada pré-carga. O modelo do dinamômetro empregado nos ensaios pode ser visto na Figura 3.5.



Figura 3.5: Dinamômetro Kistler 9272.
Fonte: adaptado de Kistler Group (2018).

A medição da corrente elétrica do motor principal do torno CNC foi realizada pelo sistema de medição desenvolvido neste trabalho. Durante os ensaios, foi utilizada uma fonte de alimentação padrão de 12 V para alimentar o sistema. Além disso, também foi utilizado um multímetro digital POLIMED PM-465, em conjunto com um alicate amperímetro POLIMED PM-300, para medir o mesmo sinal de corrente. O uso desses dois equipamentos para a medição dos valores de corrente foi realizado para avaliar a robustez e precisão do sistema de medição desenvolvido.

Por fim, foi utilizado um pirômetro infravermelho Raytek Marathon MM2ML para a medição da temperatura durante o torneamento. Esse pirômetro apresenta um intervalo de medição entre 300 e 1100 °C e tempo de resposta de aproximadamente 1 ms, sendo indicado pelo fabricante para aplicações onde elevadas temperaturas ocorrem. Além disso, sua área de medição tem diâmetro de 2,5 mm a uma distância de 300 mm do mensurando. O modelo do pirômetro utilizado durante os ensaios é apresentado na Figura 3.6.



Figura 3.6: Pirômetro infravermelho Raytek Marathon MM2ML.
Fonte: adaptado de Raytek Corporation (2007).

3.3 Métodos

A metodologia desenvolvida durante a realização deste trabalho pode ser dividida em quatro partes distintas. Inicialmente o sistema de medição proposto para o monitoramento da corrente elétrica foi projetado e construído. Após a consolidação do sistema de medição, foi realizado o planejamento dos ensaios de torneamento, onde estabeleceu-se os parâmetros de corte empregados em cada um dos testes. Em seguida, os ensaios foram realizados com o monitoramento das forças, corrente elétrica e temperatura de usinagem. Por fim, os dados obtidos foram compilados de forma a permitir a análise gráfica dos fenômenos investigados e a posterior estimativa da pressão específica de corte do material estudado. O detalhamento de cada uma destas etapas é apresentado nas seções seguintes.

3.3.1 Projeto do circuito de condicionamento do sinal de medição

Para que o sinal de corrente alternada monitorado pelo sensor SCT-013-000 pudesse ser lido corretamente pelo microcontrolador, foi necessário desenvolver um circuito exclusivo para o condicionamento desse sinal. Como mencionado anteriormente, este sensor é capaz de medir um valor eficaz de corrente alternada de até 100 A. Esse valor eficaz, também conhecido como valor RMS (*root mean square*), é equivalente ao máximo valor que a corrente pode alcançar (corrente de pico) dividido pela raiz quadrada de dois.

Para o objetivo deste trabalho, a medição de valores RMS de até 100 A é desnecessária, tendo em vista que a corrente máxima requerida pelo motor principal do torno CNC não ultrapassa 40 A. Desta forma, foi estabelecido o valor eficaz de 45 A como limite de medição do sistema desenvolvido. Esta medida é de grande importância, pois reduz consideravelmente

a faixa de medição do sistema desenvolvido, o que garante maior sensibilidade e precisão nas medições. Desta forma, pode-se encontrar o valor da corrente de pico máxima que o sensor é capaz de medir por meio da Equação 3.1.

$$i_{medido} = \sqrt{2} \cdot i_{rms} = \sqrt{2} \cdot 45 \text{ A} = 63,64 \text{ A} \quad (3.1)$$

Sendo a corrente de pico máxima medida pelo sensor equivalente a 63,64 A e sabendo que o sensor possui 2000 espiras no secundário, o valor da corrente de pico máxima na saída do sensor pode ser encontrado pela relação de transformação, como mostra a Equação 3.2.

$$i_{sensor} = \frac{i_{medido}}{N_{espiras}} = \frac{63,64 \text{ A}}{2000} = 0,0318 \text{ A} \quad (3.2)$$

Como o Arduino Mega só realiza a leitura de níveis de tensão entre 0 e 5 V em seus pinos de entrada analógica, o sinal de corrente alternada do SCT-013-000 precisa ser convertido para um valor de tensão que seja legível para o microcontrolador. Para isso é necessário adicionar um resistor de carga entre os polos do sensor. Como a corrente alterna em torno de zero, a resistência adicionada deve garantir um valor máximo de tensão de 2,5 V entre seus terminais. O cálculo do valor deste resistor de carga pode ser visto na Equação 3.3.

$$R_{carga} = \frac{U_{sensor}}{i_{sensor}} = \frac{2,5 \text{ V}}{0,0318 \text{ A}} = 78,62 \Omega \quad (3.3)$$

Como mostra a Equação 3.3, o valor do resistor de carga ideal é de 78,62 Ω para uma corrente de até 45 A. Portanto, foi utilizado um resistor de 80 Ω , resultante da associação em série dos valores comerciais de 47 e 33 Ω .

Após a adição do resistor de carga, o sinal de medição é composto por uma tensão alternada que varia entre -2,5 e 2,5 V. O microcontrolador, por sua vez, não é capaz de ler sinais de tensão negativa, o que implica na necessidade de somar 2,5 V ao sinal de medição. Esta operação desloca o sinal positivamente em 2,5 V, resultando em um sinal senoidal que varia entre 0 e 5 V. Para isso, um divisor de tensão foi montado com dois resistores de 10 k Ω e um circuito integrado regulador de tensão de precisão (LT1019A), responsável por fornecer 5 V ao divisor de tensão. Desta forma, a tensão entre os resistores do divisor é equivalente a 2,5 V, que

por sua vez é somada ao sinal de saída do sensor, simulando o funcionamento de uma bateria. Esse valor de tensão acrescentado à forma de onda é conhecido como *offset*.

O diagrama esquemático do circuito de condicionamento do sinal de medição pode ser visto na Figura 3.7. Nesta figura, os resistores R1 e R2 formam o divisor de tensão descrito. Já o resistor de carga calculado é composto pelos resistores R3 e R4, que se encontram associados em série.

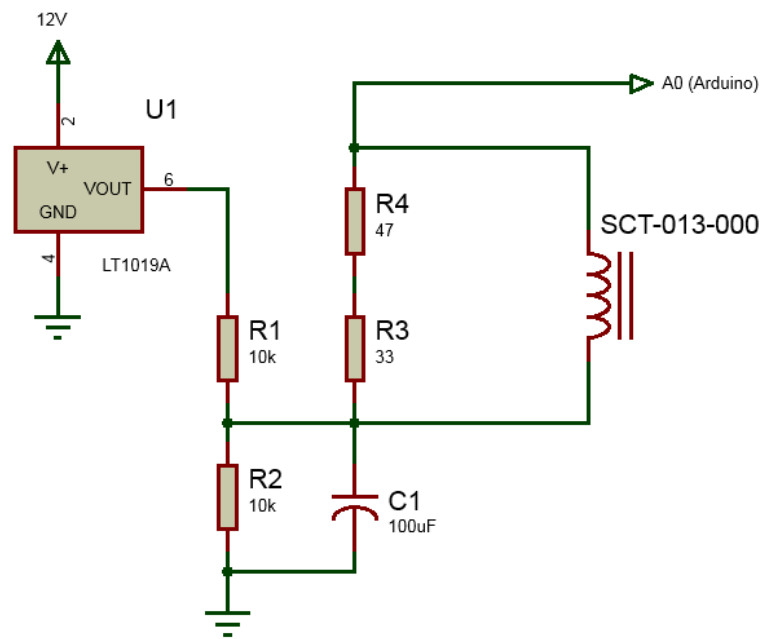


Figura 3.7: Circuito de condicionamento do sinal de medição.

Em conjunto com o circuito de condicionamento do sinal de medição, foi desenvolvido um circuito eletrônico para a proteção da máquina-ferramenta caso picos indesejáveis de corrente elétrica ocorram durante os ensaios de torneamento. Esses picos podem ocorrer em casos onde o desgaste da ferramenta se acentue de forma rápida, levando à falha súbita da aresta de corte, o que resultaria em danos ao acabamento da peça usinada e eventual perda de material útil. Com este circuito, espera-se que o sistema seja capaz de perceber um aumento acentuado da corrente de usinagem e assim, interfira no processo por meio de um relé, acionando o comando de emergência do torno de forma autônoma, evitando assim, a quebra repentina da aresta de corte.

O circuito de proteção apresenta configuração simples, sendo constituído basicamente por um transistor NPN e um relé eletromecânico. Além desses dois componentes, é adicionado um resistor na base do transistor para a proteção da porta digital do microcontrolador e um diodo polarizado de forma inversa à bobina do relé, para evitar que correntes reversas ocorram.

O relé, por sua vez, é ligado em série com o acionamento do comando de emergência da máquina-ferramenta. Sendo assim, caso o microcontrolador acione a base do transistor, o fluxo de corrente do coletor para o emissor do mesmo ocorre, o que energiza a bobina do relé e abre o contato que se encontra normalmente fechado. Este acionamento, por estar ligado em série ao comando de emergência da máquina-ferramenta, interrompe o processo automaticamente. Um LED (*light-emitting diode*) também foi adicionado ao circuito para sinalizar caso o acionamento do relé ocorra. O diagrama esquemático do circuito descrito pode ser visto na Figura 3.8.

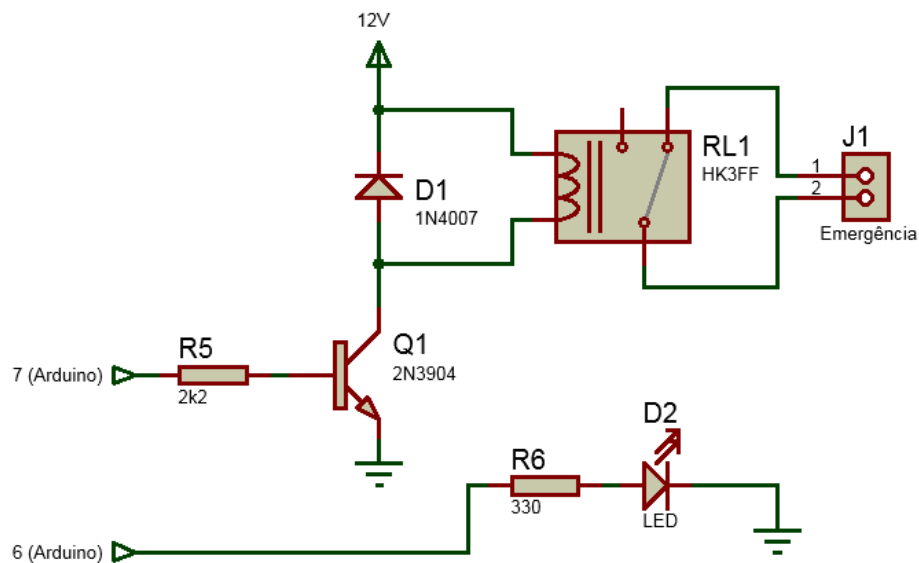


Figura 3.8: Circuito eletrônico para o acionamento do comando de emergência do torno.

3.3.2 Algoritmo para a programação do microcontrolador

O microcontrolador é responsável pela leitura da corrente instantânea medida pelo sensor, conversão analógico-digital desses valores e posterior cálculo e amostragem do valor efetivo da corrente alternada monitorada. Além disso, no sistema desenvolvido, o microcontrolador também desempenha a função de contagem do tempo de medição e monitoramento da taxa de variação da corrente elétrica medida. Caso o sistema detecte picos súbitos de corrente, o relé eletromecânico do circuito apresentado na Figura 3.8 é acionado, interrompendo a operação de torneamento.

Para facilitar o desenvolvimento do código de programação do microcontrolador, o circuito apresentado na Figura 3.7 foi montado em uma placa de ensaio. Durante esse processo, a fonte PMI 3002S foi utilizada para alimentar o sistema e o gerador de funções MFG-4201A foi responsável pela simulação do sinal de medição. Por fim, o osciloscópio DSO1002A foi

empregado para a visualização do condicionamento do sinal de medição ao longo do circuito desenvolvido, auxiliando assim, no desenvolvimento do algoritmo. A montagem realizada para a programação do microcontrolador pode ser vista na Figura 3.9.

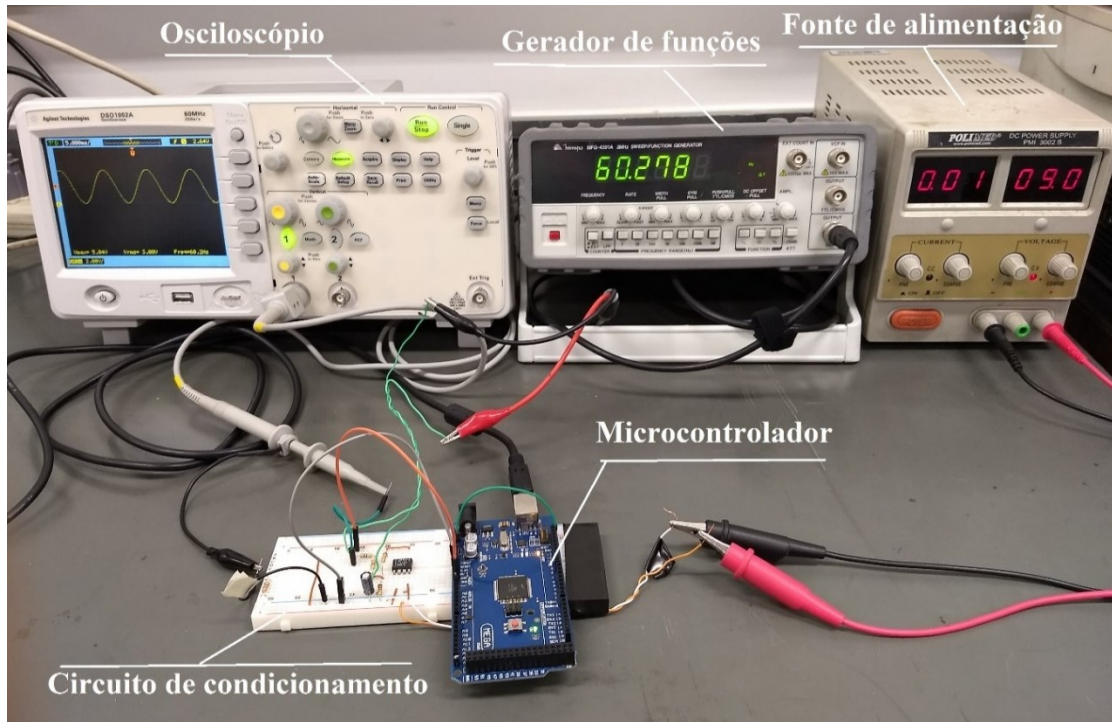


Figura 3.9: Montagem experimental para a programação do microcontrolador.

O algoritmo para o monitoramento da corrente de usinagem, disponível no Apêndice B deste trabalho, foi desenvolvido no *software* Arduino IDE e pode ser dividido em duas partes. Primeiramente são realizadas as definições de pinos do microcontrolador, inicialização de variáveis e configuração de parâmetros da comunicação serial. Os pinos digitais 6 e 7, conectados ao LED e relé, são definidos exclusivamente como saída e colocados em nível lógico baixo (0 V), o que desabilita esses componentes. Por fim, a função para o cálculo do valor eficaz da corrente elétrica é configurada. Na segunda parte, inicia-se o *loop* onde ocorre a leitura e amostragem dos dados de corrente. A contagem do tempo de execução do algoritmo é iniciada e, em seguida, o valor eficaz da corrente de usinagem é calculado utilizando-se 1480 amostras consecutivas da corrente monitorada pelo sensor. O resultado desse cálculo é exibido pelo computador via comunicação serial e a diferença entre os valores eficazes da corrente amostrada nas iterações atual e anterior é calculada. Por fim, uma variável inteira, utilizada como contador de amostras, é incrementada por uma unidade.

Ainda no *loop* de medição, é checado se já se passou um segundo de execução do algoritmo. Caso o teste seja positivo, o computador imprime o número de amostras que foram

apresentadas nesse intervalo de tempo. O valor do contador de tempo é então registrado e a variável utilizada para registrar o número de amostras é zerada. Este processo foi implementado para realizar a contagem de tempo entre amostras com o menor esforço computacional possível, o que garante que o microcontrolador dedique a maior parte do seu poder de processamento para o monitoramento da corrente elétrica e posterior cálculo do seu valor efetivo.

Por fim, ocorre o último teste dentro do *loop* de medição, onde verifica-se a ocorrência de picos súbitos de corrente. Caso o teste seja positivo, o sistema imprime um alerta por texto pelo computador e aciona o relé e o LED, interrompendo o processo de corte. Ao final do *loop*, é registrado o valor da corrente RMS atual, o que permite a realização do teste novamente na próxima iteração. A lógica de execução do algoritmo implementado está apresentada em forma de fluxograma na Figura 3.10.

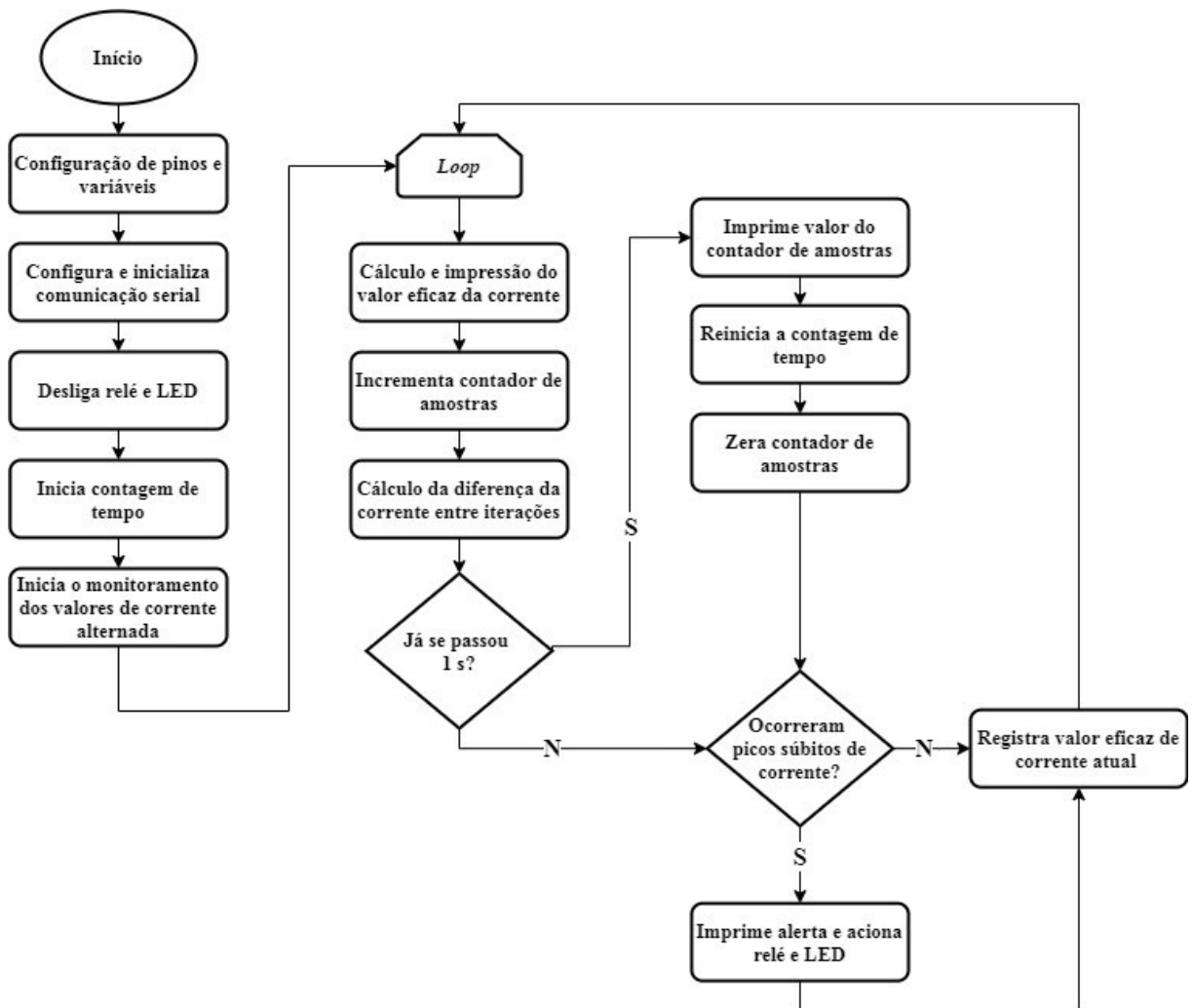


Figura 3.10: Fluxograma do algoritmo de monitoramento da corrente de usinagem.

3.3.3 Consolidação do sistema de medição de corrente

Após a programação do microcontrolador foi realizado o projeto e construção da placa de circuito impresso referente ao módulo de condicionamento do sinal de medição e acionamento do relé de segurança, composto pelos circuitos apresentados previamente nas Figuras 3.6 e 3.7. A primeira etapa desse processo consistiu no desenvolvimento do *layout* das trilhas do circuito, que posteriormente foi impresso sobre uma placa revestida de cobre.

O projeto do *layout* das trilhas foi realizado com o auxílio dos *softwares* Multisim e Ultiboard, ambos da National Instruments. Inicialmente, um circuito semelhante aos das Figuras 3.7 e 3.8 foi desenhado no Multisim, associando as respectivas características físicas (*footprints*) a cada um dos seus componentes, o que por sua vez, torna mais fácil o posterior projeto da placa de circuito impresso. O diagrama esquemático deste circuito é apresentado na Figura 3.11.

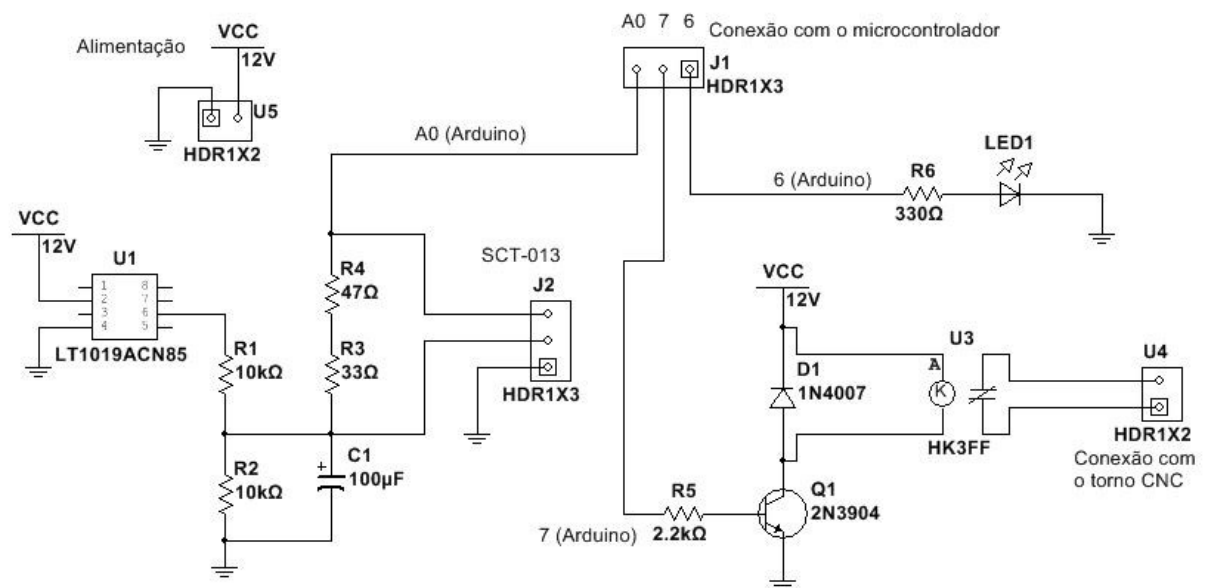


Figura 3.11: Circuito de monitoramento da corrente de usinagem desenhado no *software* Multisim.

Posteriormente, o diagrama apresentado na Figura 3.11 foi transferido para o *software* Ultiboard, onde foi realizado o posicionamento dos componentes sobre a placa e roteamento das trilhas de cobre que estabelecem a conexão elétrica entre seus terminais. Os componentes foram posicionados de forma a minimizar o comprimento das trilhas. Além disso, o posicionamento dos conectores nas extremidades da placa também foi priorizado, facilitando a conexão entre o circuito e os outros módulos que compõem o sistema de medição.

Foi necessária apenas uma camada de trilhas, o que reduz a necessidade de *jumpers* e facilita a posterior construção da placa. O valor da largura das trilhas foi arbitrado levando-se em consideração o fato de que a placa seria fabricada de forma artesanal, onde a transferência de trilhas muito finas para o cobre é difícil. Desta maneira, visando uma menor resistência elétrica nas trilhas ligadas ao conector responsável pela interface com o torno CNC, foi utilizada uma largura de 1,5 mm. Para as demais trilhas do circuito, foi adotado o valor de 1,0 mm. O projeto da placa na interface do *software* Ultiboard é apresentado na Figura 3.12(a) e sua respectiva pré-visualização tridimensional pode ser vista na Figura 3.12(b).

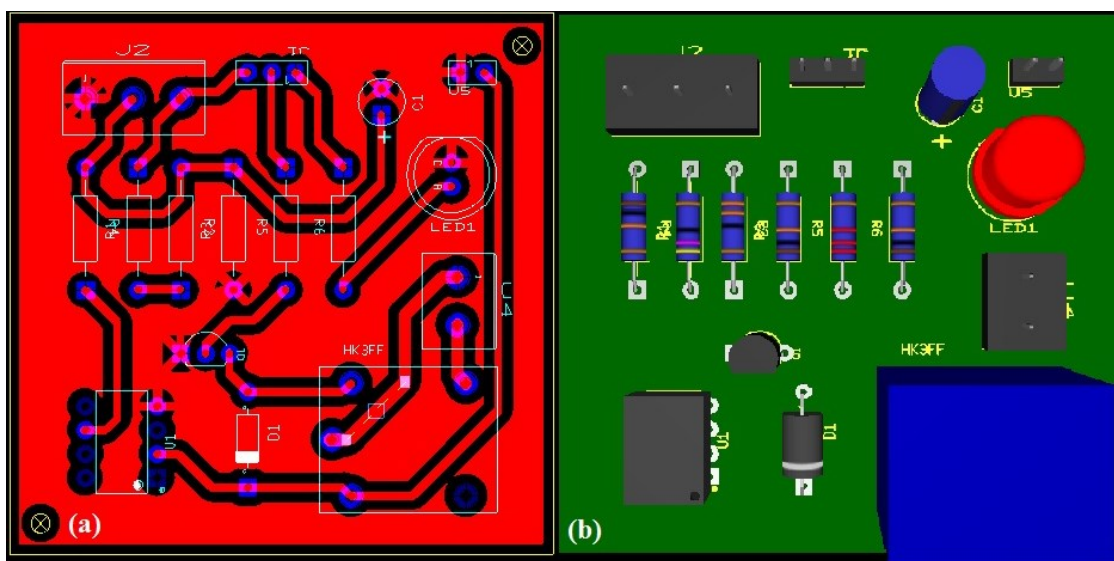


Figura 3.12: Modelo da placa de circuito impresso: (a) posicionamento dos componentes e trilhas; (b) pré-visualização 3D.

O *layout* projetado foi então impresso em papel fotográfico e transferido termicamente para uma placa com revestimento de cobre. Em seguida, a placa foi banhada em uma solução de água com perclorato de ferro, onde ocorreu a corrosão do cobre exposto, dando forma às trilhas do circuito projetado. Após a finalização do processo de corrosão, a placa foi limpa e envernizada, o resultado obtido pode ser visto na Figura 3.13(a). Por fim, a placa de circuito impresso foi furada com o auxílio de uma micro retífica, nos pontos referentes aos terminais de conexão dos componentes, permitindo o posterior posicionamento e soldagem dos mesmos. A placa finalizada é apresentada na Figura 3.13(b).

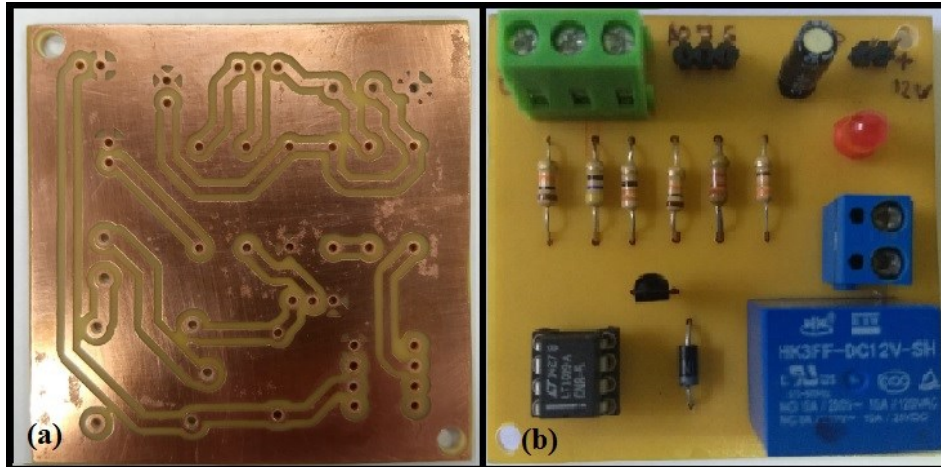


Figura 3.13: Placa de circuito impresso construída: (a) verso após a transferência do *layout* das trilhas; (b) placa finalizada.

De posse dos módulos constituintes do sistema de medição de corrente, esses foram conectados entre si, como apresentado na Figura 3.14. Uma fonte padrão de 12 V foi utilizada para fornecer a alimentação necessária ao sistema de medição. Esta fonte foi ligada diretamente à placa do Arduino Mega, que por sua vez, alimentou os demais circuitos do sistema. Já o sensor SCT-013-000 foi conectado ao circuito de condicionamento de sinais em três pontos, sendo dois deles seus terminais padrão para a medição de corrente e o terceiro, respectivo à blindagem interna do fio do sensor, foi ligado ao plano de terra do circuito de condicionamento. Esta medida foi realizada para mitigar a ocorrência de ruído durante o funcionamento do sistema.

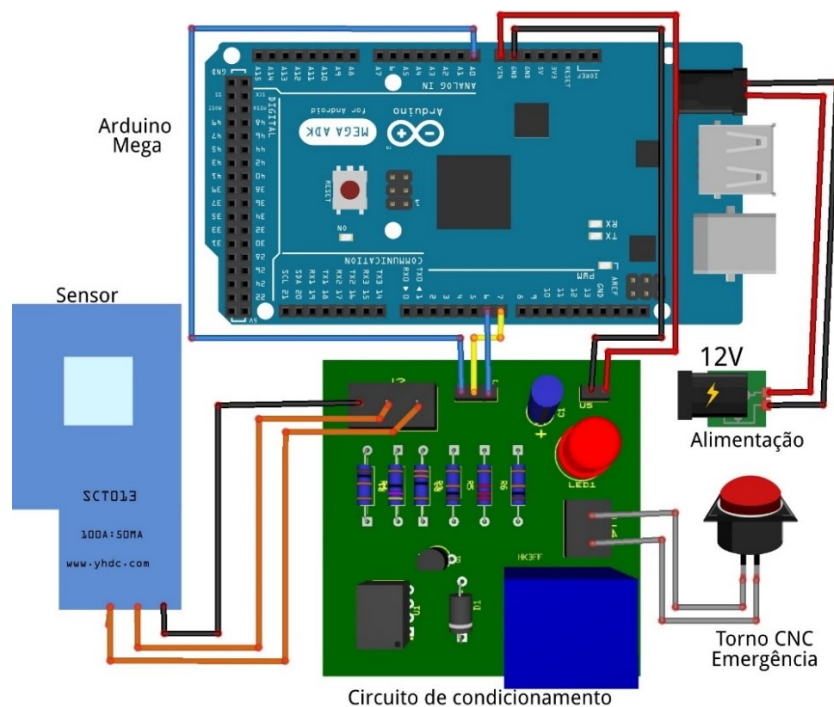


Figura 3.14: Esquema de conexões entre os módulos do sistema de medição.

3.3.4 Planejamento dos ensaios

O planejamento dos ensaios de torneamento foi realizado no *software* Minitab, empregando a metodologia de superfície de resposta. Esta metodologia permite a construção de superfícies a partir de um conjunto de pontos obtidos experimentalmente. Após a obtenção destas superfícies, as grandezas físicas investigadas podem ser analisadas em termos de valores ótimos para o processo, permitindo assim, a determinação dos respectivos parâmetros de corte que estão associados a esses valores.

Dentro da metodologia de superfície de resposta, a distribuição dos valores atribuídos aos parâmetros de corte foi obtida a partir do planejamento de um experimento central composto com dois fatores. Baseando-se nas recomendações do fabricante dos insertos, foram fornecidos ao Minitab dois valores de velocidade de corte (80 e 160 m/min) e de avanço (0,10 e 0,20 mm/rev), sendo a combinação desses valores definida como pontos do cubo. Utilizando esses valores como referência, o *software* calculou o valor dos pontos centrais e axiais que complementam o conjunto dos parâmetros de corte empregados no experimento. Para o cálculo dos pontos axiais, foi utilizado o valor padrão de alfa (distância do ponto central), equivalente a 1,41421. A Tabela 3.4 apresenta os valores dos parâmetros de corte utilizados nos ensaios.

Tabela 3.4: Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de torneamento.

Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)
63,4 – 80,0 – 120,0 – 160,0 – 176,6	0,08 – 0,10 – 0,15 – 0,20 – 0,22

Por se tratar de um experimento central composto, os valores apresentados na Tabela 3.4 não são combinados de forma fatorial completa, mas sim obedecendo o posicionamento de cada um dos pontos nas partes fatorial e axial do domínio estabelecido. O modo como esses valores são combinados entre si para formar a base do experimento pode ser vista com maior clareza na Figura 3.15, onde a definição gráfica do experimento central composto é apresentada.

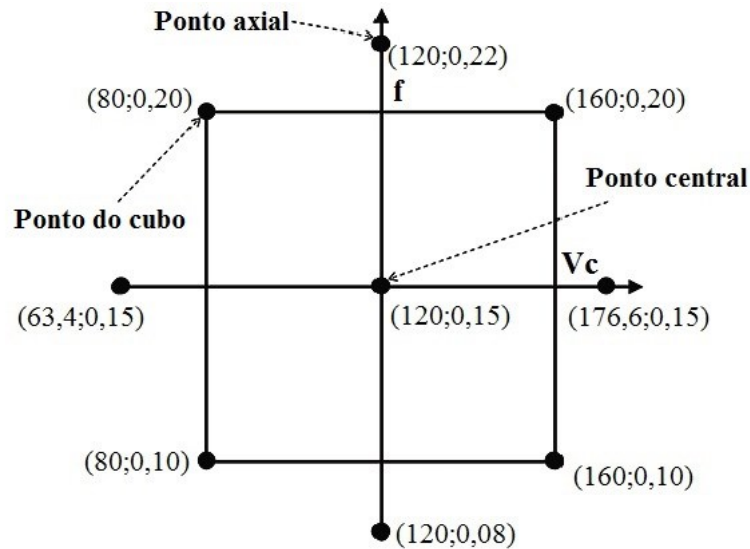


Figura 3.15: Conjunto de pontos do experimento central composto para os ensaios de torneamento.
Fonte: adaptado de Montgomery (2017).

Diferentemente da velocidade de corte e do avanço, a profundidade de usinagem foi mantida constante em 1,0 mm durante todos os ensaios. Esse valor foi selecionado com base no raio de ponta dos inserts utilizados, equivalente a 0,8 mm. Além disso, foram adotadas três réplicas para este experimento, resultando em um total de 39 ensaios. O planejamento completo pode ser visto no Apêndice A (Tabela A.1). Por fim, diante do número elevado de ensaios, foi estabelecido o valor de 15 s como tempo de duração para cada um dos testes.

3.3.5 Ensaio de torneamento

Os ensaios de torneamento foram realizados utilizando as combinações de parâmetros de corte estabelecidas pelo planejamento descrito na seção 3.3.4 deste capítulo, sem a aplicação de fluido de corte. Além disso, devido ao número elevado de ensaios, cada aresta de corte foi utilizada para remover um volume médio de material de aproximadamente 16750 mm³. Para o estudo da usinabilidade do aço UNS S32760, foram monitorados os valores dos componentes da força de usinagem, corrente RMS do motor principal do torno CNC e temperatura do cavaco produzido (Tabela A.2 do Apêndice A).

Para a medição dos componentes da força de usinagem, o dinamômetro Kistler 9272 foi montado na base do suporte porta-ferramenta, com seus eixos x, y e z alinhados com as direções radial, de avanço e de corte, respectivamente. Cada um desses eixos corresponde a um canal de saída do sinal de medição gerado pelos sensores piezelétricos do dinamômetro, permitindo assim, a medição das forças de corte, de avanço e passiva. Durante os ensaios, uma taxa de

aquisição de 100 amostras por segundo foi utilizada para os três canais de medição do equipamento. A montagem do dinamômetro sob o suporte da ferramenta de corte pode ser vista na Figura 3.16.

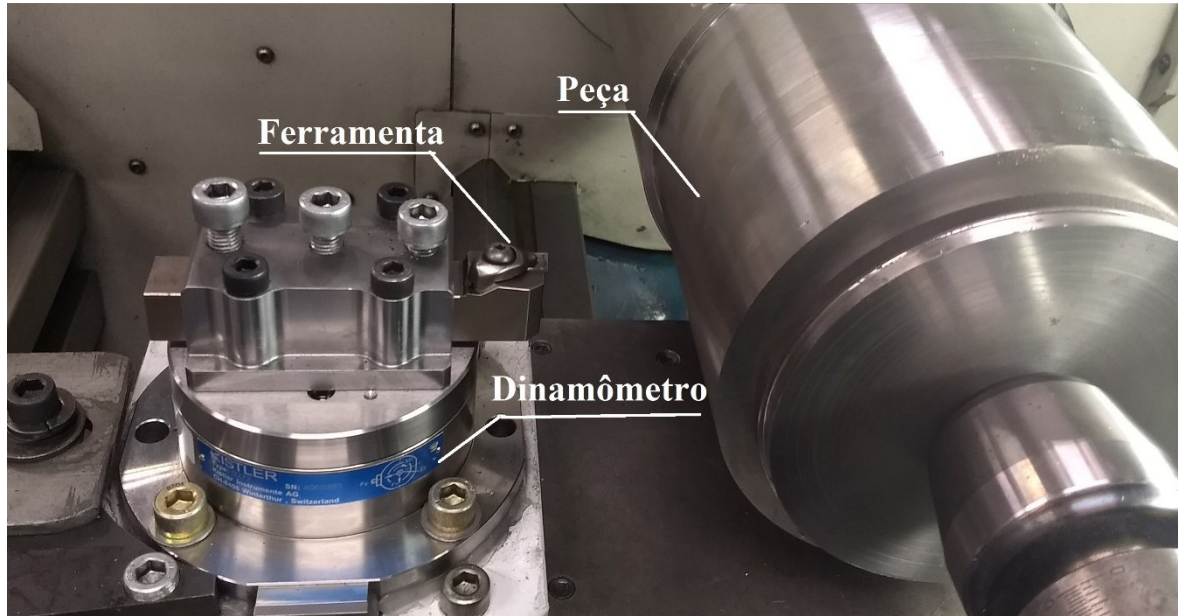


Figura 3.16: Montagem do dinamômetro para a medição dos componentes da força de usinagem.

A corrente RMS do motor principal do torno CNC foi monitorada utilizando o sistema de medição desenvolvido neste trabalho. Além disso, com o intuito de avaliar a robustez do sistema desenvolvido, também foi utilizado um multímetro comercial POLIMED PM-465 para medir os valores de corrente durante os ensaios. Como sistema desenvolvido calcula a corrente RMS a partir de 1480 amostras consecutivas, a taxa de amostragem obtida para os valores de corrente RMS foi equivalente a quatro amostras por segundo. Já o multímetro exibe o resultado de medição por meio de um visor digital, sendo os valores coletados de forma manual.

A medição da corrente foi realizada em um dos cabos de entrada do inversor de frequência do torno CNC, correspondendo desta maneira a uma das fases do motor de corrente alternada. Para obter o valor da corrente elétrica correspondente ao processo de corte do metal, em cada um dos ensaios a medição foi realizada com o motor operando durante a usinagem e em vazio. A diferença entre a corrente elétrica requerida pelo motor principal nestas duas condições fornece o valor da corrente envolvida no trabalho realizado para o corte do metal. Desta forma, todos os valores de corrente analisados neste trabalho se referem a esta diferença, que será denominada como corrente efetiva de corte. O ponto de medição da corrente dentro do painel do torno CNC pode ser visto na Figura 3.17.

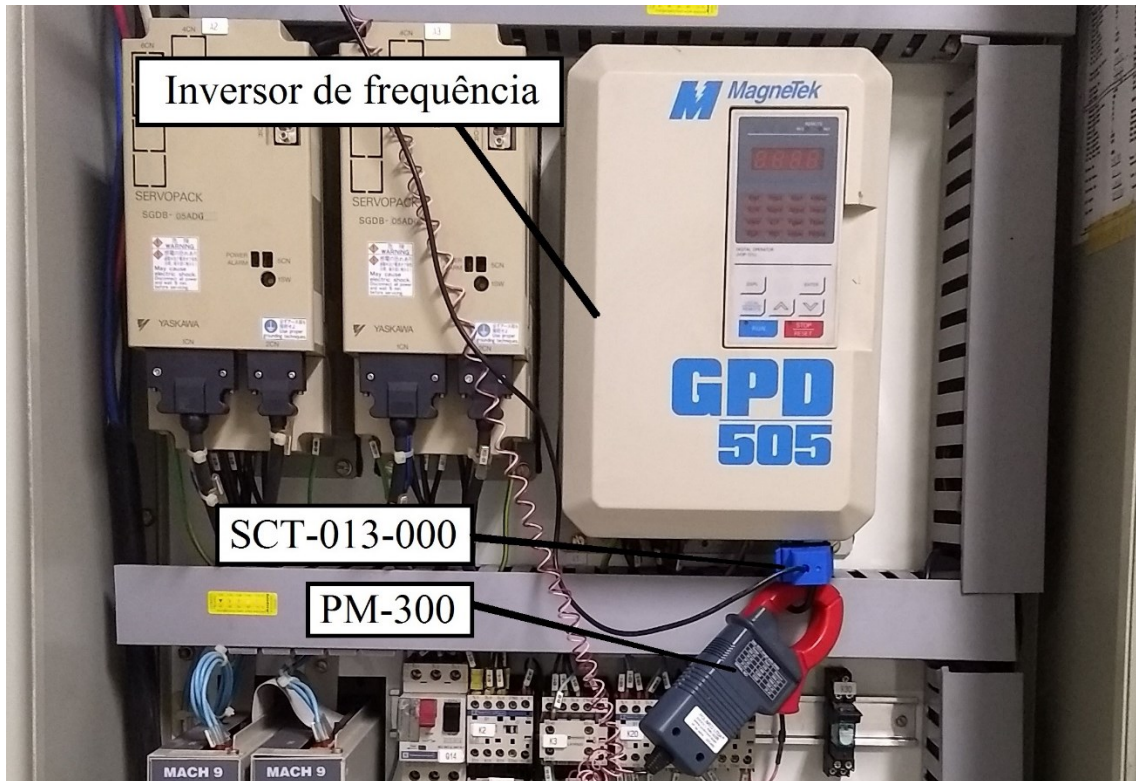


Figura 3.17: Ponto de medição da corrente elétrica do motor principal do torno CNC.

Para a medição de temperatura, o pirômetro Raytek Marathon MM2ML foi posicionado acima da ferramenta de corte por meio de um suporte de fixação montado junto a estrutura do torno CNC. O foco do pirômetro foi ajustado para coincidir com a aresta de corte principal da ferramenta. Entretanto, vale ressaltar que, devido ao fluxo de cavacos durante o torneamento, a temperatura medida por esse equipamento é equivalente a temperatura do cavaco que acabou de ser removido da peça.

A taxa de amostragem do pirômetro durante os ensaios de torneamento foi de 14 amostras por segundo. Já o valor de emissividade adotado para as medições de temperatura foi de 0,355, obtido experimentalmente por Costa (2014) para a família dos aços inoxidáveis duplex. Para a obtenção desse valor, o autor realizou um processo de calibração, onde uma chapa do metal foi aquecida até 900 °C enquanto sua temperatura era monitorada por meio de um pirômetro e um termopar de referência. A partir dos valores medidos pelo termopar, a emissividade configurada no pirômetro pôde ser ajustada até que as curvas obtidas pelos dois sensores apresentassem comportamentos semelhantes. A montagem experimental para a realização dos ensaios de torneamento pode ser vista na Figura 3.18.

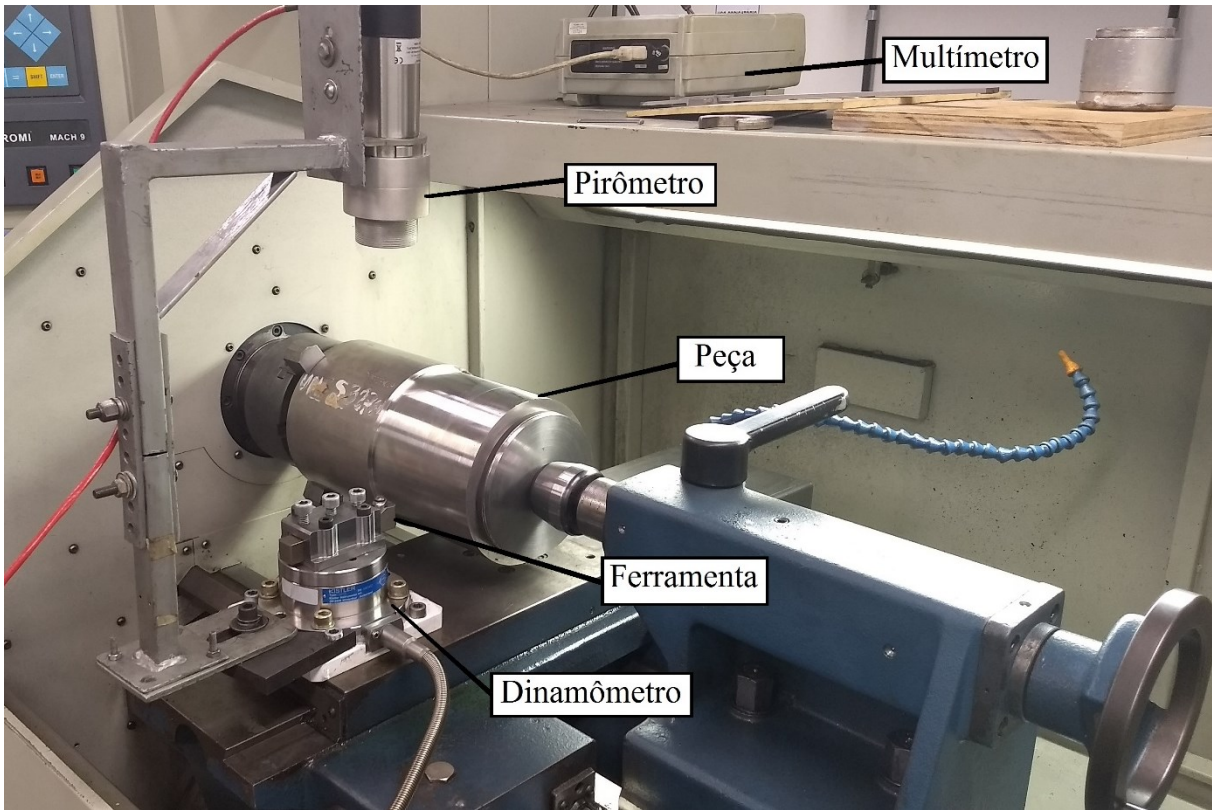


Figura 3.18: Montagem experimental para a realização dos ensaios de torneamento.

3.3.6 Estimativa da curva de pressão específica de corte

A partir dos valores de força de corte medidos durante os ensaios de torneamento, foi realizado o cálculo dos parâmetros da curva de pressão específica de corte do aço UNS S32760 em função da espessura de corte. Para isso, a expressão do cálculo teórico da força de corte (Equação 2.3) foi combinada com a relação de Kienzle (Equação 2.4), resultando na expressão apresentada pela Equação 3.4.

$$F_c = k_{s1} \cdot b \cdot h^{1-z} \quad (3.4)$$

Por meio das Equações 2.5 e 2.6, os valores da largura de corte (b) e espessura de corte (h) são relacionados diretamente com a profundidade de usinagem (a_p) e avanço (f) empregados na operação de torneamento. Substituindo essas relações na Equação 3.4, pode-se obter a expressão apresentada pela Equação 3.5, que relaciona a força de corte monitorada com os parâmetros utilizados durante os ensaios.

$$F_c = k_{s1} \cdot \left(\frac{a_p}{\text{sen}(\chi_r)} \right) \cdot (f \cdot \text{sen}(\chi_r))^{1-z} \quad (3.5)$$

Sabendo que a profundidade de usinagem foi mantida constante em 1,0 mm durante os ensaios de torneamento e, conforme o catálogo da Mitsubishi Materials (2016), o ângulo de posição da aresta principal de corte (χ_r) da ferramenta utilizada equivale a 95° , a Equação 3.5 pode ser manipulada para a obtenção da Equação 3.6.

$$F_c \cdot \text{sen}(95^\circ) - k_{s1} \cdot (f \cdot \text{sen}(95^\circ))^{1-z} = 0 \quad (3.6)$$

A partir dos valores de força de corte medidos e avanços empregados nos ensaios de torneamento, a Equação 3.6 pode ser utilizada para o cálculo das incógnitas k_{s1} e z . Para isso, é necessário a formação de um sistema de equações, onde a Equação 3.6 é calculada para duas condições de corte distintas, tendo em vista que o problema apresenta duas incógnitas. Além disso, como os valores de força de corte foram obtidos experimentalmente, é esperado que os resultados encontrados durante a resolução desse sistema não sejam exatos. Para contornar este fato, três sistemas de equações distintos foram formados com as diferentes condições de corte estudadas durante os ensaios de torneamento. Dessa maneira, cada um dos sistemas combina dois valores de avanço e as respectivas forças de corte medidas durante o torneamento do aço UNS S32760.

Outro ponto importante reside no fato que os ensaios foram realizados com diferentes velocidades de corte, como mostra a Tabela 3.4, empregando um planejamento fatorial fracionado. Dessa forma, para a formação dos sistemas de equações, foram selecionados pares de valores de avanço e força de corte correspondentes a ensaios realizados com a mesma velocidade de corte. As combinações de avanço e a respectiva velocidade de corte referentes aos ensaios em que os dados foram utilizados para a formação dos sistemas de equações são apresentados na Tabela 3.5.

Tabela 3.5: Combinações de avanços utilizadas para a formação dos sistemas de equações.

Parâmetro	Sistema de equações		
	A	B	C
Velocidade de corte (m/s)	80	120	160
Avanços (mm/rev)	0,10 – 0,20	0,15 – 0,22	0,10 – 0,20

Após a resolução dos sistemas de equações com o auxílio do *software* MATLAB, três modelos que relacionam pressão específica e espessura de corte foram obtidos. Por fim, os pontos das curvas referentes a cada modelo foram plotados no *software* Microsoft Excel e, por meio de um ajuste de curva, foi obtido o modelo final, que combina os três modelos iniciais para a estimação da pressão específica do aço UNS S32760.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos nos ensaios de torneamento do aço inoxidável superduplex UNS S32760. Inicialmente, a resposta do sistema de medição desenvolvido é avaliada com o intuito de aferir sua exatidão. Posteriormente, os resultados de torneamento são discutidos em termos da influência individual dos parâmetros de corte sobre as grandezas físicas monitoradas. Além disso, o comportamento das superfícies de resposta construídas é analisado a partir das suas curvas de nível. Por fim, é realizada uma estimativa da curva de pressão específica de corte do material estudado.

4.1 Validação do sistema de medição desenvolvido

Durante os ensaios de torneamento, o valor eficaz da corrente elétrica do motor principal do torno CNC foi monitorado utilizando o sistema de medição desenvolvido e um sistema comercial, composto por um alicate amperímetro conectado a um multímetro convencional. A comparação entre os valores de corrente medidos por estes dois sistemas foi utilizada, inicialmente, para avaliar o desempenho do sistema proposto por este trabalho. Para isso, foi realizada uma regressão linear no *software* Microsoft Excel, relacionando os dados obtidos pelos dois sensores. O gráfico contendo esta relação é apresentado na Figura 4.1.

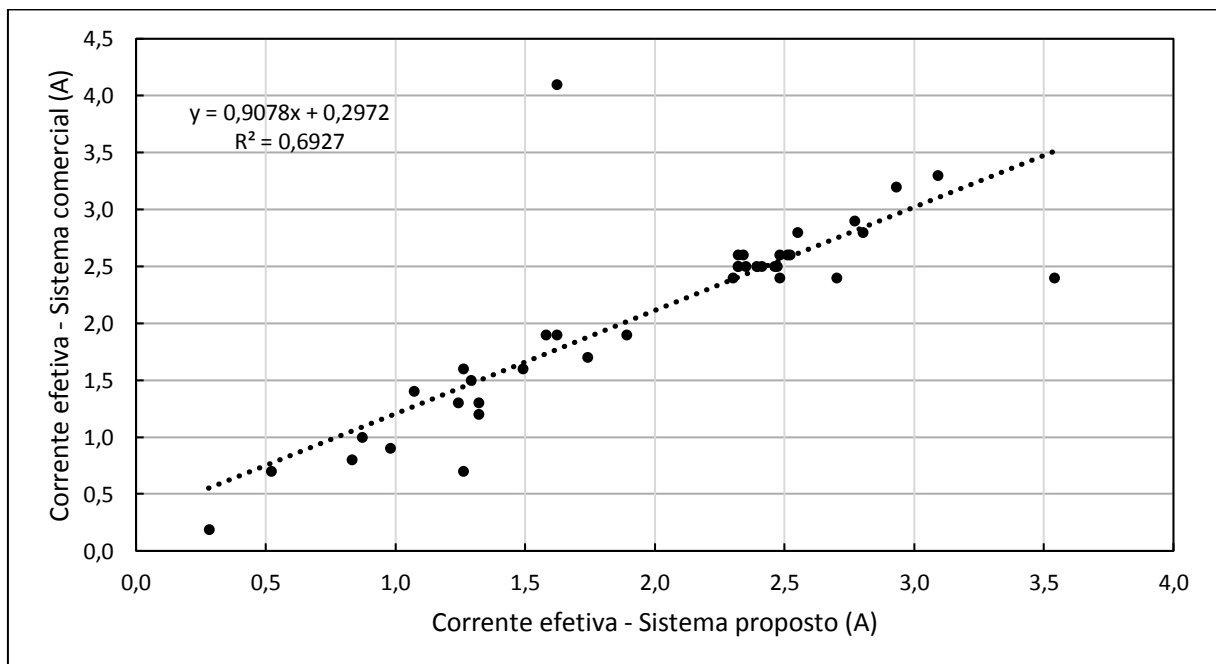


Figura 4.1: Comparação entre os valores de corrente efetiva de corte obtidos durante os ensaios de torneamento.

Como pode ser visto na Figura 4.1, o modelo obtido a partir da regressão linear dos valores de corrente medidos pelos dois sistemas apresentou um coeficiente de determinação (R^2) de 0,69. Também pode ser observado que os dados apresentaram uma dispersão considerável em relação à linha de tendência, principalmente na faixa de medição entre 1,0 e 1,5 A. Além disso, do conjunto de pontos utilizados para a construção do modelo, dois apresentaram um afastamento significativo da linha de tendência, representando uma diferença de medição, em ordem decrescente, de 2,48 e 1,14 A.

Diante dos resultados obtidos por meio da regressão linear, a mera comparação entre os valores medidos por ambos os sistemas se torna insuficiente para a avaliação do desempenho do sistema proposto, tendo em vista que o multímetro utilizado como padrão é um sistema comercial, cuja qualidade é assegurada pelo fabricante. Entretanto, quando analisadas as características construtivas dos sistemas, percebe-se que alguns fatores metrológicos podem ter exercido influência nas medições realizadas, acarretando nas divergências observadas.

Em relação à faixa de medição dos sistemas, o alicate amperímetro utilizado em conjunto com o multímetro possui como limite de medição o valor de 300 A. Já o sistema desenvolvido, por ter sido projetado de forma customizada para a medição de corrente durante o torneamento, apresenta um limite de medição de aproximadamente 45 A. Por possuir uma menor faixa de medição, o sistema proposto apresenta uma sensibilidade mais elevada quando comparado ao alicate amperímetro, sendo esses parâmetros equivalentes a 79 mV/Aac e 10 mV/Aac, respectivamente. Este valor superior de sensibilidade garante ao sistema desenvolvido uma capacidade de monitorar menores variações de corrente com maior precisão.

Quando são considerados os módulos que compõem os sistemas e o condicionamento imposto ao sinal de medição até a amostragem dos resultados, é importante ressaltar que, por apresentar uma faixa de medição mais ampla e menor sensibilidade, o sinal gerado pelo alicate amperímetro PM-300 passa por uma amplificação quando chega ao multímetro, cujo fator é dependente da escala de medição nominal do equipamento. Esta amplificação implica em uma maior susceptibilidade dos valores medidos pelo sistema à influência do ruído, o que pode acarretar em erros consideráveis de medição. Já o sistema desenvolvido, por apresentar uma faixa de medição propositalmente pequena, não necessita do emprego de um amplificador operacional para o tratamento do sinal de medição, o que reduz consideravelmente a interferência negativa do ruído nos valores de corrente monitorados.

Considerando as diferentes características discutidas, o emprego de uma abordagem alternativa se faz necessário para a validação do sistema de medição proposto. Como apontado por Li (2005); Kim e Jeon (2011); e Aggarwal, Nešić e Xirouchakis (2013), as forças de corte

atuantes durante a usinagem dos metais podem ser medidas indiretamente e com boa confiabilidade a partir do monitoramento da corrente elétrica requerida pelos motores da máquina-ferramenta. Além disso, como estas duas grandezas estão diretamente relacionadas à potência consumida para a operação de corte do metal, sua correlação normalmente apresenta um comportamento linear, com baixa dispersão entre modelo e dados experimentais, como evidenciado por Kim e Jeon (2011). Desta forma, o relacionamento existente entre as forças de corte e respectivos valores de corrente elétrica do motor principal do torno CNC será explorado para a adequada validação do sistema de medição desenvolvido.

4.1.1 Correlação entre corrente elétrica e força de corte

Para a análise da relação entre corrente elétrica e força de corte, os valores de corrente obtidos por ambos os sistemas de medição foram correlacionados com as forças de corte medidas pelo dinamômetro durante os mesmos ensaios de torneamento. A partir desta dispersão de pontos, regressões lineares foram aplicadas novamente, com o objetivo de avaliar o nível de ajuste para cada modelo obtido. A relação entre a corrente monitorada pelo sistema comercial e a força de corte principal durante o torneamento do aço UNS S32760 pode ser vista na Figura 4.2.

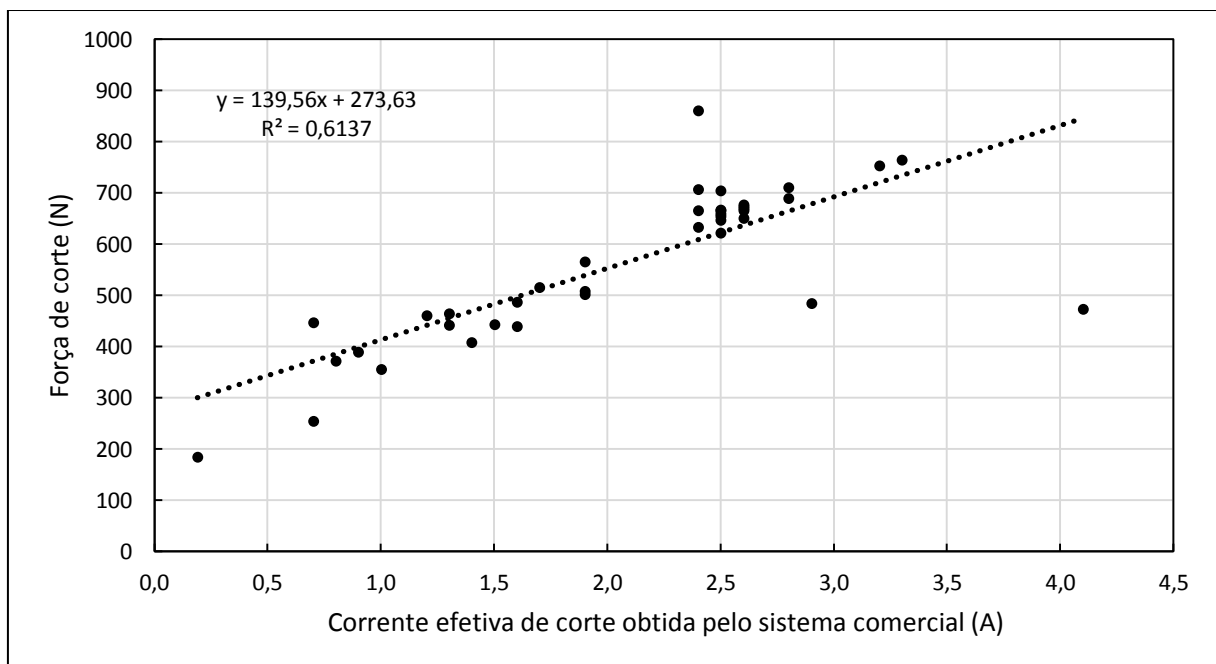


Figura 4.2: Relação entre força de corte e corrente efetiva medida pelo sistema comercial.

Como é mostrado na Figura 4.2, os dados experimentais apresentaram uma dispersão considerável em relação à linha de tendência construída. Pode-se perceber também que valores iguais de corrente foram medidos em ensaios onde as forças de corte apresentaram valores distintos, principalmente na faixa entre 2,0 e 3,0 A. Esta disparidade entre os valores pode ser proveniente da baixa sensibilidade apresentada pelo sistema, o que o torna incapaz de perceber pequenas variações em determinados pontos da sua faixa de medição. Por fim, a influência do ruído nos resultados de medição é comprovada pelo baixo coeficiente de determinação obtido, equivalente a 0,61, o que torna o sistema comercial inapto para a medição indireta das forças de corte.

Repetindo o mesmo procedimento para a corrente monitorada pelo sistema de medição proposto, é obtida a correlação apresentada na Figura 4.3.

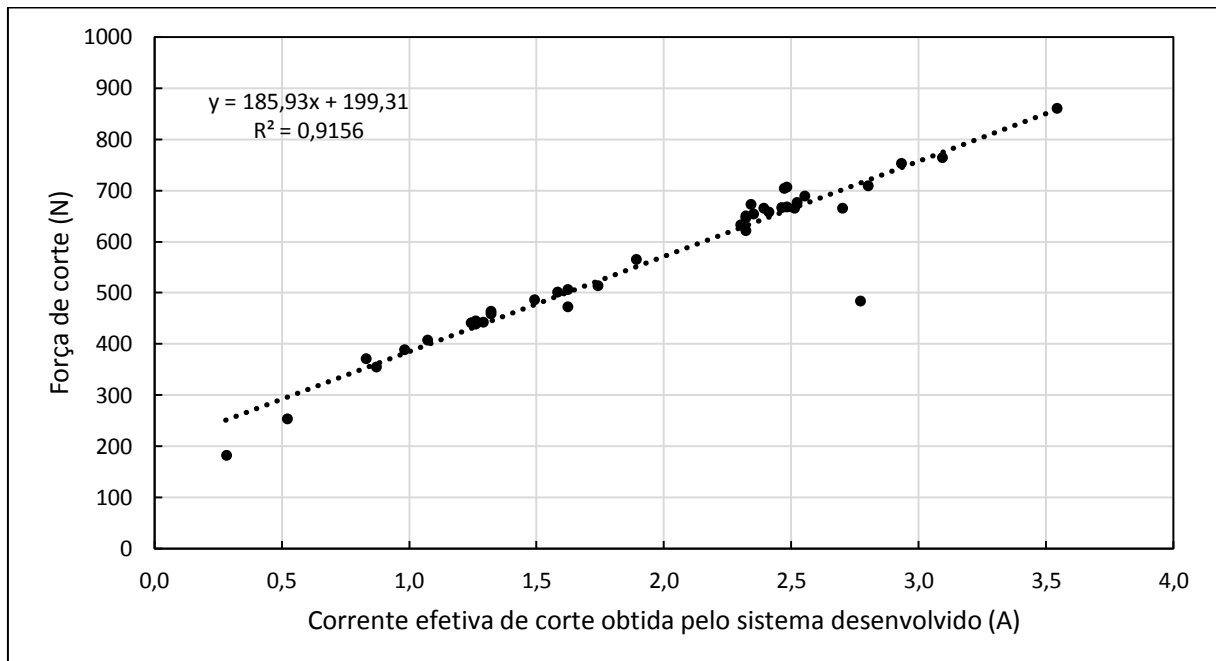


Figura 4.3: Relação entre força de corte e corrente efetiva medida pelo sistema desenvolvido.

A partir da análise da Figura 4.3, percebe-se que a associação entre os valores medidos pelo sistema proposto e a força de corte observada durante o torneamento apresentou baixa dispersão em relação à linha de tendência. Além disso, o coeficiente de determinação foi de 0,92, o que indica que a medição indireta da força de corte utilizando o sistema desenvolvido pode ser realizada com um erro inferior a 10%. A relação linear entre esses dois parâmetros é descrita pela Equação 4.1, sendo F_c a força de corte e Δi_{corte} a corrente efetiva de corte.

$$F_c = 185,93.\Delta i_{corte} + 199,31 \quad (4.1)$$

Diante da correlação mais exata obtida pelo sistema proposto, pode-se concluir que o mesmo apresenta desempenho superior quando comparado ao sistema de medição comercial utilizado. Além disso, o sistema proposto também apresenta como vantagem o fato de que os dados medidos são enviados diretamente para o computador, o que permite o monitoramento contínuo da operação de corte. Já o multímetro amostra os resultados de medição por meio de um visor, inviabilizando a aquisição em tempo real da corrente elétrica. Desta maneira, o sistema desenvolvido pode ser considerado válido para a medição da corrente elétrica requerida durante o torneamento. Tendo isso em vista, todos os dados de corrente elétrica discutidos nas próximas seções deste capítulo serão referentes às medições realizadas pelo sistema desenvolvido neste trabalho.

4.2 Análise da influência dos parâmetros de corte

De forma preliminar ao estudo das superfícies de resposta, foi realizada a análise da influência individual dos parâmetros de corte sobre as variáveis medidas durante o torneamento do aço UNS S32760. As curvas de influência foram construídas no *software* Microsoft Excel, utilizando os valores médios obtidos nos ensaios e os respectivos desvios padrão. Além disso, como o planejamento dos ensaios foi realizado para a obtenção das superfícies de resposta, a distribuição dos parâmetros de corte sempre apresentou três variações para as condições centrais e duas variações para os pontos do cubo. Os resultados obtidos para os componentes da força de usinagem, corrente elétrica do motor principal e temperatura do cavaco produzido são discutidos nas próximas seções.

4.2.1 Força de corte

O gráfico da influência da velocidade de corte sobre a força de corte, para valores constantes de avanço é apresentado na Figura 4.4.

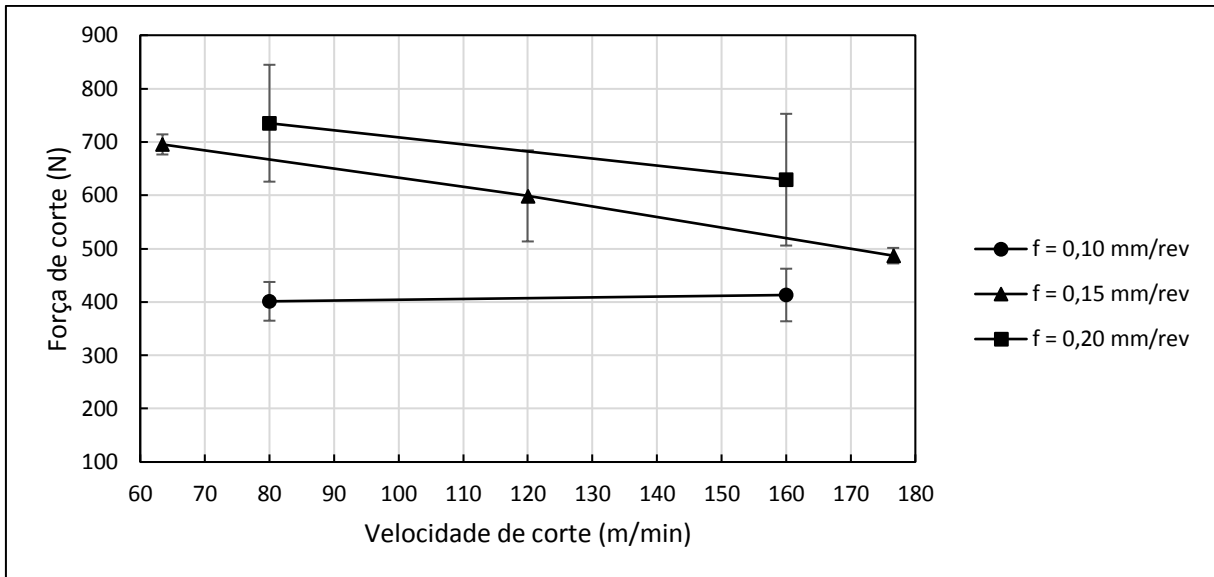


Figura 4.4: Influência da velocidade de corte sobre a força de corte.

Como pode ser visto na Figura 4.4, o aumento dos valores de velocidade de corte acarreta, de forma geral, em uma diminuição da força de corte média. Esse fenômeno pode ser explicado pela diminuição da resistência mecânica do material devido à maior geração de calor na interface ferramenta/cavaco quando maiores velocidades de corte são empregadas (maior potência consumida pelo motor principal). Considerando que valores elevados de velocidade de corte implicam em um aumento da taxa de remoção de material, o que resulta em uma maior dissipação de energia por atrito na interface ferramenta/cavaco.

Também é mostrado na Figura 4.4 que o aumento do avanço desloca as curvas para níveis mais elevados de força de corte, principalmente quando a linha referente ao avanço de 0,10 mm/rev é adotada como referência para a comparação. Como o aumento do avanço resulta na remoção de um maior volume de material pela ferramenta de corte, é esperado que a força de corte aumente com este parâmetro.

Para o avanço de 0,10 mm/rev, a força de corte apresentou uma variação desprezível com o aumento da velocidade de corte, o que indica que, para baixos valores de avanço, o aquecimento do material da peça usinada não é tão efetivo para a redução da sua resistência mecânica, sendo necessárias forças de cisalhamento com magnitudes semelhantes para a remoção de material nas velocidades de 80 e 160 m/min. Além disso, o aumento da área da zona de cisalhamento secundária com a elevação da velocidade de corte pode ter contribuído para a ocorrência deste comportamento. Já as curvas referentes aos demais valores de avanço apresentaram o comportamento típico mencionado.

Por fim, ainda pela análise da Figura 4.4, pode-se perceber que os resultados encontrados também apresentaram um desvio padrão considerável da força de corte média, principalmente para os ensaios realizados com um avanço de 0,20 mm/rev, o que ressalta a difícil usinabilidade dos aços inoxidáveis superduplex em condições de corte mais severas. Como reportado por Gowthaman, Jeyakumar e Saravanan (2020), estes aços apresentam elevada susceptibilidade ao encruamento em relação à velocidade de corte utilizada durante o torneamento, o que contribui para a formação de aresta postiça de corte e induz a uma elevada variabilidade da força de usinagem durante o corte. Além disso, Krolczyk, Nieslony e Legutko (2014) também apontam para a possibilidade de mudança de fases durante a usinagem dos aços duplex, onde a austenita contida em sua microestrutura se transforma em martensita devido ao encruamento provocado pelo passe de torneamento. Desta forma, passes anteriores podem levar a um aumento da dureza superficial do corpo de prova, resultando assim, na medição de forças mais elevadas durante os passes de torneamento subsequentes.

O gráfico da influência do avanço sobre a força de corte, para valores constantes de velocidades de corte, é apresentado na Figura 4.5. O aumento da força de corte quando valores mais elevados de avanço são utilizados pode ser visto com maior clareza a partir da Figura 4.5. Considerando os ensaios referentes aos pontos axiais do planejamento, para uma velocidade de corte de 120 m/min, quando o avanço é aumentado de 0,08 para 0,22 mm/rev ocorre uma elevação de quase 400 N na força de corte média. Esta elevação representa um aumento de 140% do valor inicial, o que ressalta o impacto do maior volume de material removido nos esforços impostos à ferramenta durante o processo de corte.

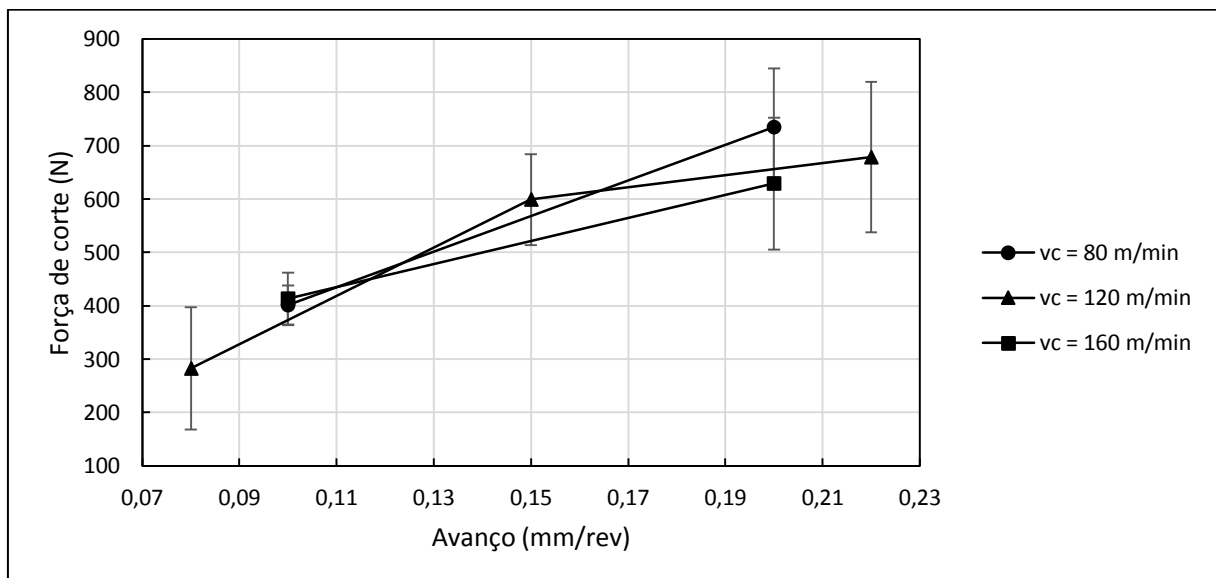


Figura 4.5: Influência do avanço sobre a força de corte.

Novamente, os desvios padrões dos valores medidos apresentaram uma amplitude considerável, principalmente para os pontos localizados nas extremidades das curvas. Em relação à variação da velocidade de corte, as curvas de influência da Figura 4.5 ficaram dispostas de maneira relativamente próxima, o que indica uma maior influência do avanço nas forças de corte desenvolvidas durante o torneamento do aço UNS S32760.

4.2.2 Força de avanço

O gráfico contendo as curvas de influência da velocidade de corte sobre a força de avanço, para valores constantes de avanço, pode ser visto na Figura 4.6. Nota-se que a influência da velocidade de corte sobre a força de avanço é mais prevalente para avanços mais elevados. Para um avanço de 0,10 mm/rev, a força de avanço média apresentou um leve decaimento com o aumento da velocidade de corte. Entretanto, quando os desvios padrões são considerados, pode-se perceber que esta variação foi inconclusiva. Para um avanço de 0,15 mm/rev, a mesma situação ocorreu, havendo um decréscimo da força média quando a velocidade de corte foi elevada de 63,4 para 120 m/min.

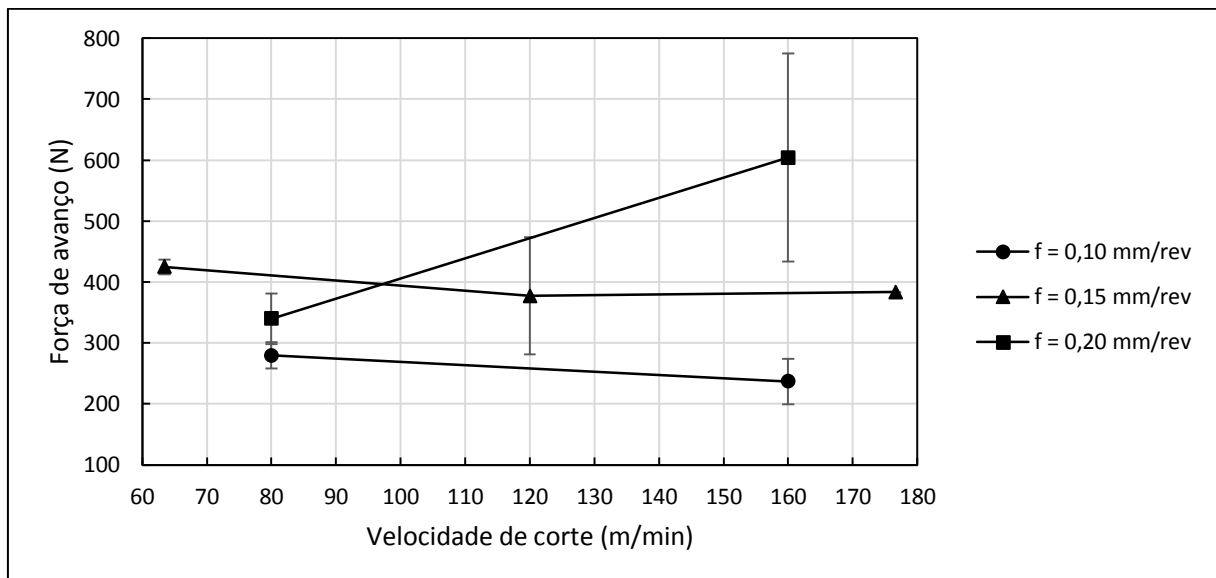


Figura 4.6: Influência da velocidade de corte sobre a força de avanço.

Apenas para o avanço de 0,20 mm/rev que foi possível notar um crescimento efetivo da força de avanço com a elevação da velocidade de corte, passando de aproximadamente 340 N para 600 N, como é mostrado na Figura 4.6. Esse comportamento pode ter sido resultado do aumento

da área da zona de cisalhamento secundária, sendo este fenômeno promovido pelo aumento da ductilidade do material com a elevação da velocidade de corte. Ainda assim, a dispersão dos valores obtidos experimentalmente para a condição de corte mais severa foi significativa, o que reflete a alta variabilidade dos esforços envolvidos no torneamento do aço UNS S32760. Esta característica se torna ainda mais evidente quando o desvio padrão obtido para o ponto central do experimento (120 m/min e 0,15 mm/rev) é considerado, tendo em vista que esta condição agrupou o maior número de ensaios realizados.

Para um melhor entendimento do impacto da variação do avanço sobre a força de avanço, é apresentada na Figura 4.7 a influência deste parâmetro quando a velocidade de corte é mantida constante.

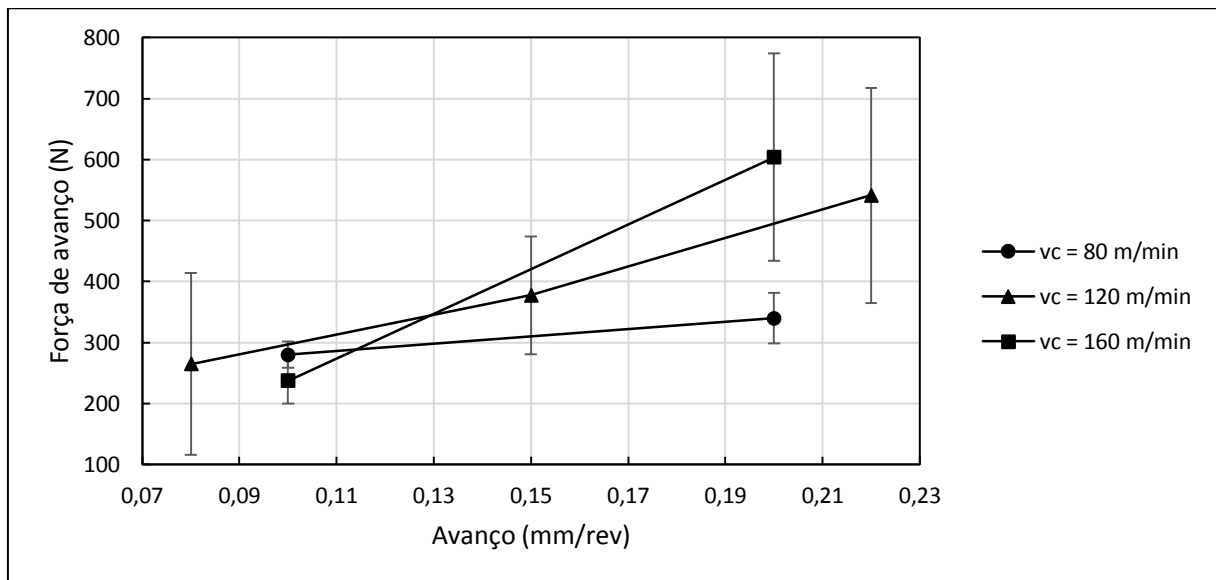


Figura 4.7: Influência do avanço sobre a força de avanço.

De forma geral, o comportamento apresentado na Figura 4.7 condiz com o esperado, onde um aumento do avanço induz a uma maior taxa de remoção de material durante o processo de corte, acarretando assim, em forças mais elevadas. Esta tendência pode ser observada a partir dos valores médios monitorados durante o torneamento. Em contrapartida, quando o desvio padrão das medições é considerado, percebe-se novamente que os valores medidos sob condições de corte semelhantes apresentaram uma variação considerável, principalmente entre os valores de velocidade de corte investigados.

4.2.3 Força passiva

A influência da variação da velocidade de corte sobre a força passiva, para valores constantes de avanço, pode ser vista na Figura 4.8. É possível perceber que a influência da velocidade de corte sobre os valores médios da força passiva é dependente do avanço empregado na operação. Para um avanço de 0,10 mm/rev, a força passiva apresentou um leve decréscimo com o aumento da velocidade de corte. Considerando o maior aquecimento da interface ferramenta/cavaco com a elevação da velocidade de corte, é esperado uma diminuição das forças envolvidas no corte. No entanto, para os avanços de 0,15 e 0,20 mm/rev, as forças passivas aumentaram com a elevação da velocidade de corte. Além disso, também pode ser notado que, quanto maior o avanço, mais acentuado foi o aumento das forças passivas médias monitoradas durante os ensaios, o que ressalta a possível influência da área da zona de cisalhamento secundária nos valores de força medidos durante o torneamento. Para um melhor entendimento deste comportamento, a influência do avanço é apresentada na Figura 4.9.

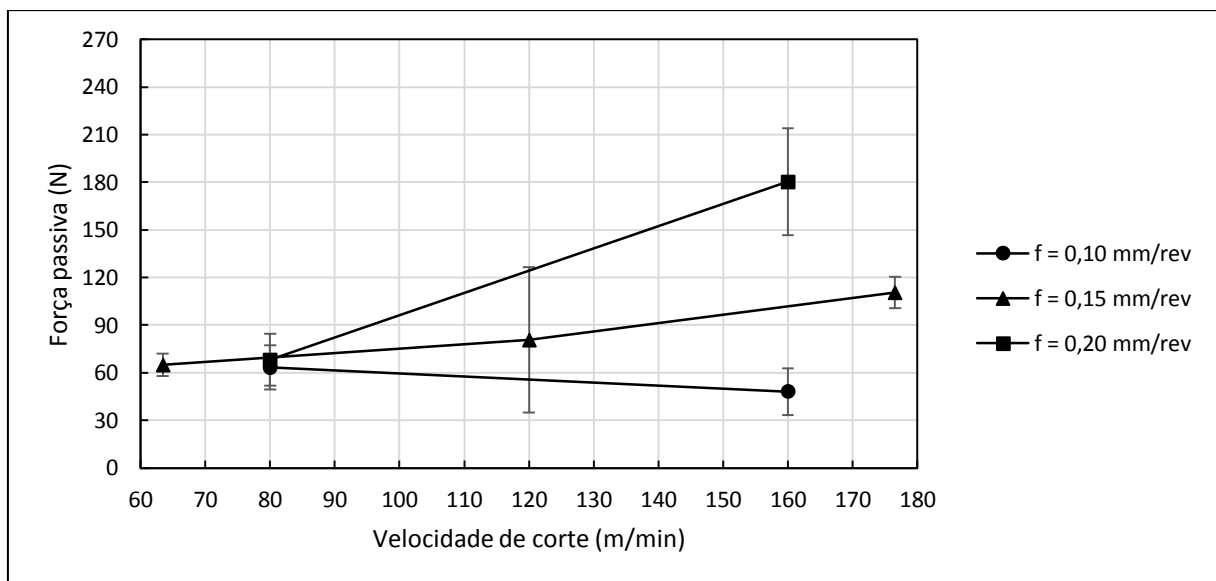


Figura 4.8: Influência da velocidade de corte sobre a força passiva.

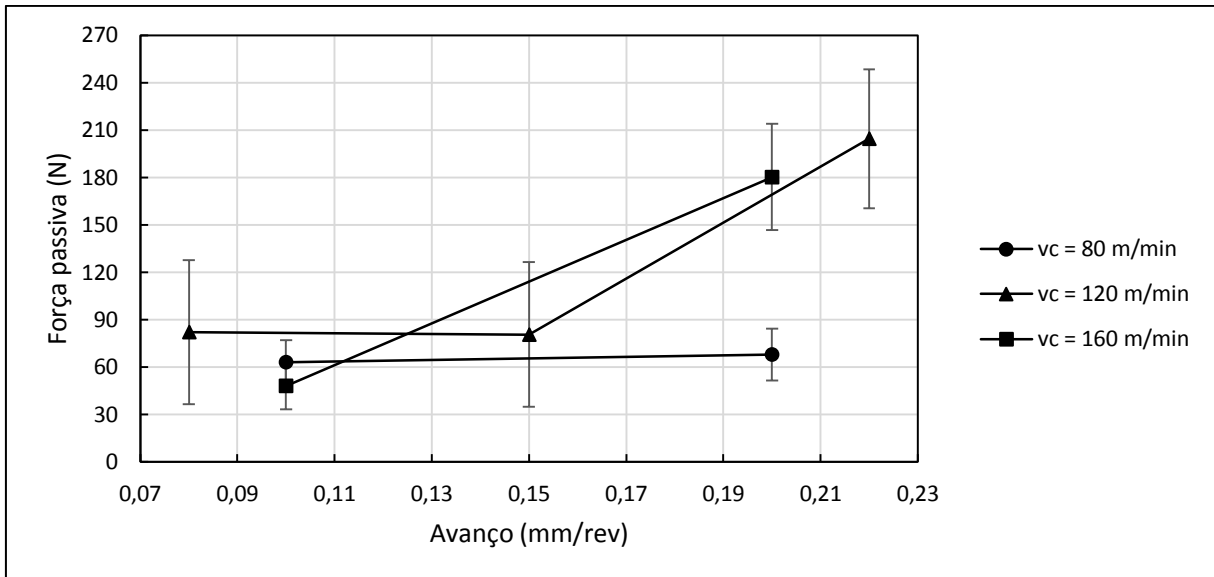


Figura 4.9: Influência do avanço sobre a força passiva.

Como pode ser visto na Figura 4.9, apenas para a velocidade de corte de 80 m/min que a variação do avanço não exerceu influência significativa sobre os valores de força passiva. Para os ensaios realizados com uma velocidade de corte de 120 m/min, a força passiva cresceu com o avanço, para condições onde esse parâmetro foi superior a 0,15 mm/rev. Já para a velocidade de 160 m/min, a força passiva média aumentou quando o avanço foi elevado de 0,10 para 0,20 mm/rev.

Aparentemente, o aumento da força passiva média com a elevação dos parâmetros de corte está diretamente ligado com a condição de corte do ensaio, tendo em vista as linhas horizontais obtidas para 0,10 mm/rev e 80 m/min, quando fixados. Para as demais condições, sempre que a combinação dos parâmetros atinge um certo limite de severidade, há o aumento da força passiva. Esse comportamento pode ser resultado de eventuais vibrações no sistema de corte, provocadas pela maior adesão de material na superfície de saída da ferramenta. Tendo em vista que a elevação da velocidade de corte provoca um aumento da temperatura na interface ferramenta/cavaco e o aumento do avanço resulta em uma maior área de contato entre cavaco e ferramenta. Em ambas as situações, a adesão de material na ferramenta de corte é favorecida.

4.2.4 Corrente elétrica

A influência da velocidade de corte sobre a corrente efetiva de corte, para valores fixos de avanço, é apresentada na Figura 4.10.

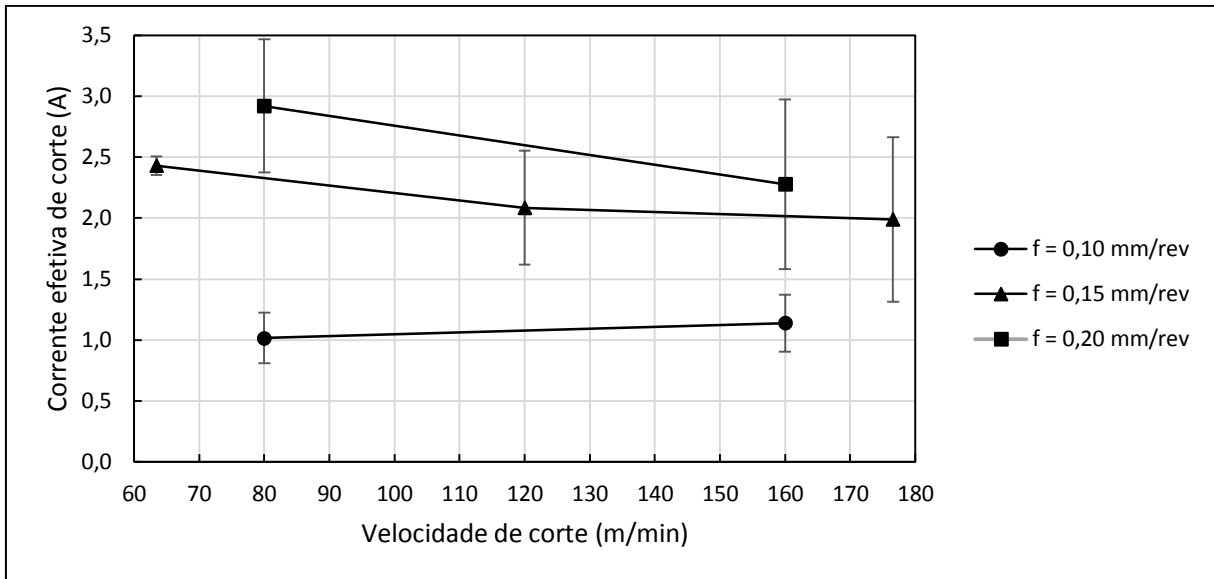


Figura 4.10: Influência da velocidade de corte sobre a corrente efetiva de corte.

A partir da observação da Figura 4.10, pode-se perceber que há uma leve redução na corrente efetiva de corte média com o aumento da velocidade de corte, para os avanços de 0,15 e 0,20 mm/rev. Quando o avanço de 0,10 mm/rev é considerado, a corrente cresce levemente quando a velocidade de corte é elevada. Esse comportamento é semelhante ao apresentado pela força de corte (Figura 4.4). Considerando que estas duas grandezas estão diretamente relacionadas com a potência necessária para a realização do corte do metal, além de terem apresentado um grau de correlação considerável, descrito previamente pela Equação 4.1, esta semelhança era esperada. A análise da Figura 4.10 ainda revela um desvio padrão expressivo para ensaios realizados sob condições de cortes mais severas, o que prejudica a avaliação do comportamento real apresentado pela corrente quando a velocidade de corte é alterada. Novamente, esse resultado também ocorreu durante a avaliação das forças de corte, o que confirma a alta variabilidade das condições de usinagem durante o torneamento do aço UNS S32760.

A influência do avanço sobre a corrente efetiva de corte, quando a velocidade de corte é fixada, pode ser vista na Figura 4.11. Mais uma vez, a corrente efetiva de corte apresentou um comportamento similar à força de corte quando o avanço é modificado, como é mostrado nas Figuras 4.5 e 4.11. O aumento do avanço resultou em um maior consumo de corrente necessário para a realização da usinagem. Como a elevação do avanço aumenta a taxa de remoção de material, é necessária uma potência elétrica maior para a realização do trabalho pelo motor principal. Quando as velocidades de corte são analisadas, pode-se perceber que valores mais elevados diminuem a corrente necessária para o corte, dada a diminuição da

resistência ao cisalhamento do material da peça, decorrente da maior geração de calor na interface de corte.

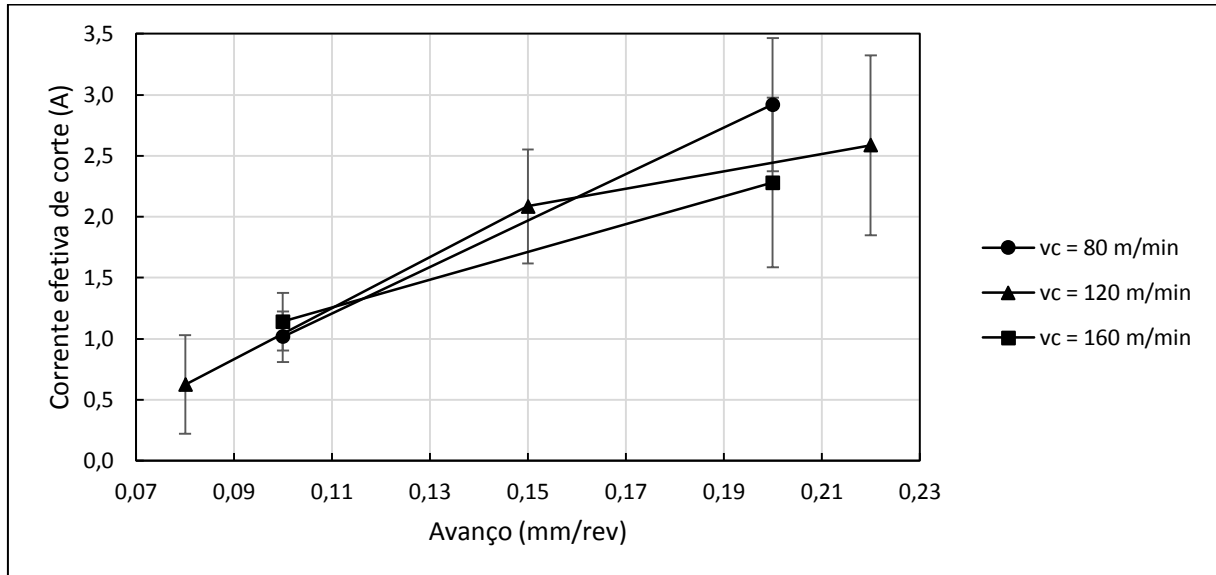


Figura 4.11: Influência do avanço sobre a corrente efetiva de corte.

A obtenção dos comportamentos semelhantes para a força de corte e corrente elétrica em função da variação das velocidades de corte e avanços ressalta a fidelidade do modelo que correlaciona estas duas grandezas, obtido por meio da regressão linear apresentada na Figura 4.3. Este resultado é importante, pois suporta o emprego da Equação 4.1 para a medição indireta das forças de corte por meio do monitoramento da corrente elétrica.

4.2.5 Temperatura do cavaco

A influência da velocidade de corte sobre os valores de temperatura do cavaco monitorados durante o torneamento, para avanços constantes, é apresentada na Figura 4.12.

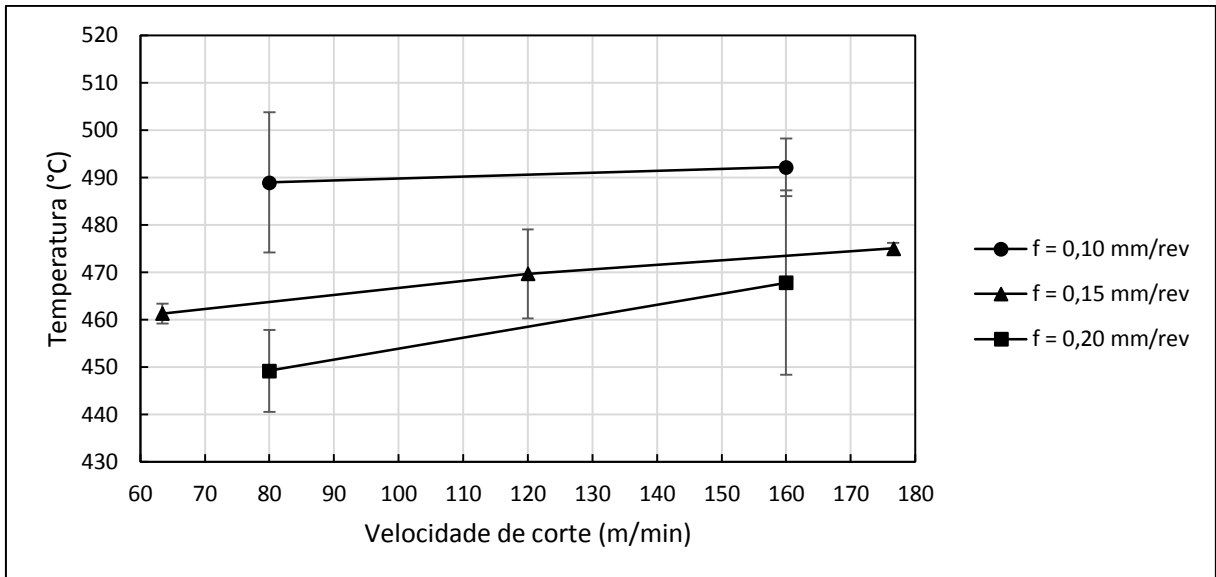


Figura 4.12: Influência da velocidade de corte sobre a temperatura do cavaco.

Como pode ser visto na Figura 4.12, a elevação da velocidade de corte resultou no aumento da temperatura média do cavaco produzido durante o torneamento, principalmente para avanços de 0,15 e 0,20 mm/rev. No entanto, quando a dispersão dos valores monitorados é considerada, pode-se perceber que a variação de temperatura para os ensaios realizados com um avanço de 0,20 mm/rev não foi representativa. Já os ensaios realizados utilizando um avanço de 0,10 mm/rev não apresentaram uma elevação considerável da temperatura quando a velocidade de corte subiu de 80 para 160 m/min. O aumento da temperatura com a velocidade de corte se deve ao maior fluxo de material na superfície de saída da ferramenta, o que acarreta em uma maior dissipação de energia na forma de calor. Em relação aos avanços investigados, o comportamento observado na Figura 4.12 indica que o aumento desse parâmetro resulta na medição de menores valores de temperatura. Para uma melhor análise, a influência do avanço é apresentada de forma mais clara na Figura 4.13.

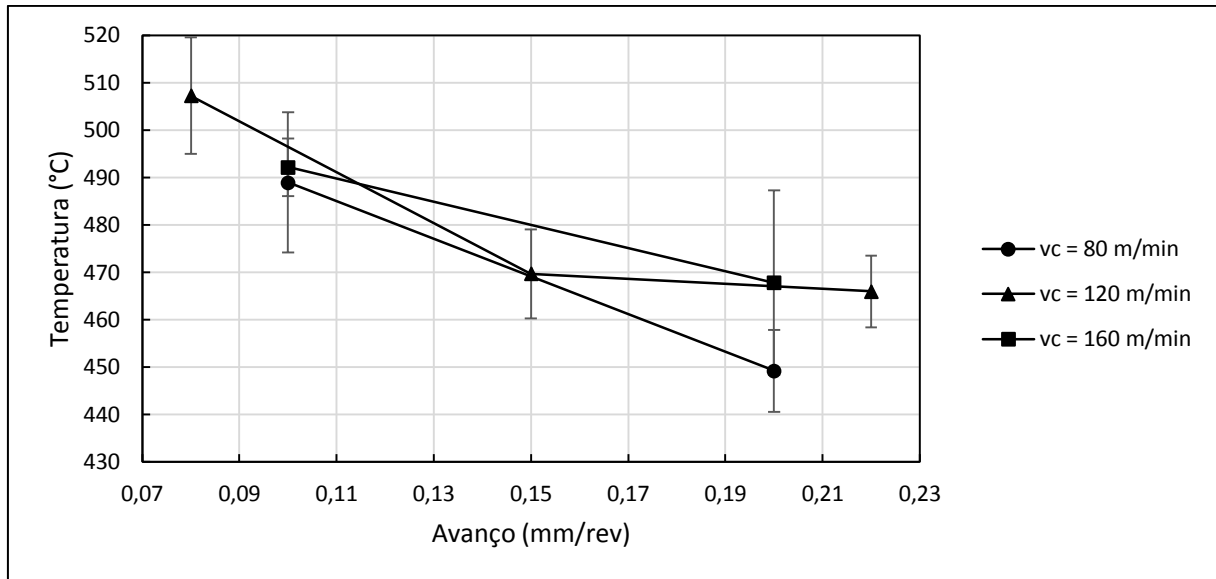


Figura 4.13: Influência do avanço sobre a temperatura do cavaco.

De acordo com o comportamento ilustrado na Figura 4.13, o aumento do avanço resulta diretamente na diminuição da temperatura média do cavaco para todos os valores de velocidade de corte investigados. Em relação à mecânica do corte, era previsto que a temperatura aumentasse com a elevação do avanço, tendo em vista que maiores esforços estão envolvidos nestas condições de corte. Entretanto, como a temperatura foi monitorada utilizando um pirômetro posicionado acima da ferramenta de corte, os valores medidos se referem a temperatura da superfície superior do cavaco que acaba de ser removido da peça. A elevação do avanço, por sua vez, resulta na geração de cavacos mais espessos, o que acarreta em um aumento na distância entre a superfície onde a temperatura está sendo medida e a região onde a geração de calor ocorre (interface ferramenta/cavaco). Portanto, embora a temperatura na interface ferramenta/cavaco aumente com a elevação do avanço (maior força de usinagem), a temperatura detectada pelo pirômetro na superfície superior do cavaco diminui devido ao aumento da espessura do cavaco.

Em relação aos desvios padrão encontrados, em ambas as Figuras 4.12 e 4.13 podem ser notados valores consideráveis. Como a medição foi realizada por meio de um pirômetro, qualquer variação na forma ou escoamento do cavaco produzido pode resultar em variações expressivas dos valores medidos. Para uma medição mais precisa da temperatura na interface ferramenta/peça, outros métodos podem ser empregados, como as técnicas baseadas no uso de termopares. Entretanto, como a medição utilizando pirômetros apresenta interferência nula no processo de corte, o uso desta garante que não haverá influência sobre as outras grandezas físicas monitoradas durante os ensaios de torneamento. Além disso, como foram adotadas três

réplicas para cada condição planejada, pode-se considerar que o comportamento observado para a temperatura média é representativo em relação aos fenômenos físicos que de fato ocorrem durante o corte.

4.3 Análise por superfícies de resposta

Para uma melhor análise da influência combinada dos parâmetros de corte sobre o comportamento das grandezas monitoradas durante os ensaios de torneamento, foram geradas superfícies de resposta a partir do domínio formado pela combinação dos parâmetros apresentados na Tabela 3.4. As superfícies obtidas são apresentadas por meio das suas respectivas curvas de nível, onde o comportamento dos fenômenos físicos investigados pode ser visto com maior clareza. Por fim, as superfícies são utilizadas para a otimização dos parâmetros de corte em relação às grandezas medidas durante o torneamento do aço UNS S32760.

4.3.1 Curvas de nível

A curva de nível referente à superfície de resposta obtida para a força de corte em função da velocidade de corte e do avanço pode ser vista na Figura 4.14.

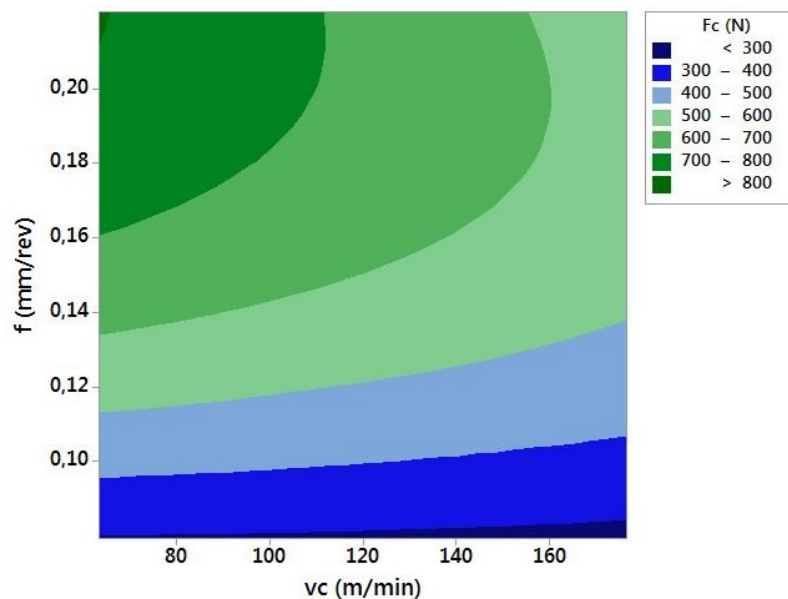


Figura 4.14: Curva de nível da superfície de resposta da força de corte.

De forma geral, pode-se perceber que o comportamento da força de corte foi condizente com os resultados obtidos pela análise da influência individual de cada parâmetro de corte, apresentados nas Figuras 4.4 e 4.5. Quando a influência do avanço é avaliada, pode ser visto que a força de corte cresce diretamente com o aumento desse parâmetro, passando de valores inferiores a 300 N durante o torneamento com baixos avanços até valores entre 700 e 800 N, para avanços acima de 0,16 mm/rev e baixas velocidades de corte.

Já o efeito da velocidade de corte sobre as forças de corte foi mais discreto para baixos valores de avanço. Entretanto, quando o avanço excede o valor de 0,15 mm/rev, pode ser visto na Figura 4.14 que a força de corte passa a diminuir com o aumento da velocidade de corte. Para um avanço de 0,20 mm/rev, a força de corte diminui em 200 N aproximadamente. Esse comportamento ocorre devido à perda de resistência do material, causada pela maior geração de calor na interface ferramenta/cavaco. Aparentemente, esse fenômeno se torna mais perceptível para valores de avanço acima de 0,15 mm/rev, o que pode ser explicado pela necessidade de uma espessura mínima do cavaco para o aquecimento satisfatório da peça durante o torneamento.

A Equação 4.2 descreve a expressão obtida a partir da regressão realizada para a construção da superfície de resposta da força de corte.

$$F_c = -0,0010 \cdot v_c^2 - 22804 \cdot f^2 - 14,7 \cdot v_c \cdot f + 1,24 \cdot v_c + 11380 \cdot f - 464 \quad (4.2)$$

Um coeficiente de determinação (R^2) equivalente a 70,76% foi obtido para o modelo descrito pela Equação 4.2. Esse valor pode ser explicado pelo desvio padrão significativo observado nos dados medidos, o que influenciou diretamente ao ajuste realizado para a construção da superfície de resposta.

A curva de nível da superfície de resposta referente a força de avanço é apresentada na Figura 4.15, cuja análise revela que a força de avanço apresenta seu valor mínimo (<200 N) durante o torneamento realizado com elevadas velocidades de corte e avanço reduzido. Já seu valor máximo (600-700 N) pode ser observado para altos valores de velocidade de corte e avanço. Estes dois pontos representam a altura máxima do vale e pico, respectivamente, contidos na superfície de resposta. As demais regiões, delimitadas por baixas velocidades de corte ou avanços intermediários, apresenta geometria plana, caracterizada por forças de avanço entre 300 e 400 N.

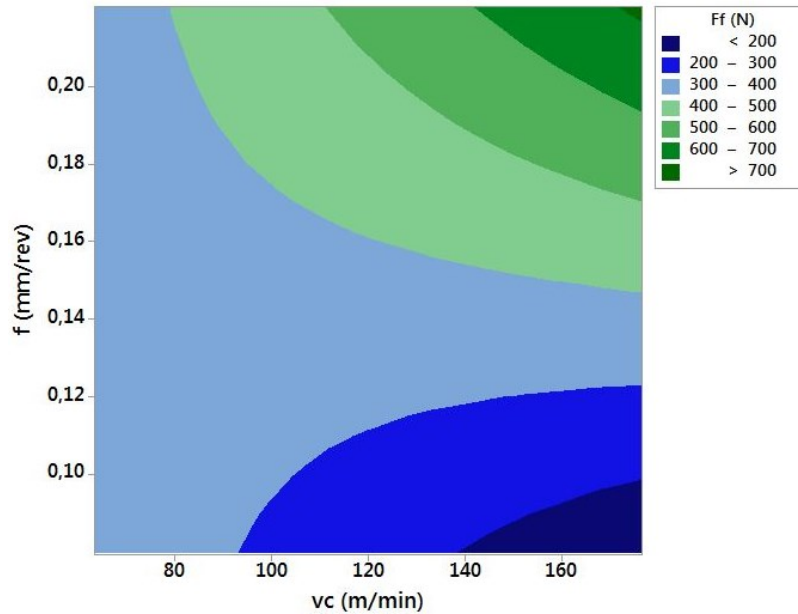


Figura 4.15: Curva de nível da superfície de resposta da força de avanço.

O comportamento da superfície de resposta da força de avanço apresentou tendências semelhantes às encontradas durante a análise da influência individual dos parâmetros de corte (Figuras 4.6 e 4.7). No entanto, pequenos desvios podem ser observados em relação à região correspondente à parâmetros de corte intermediários, como é o caso do ponto caracterizado por uma velocidade de corte reduzida e avanço de 0,15 mm/rev, onde valores superiores a 400 N foram registrados com baixa dispersão. Já os demais pontos apresentaram um desvio padrão considerável, o que pode ter refletido na qualidade da regressão realizada para a obtenção da superfície de resposta. O modelo desta superfície, descrito pela Equação 4.3, apresentou um coeficiente de determinação de 49,35%, comprovando assim, a influência negativa da alta variabilidade dos valores medidos.

$$F_f = 0,0024 \cdot v_c^2 + 1282 \cdot f^2 + 38,4 \cdot v_c \cdot f - 5,82 \cdot v_c - 2942 \cdot f + 763 \quad (4.3)$$

A curva de nível referente à superfície de resposta construída para a força passiva pode ser vista na Figura 4.16. Observa-se que a força passiva tende a aumentar com a elevação dos parâmetros de corte, apresentando seu valor máximo durante o corte realizado com valores de velocidade de corte acima de 160 m/min e avanços superiores a 0,20 mm/rev. Para esta condição, uma força passiva superior a 250 N é prevista pela superfície de resposta. Para valores de força passiva abaixo de 50 N, a região delimitada pela superfície é caracterizada por avanços reduzidos e velocidades de corte maiores que 160 m/min. Além disso, esses valores mínimos

também foram encontrados para baixas velocidades de corte e um avanço entre 0,14 e 0,18 mm/rev.

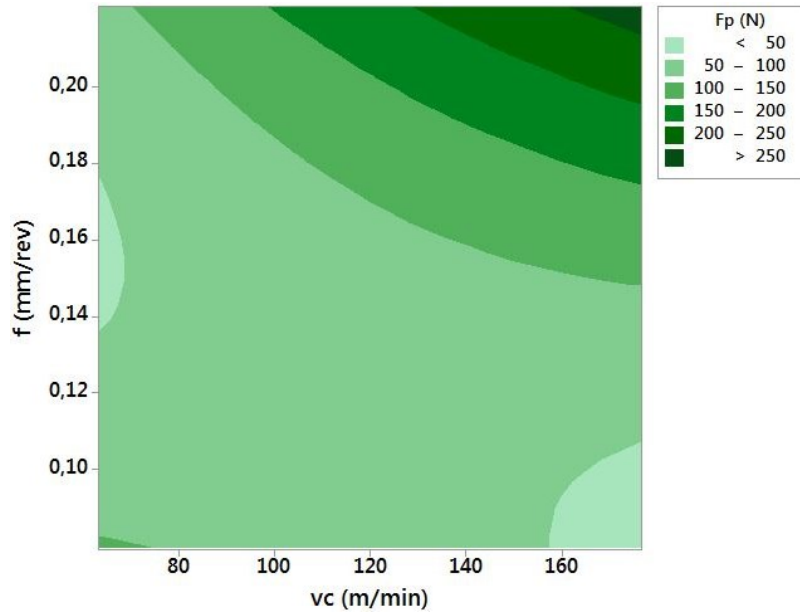


Figura 4.16: Curva de nível da superfície de resposta da força passiva.

A superfície de resposta da força passiva apresentou um comportamento concorde ao encontrado pela análise da influência individual dos parâmetros de corte (Figuras 4.8 e 4.9). Em relação à qualidade do ajuste, a regressão realizada para a obtenção da superfície de resposta apresentou um coeficiente de determinação equivalente a 60,86%, podendo esse ser considerado um resultado mediano, tendo em vista as características do material estudado. A Equação 4.4 descreve a relação entre a força passiva e os valores de velocidade de corte e avanço empregados durante o torneamento do aço UNS S32760.

$$F_p = -0,0018 \cdot v_c^2 + 9964 \cdot f^2 + 15,91 \cdot v_c \cdot f - 1,45 \cdot v_c - 4123 \cdot f + 388 \quad (4.4)$$

A curva de nível da superfície de resposta referente à corrente elétrica do motor principal do torno CNC para a realização do trabalho de corte durante o torneamento do aço UNS S32760 é apresentada na Figura 4.17. O aumento do avanço implica diretamente na necessidade de maior potência elétrica para a realização do corte. Já o efeito da velocidade de corte se torna perceptível para avanços superiores a 0,16 mm/rev, onde o aquecimento do material, devido ao maior fluxo de cavacos sobre a superfície de saída da ferramenta, resulta em uma diminuição da potência necessária para o corte. Esse comportamento condiz com os resultados encontrados quando os parâmetros de corte foram analisados de forma individual (Figuras 4.10 e 4.11).

Além disso, a superfície de resposta da corrente elétrica apresentou grande semelhança à obtida para a força de corte (Figura 4.14), o que reafirma a fidelidade da expressão obtida para correlacionar estas duas grandezas, representada pela Equação 4.1.

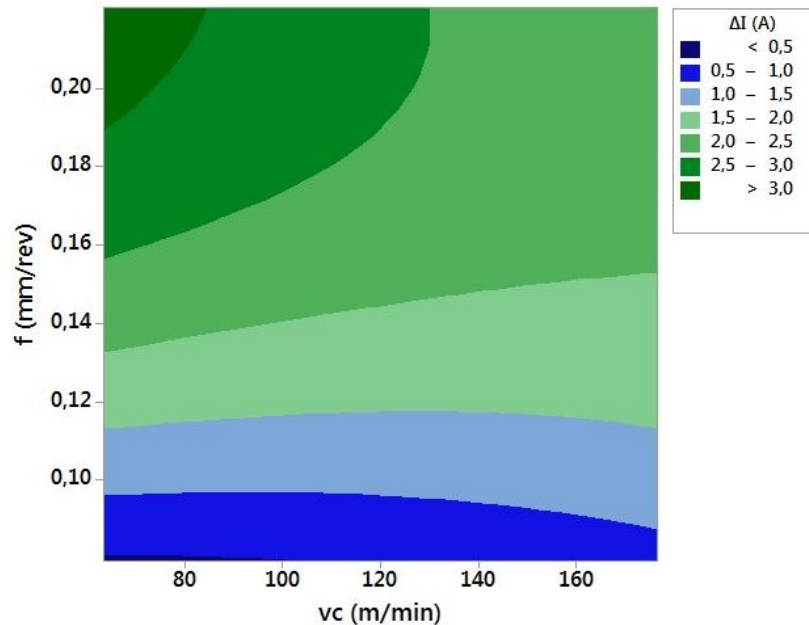


Figura 4.17: Curva de nível da superfície de resposta da corrente efetiva de corte.

O modelo que descreve a superfície de resposta da corrente elétrica apresentou um coeficiente de determinação de 67,70%, sendo representado pela Equação 4.5. Pode-se perceber que esse coeficiente apresentou um valor próximo ao encontrado para a força de corte (70,76%), o que indica uma semelhança na variabilidade apresentada por estas duas grandezas, o que pôde ser comprovado pela regressão linear apresentada na Figura 4.3.

$$\Delta i = 0,00003.v_c^2 - 102,8.f^2 - 0,0954.v_c.f + 0,004.v_c + 56,8.f - 3,29 \quad (4.5)$$

A curva de nível referente a superfície de resposta da temperatura do cavaco produzido pode ser vista na Figura 4.18. Pode-se notar que a temperatura do cavaco tende a diminuir com o aumento do avanço, apresentando maiores gradientes de queda pra velocidades de corte inferiores a 120 m/min. Já o efeito da velocidade de corte é mais perceptível para avanços superiores a 0,15 mm/rev, onde maiores velocidades de corte resultam no aumento da temperatura do cavaco.

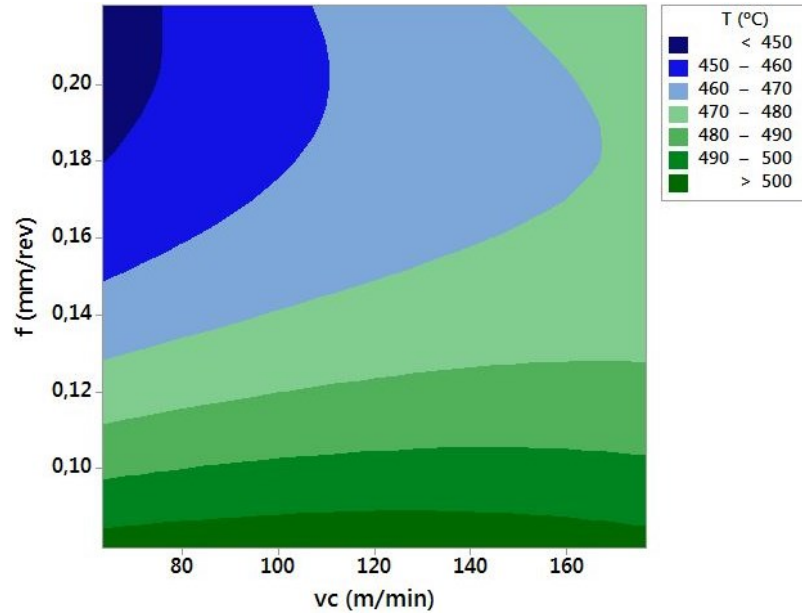


Figura 4.18: Curva de nível da superfície de resposta da temperatura do cavaco.

Como mencionado anteriormente, considerando que os valores medidos correspondem à temperatura da superfície superior do cavaco produzido, um aumento do avanço resulta no espessamento desse cavaco, o que afasta sua superfície superior da região onde ocorre a geração de calor e acarreta na medição de valores inferiores de temperatura. Já o efeito do aquecimento pela elevação da velocidade de corte só é notado para avanços acima de 0,15 mm/rev, o que indica que para baixos valores de avanço, a variação da espessura do cavaco não exerce influência nos valores medidos pelo sensor infravermelho, tendo em vista que o aumento da velocidade de corte resulta na formação de cavacos menos espessos e em uma maior geração de calor na interface ferramenta/cavaco. Além disso, pode-se perceber que para avanços inferiores a 0,10 mm/rev, a temperatura apresentou seus valores máximos, sendo esses superiores a 490 °C. Quando o avanço é aumentado acima deste ponto, esses valores de temperatura não se repetem nem quando velocidades de corte elevadas são empregadas, o que corrobora a influência da espessura do cavaco na medição da temperatura de usinagem durante o torneamento do aço UNS S32760.

De forma geral, o comportamento da superfície de resposta correspondeu às tendências observadas nas Figuras 4.12 e 4.13, apresentando detalhes mais claros em relação à influência combinada dos parâmetros de corte no valor da temperatura medida. O modelo que caracteriza a superfície de resposta encontrada para a temperatura do cavaco é descrito pela Equação 4.6, cujo coeficiente de determinação foi equivalente a 71,31%.

$$T = -0,00092 \cdot v_c^2 + 3098 \cdot f^2 + 1,91 \cdot v_c \cdot f + 0,063 \cdot v_c - 1465 \cdot f + 591 \quad (4.6)$$

4.3.2 Otimização dos parâmetros de corte

Por fim, a ferramenta de otimização do Minitab foi utilizada para a obtenção dos parâmetros de corte ótimos a partir das superfícies de resposta construídas. A minimização das grandezas físicas monitoradas durante os ensaios foi definida como meta, tendo em vista que uma condição menos severa de corte é considerada ideal para o prolongamento da vida útil da ferramenta de corte. Os resultados de otimização encontrados, em conjunto com os coeficientes de determinação das superfícies de resposta, são apresentados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Otimização dos parâmetros de corte para o torneamento do aço UNS S32760.

Grandeza monitorada	R ² (%)	Valor mínimo	Parâmetros ótimos	
			v _c (m/min)	f (mm/rev)
Força de corte (N)	70,76	275,45	176,57	0,08
Força de avanço (N)	49,65	121,98	176,57	0,08
Força passiva (N)	60,86	34,91	176,57	0,08
Corrente efetiva de corte (A)	67,70	0,45	63,93	0,08

Como pode ser visto na Tabela 4.1, todos os componentes da força de usinagem apresentaram seu valor mínimo para o torneamento realizado com uma velocidade de corte de 176,57 m/min e um avanço de 0,08 mm/rev. Como esperado, esses foram os valores máximo e mínimo de velocidade de corte e avanço, respectivamente, empregados nos ensaios. Por meio da Equação 2.2, pode-se calcular o valor da força de usinagem mínima prevista pelas superfícies de resposta, sendo seu valor equivalente a 303,27 N.

Já o valor mínimo de corrente elétrica foi de 0,45 A, obtido para os valores mínimos de velocidade de corte e avanço. Apesar da correlação encontrada entre corrente elétrica e força de corte, o valor mínimo de velocidade de corte era esperado para a obtenção da corrente efetiva mínima, tendo em vista que a potência de usinagem é diretamente proporcional à velocidade de corte empregada na operação. Portanto, mesmo que a potência de usinagem também apresente uma relação proporcional à força de corte, a variação da velocidade exerce maior influência sobre o seu valor, afetando diretamente os valores dos parâmetros ótimos referentes à corrente elétrica requerida pelo motor principal do torno durante o corte.

4.4 Estimativa da pressão específica de corte

Para o cálculo dos parâmetros k_{s1} e z por meio da Equação 3.6, foram utilizados os valores de avanço estudados e as respectivas forças de corte obtidas durante os ensaios de torneamento. Esses valores foram agrupados de modo a formar três sistemas de equações distintos, cuja resolução permite a construção de três modelos, que por sua vez, podem ser utilizados para relacionar a pressão específica de corte do aço UNS S32760 com a espessura de corte estabelecida pela operação de usinagem. A Tabela 4.2 apresenta os valores de avanço e força de corte utilizados para a construção de cada um destes sistemas.

Tabela 4.2: Dados utilizados para a formação dos sistemas de equações.

Grupo A		Grupo B		Grupo C	
f (mm/rev)	F _c (N)	f (mm/rev)	F _c (N)	f (mm/rev)	F _c (N)
0,10	401,20	0,15	598,83	0,10	413,06
0,20	735,03	0,22	678,20	0,20	629,21

Os sistemas de equações não lineares, formados a partir da atribuição dos valores apresentados na Tabela 4.2 à Equação 3.6, foram resolvidos de forma iterativa no *software* MATLAB. Os resultados obtidos podem ser vistos na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Resultados obtidos após a resolução dos sistemas de equações.

Incógnitas	Sistema de equações		
	A	B	C
k_{s1} (N/mm ²)	2996,63	1106,47	1669,37
z	0,1265	0,6750	0,3928

A partir da associação dos valores apresentados na Tabela 4.3 à relação de Kienzle (Equação 2.4), pode-se obter três modelos distintos que descrevem a pressão específica de corte do aço UNS S32760 em função da espessura de corte do processo. A curva referente a cada um destes modelos pode ser vista na Figura 4.19.

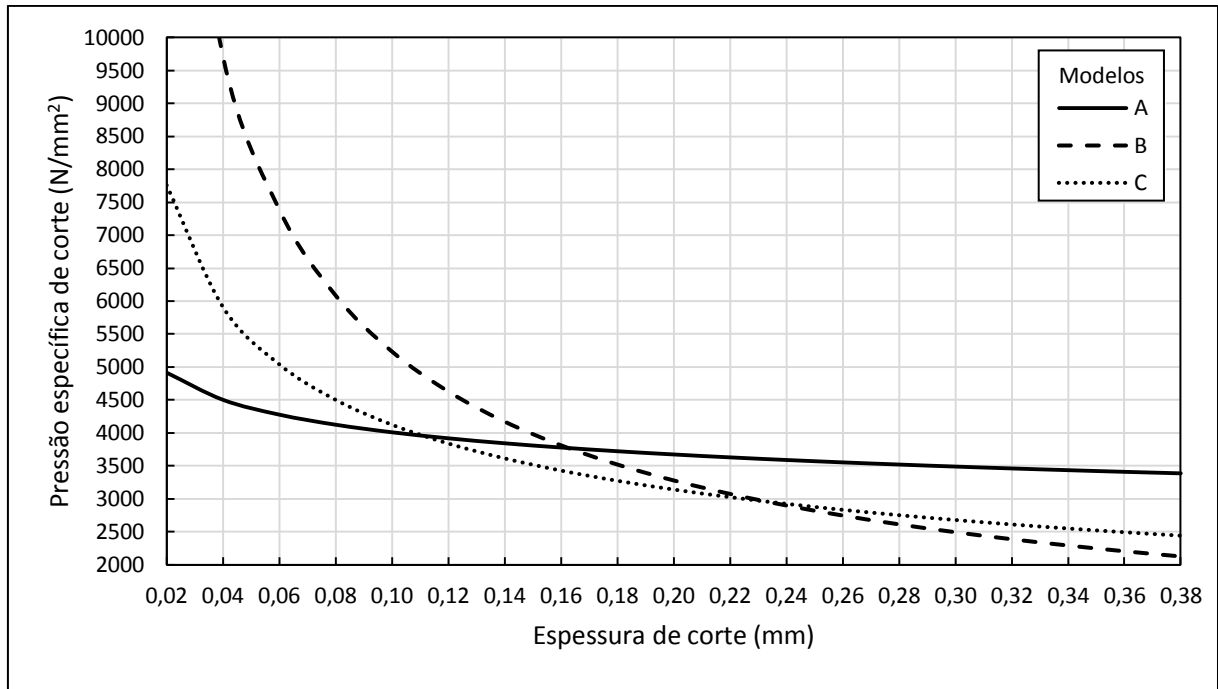


Figura 4.19: Comportamento da pressão específica de corte em função da espessura de corte para cada modelo.

Como pode ser visto na Figura 4.19, os comportamentos da pressão específica de corte descrita por cada um dos modelos apresentaram divergências entre si, o que ressalta a influência das condições de torneamento no valor desta grandeza. Como os modelos foram construídos para condições onde diferentes velocidades de corte foram empregadas, a variação da área da zona de cisalhamento secundária entre cada uma destas condições pode ter exercido influência sobre as forças de corte monitoradas, resultando nas dissimilaridades entre os modelos obtidos. Além disso, as características do material usinado, como elevado alongamento percentual e consequente alta susceptibilidade ao encruamento durante o corte também podem ter influenciado diretamente no cálculo dos parâmetros da relação de Kienzle. Desta forma, os pontos referentes a cada modelo foram combinados por meio de uma regressão de potência para se obter um modelo único. O resultado obtido é apresentado na Figura 4.20.

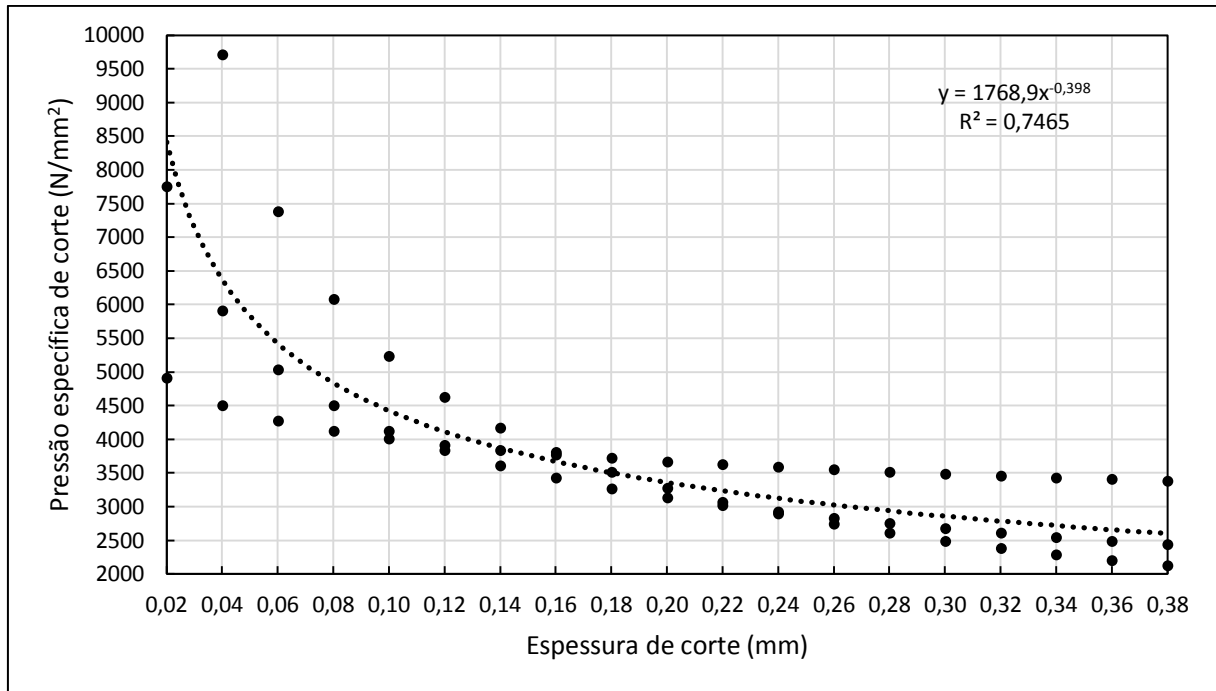


Figura 4.20: Combinação dos modelos de pressão específica de corte do aço UNS S32760.

Observando a Figura 4.20, pode-se notar que o modelo final apresentou um comportamento intermediário quando comparado aos modelos originais. O coeficiente de determinação da curva ajustada foi equivalente a 0,75, sendo obtidos os valores de 1768,9 N/mm^2 e 0,398 para os parâmetros k_{s1} e z . Considerando o desvio padrão médio obtido pelas diversas medições realizadas durante os ensaios de torneamento, este resultado pode ser considerado satisfatório para a previsão da pressão específica de corte do aço UNS S32760. Desta forma, a relação de Kienzle para esse material pode ser expressa pela Equação 4.7.

$$k_s = 1768,9 \cdot h^{-0,398} \quad (4.7)$$

5 CONCLUSÕES

A influência dos parâmetros de corte na operação de torneamento do aço inoxidável superduplex UNS S32760 foi estudada neste trabalho. Para isso, um sistema de medição foi desenvolvido para o monitoramento da corrente elétrica requerida pelo motor principal do torno CNC durante o processo de corte do metal. Posteriormente, ensaios de torneamento foram realizados empregando diferentes valores de velocidade de corte e avanço. Durante os ensaios, foram monitorados os componentes da força de usinagem, os valores de corrente elétrica referentes ao trabalho de corte do metal e a temperatura do cavaco produzido. Por fim, foi realizada uma estimativa da curva de pressão específica de corte do material estudado. As principais conclusões obtidas nesta pesquisa são:

- O sistema de medição de corrente desenvolvido apresentou desempenho superior quando comparado a um sistema comercial, composto por um alicate amperímetro conectado a um multímetro padrão. Além da possibilidade do monitoramento contínuo da corrente elétrica, o sistema desenvolvido também apresentou uma maior sensibilidade a menores variações de corrente. Esse resultado foi alcançado a partir da personalização da faixa de medição do sistema para a aplicação proposta, o que não pode ser realizado em sistemas comerciais.
- O sistema de medição desenvolvido foi capaz de medir indiretamente a força de corte com um coeficiente de determinação de 0,92. Já a medição indireta utilizando o sistema comercial apresentou um coeficiente de determinação equivalente a 0,61. Esse resultado confirma a superioridade do sistema desenvolvido, além de prover uma relação linear satisfatoriamente precisa entre força de corte e corrente elétrica do motor principal durante o torneamento do aço UNS S32760.
- A elevação da velocidade de corte resulta em uma diminuição na resistência do material devido à maior geração de calor na interface ferramenta/cavaco, o que acarreta uma redução na força de corte. Apesar disso, para um avanço de 0,10 mm/rev, o aumento da área da zona de cisalhamento secundária pode ter sido responsável pela manutenção dos valores médios da força de corte em um nível constante. Já o aumento do avanço provocou uma elevação da força de corte para todas as condições, tendo em vista que ocorre a remoção de um maior volume de material (maior espessura de corte) pela ferramenta de corte nesta situação.

- A análise individual dos parâmetros de corte sugere que o efeito da variação do avanço sobre a força de corte é mais acentuado, quando comparado à influência da velocidade de corte. Para uma velocidade de corte de 120 m/min, a elevação do avanço de 0,08 para 0,22 mm/rev provoca um aumento de quase 400 N na força de corte. Aparentemente, o efeito do aumento da área da zona de cisalhamento secundária sobre as forças de usinagem, promovido pela elevação da velocidade de corte, é mais influente em condições onde o avanço é menor.
- Em relação à força de avanço, o aumento da velocidade de corte provocou uma diminuição dos níveis de força para avanços inferiores a 0,14 mm/rev. Já para avanços acima de 0,15 mm/rev, a força de avanço cresceu com o aumento da velocidade de corte. A elevação do avanço, por sua vez, resultou em um aumento da força de avanço para velocidades de corte superiores a 80 m/min. Além disso, a dispersão acentuada dos valores referentes à força de avanço sugerem que este componente foi o que sofreu maior influência da alta taxa de encruamento do aço UNS S32760, o que pode ter contribuído para o comportamento difuso encontrado.
- A influência da velocidade de corte sobre a força passiva também se mostrou dependente do avanço empregado na operação. Para valores reduzidos de avanço, a força passiva se manteve constante ou apresentou uma leve queda com o aumento da velocidade de corte. Já para valores de avanço mais elevados, o aumento da força passiva com a elevação da velocidade de corte foi observado.
- Um comportamento similar ao obtido pela variação da velocidade de corte foi observado para a influência individual do avanço sobre os valores da força passiva. A partir da análise da superfície de resposta da força passiva, a influência conjunta dos parâmetros de corte pôde ser constatada, onde o crescimento efetivo dos níveis de força ocorreu apenas para situações onde ambos os parâmetros eram superiores aos valores intermediários investigados neste trabalho (120 m/min e 0,15 mm/rev).
- A corrente elétrica do motor principal do torno apresentou um comportamento similar ao observado para a força de corte em relação à variação dos parâmetros de corte. Esse resultado valida a correlação encontrada entre força de corte e corrente elétrica, o que evidencia a

capacidade do sistema desenvolvido de monitorar indiretamente os valores da força de corte durante a operação de torneamento.

- A elevação da velocidade de corte resultou em um aumento da temperatura do cavaco produzido, principalmente para avanços superiores a 0,15 mm/rev. Já o aumento do avanço acarretou em uma redução nos valores de temperatura monitorados. Esse comportamento evidenciou a influência da espessura do cavaco na medição de temperatura utilizando sensores infravermelhos, tendo em vista que o aumento da espessura do cavaco resulta em um distanciamento entre o ponto de medição e a fonte de calor durante o corte.
- De forma geral, os dados experimentais obtidos durante os ensaios de torneamento apresentaram um desvio padrão considerável, o que reflete a difícil usinabilidade do aço inoxidável superduplex UNS S32760. Esta dispersão significativa exerceu influência direta nos coeficientes de determinação das superfícies de resposta construídas, cujo valor médio foi de aproximadamente 64%. Apesar disso, o comportamento apresentado pelas superfícies foi condizente com as tendências observadas pela análise da influência individual dos parâmetros de corte.
- A variabilidade apresentada pelos resultados também exerceu influência direta na determinação da curva de pressão específica do aço UNS S32760. Para contornar este fato, três curvas distintas, obtidas para diferentes condições de corte, foram combinadas entre si. A curva resultante apresentou um coeficiente de determinação equivalente a 0,75, o que pode ser considerado satisfatório para uma estimativa inicial da pressão específica de corte desse material durante as etapas de planejamento do processo de manufatura.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

De forma a contribuir para o estudo da usinabilidade dos aços inoxidáveis superduplex e aperfeiçoar o sistema de medição de corrente desenvolvido neste trabalho, algumas sugestões podem ser feitas para trabalhos futuros:

- Medição da temperatura de corte durante o torneamento do aço UNS S32760 empregando técnicas termoeletricas, como os métodos do termopar embutido/implantado ou o método do termopar ferramenta/peça. A partir da medição direta da temperatura próxima à superfície de saída da ferramenta de corte, será possível avaliar a real influência dos parâmetros de corte sobre esta grandeza. Além disso, os resultados obtidos por esses métodos podem ser comparados aos valores medidos neste trabalho, o que possibilitará um melhor entendimento sobre a partição de calor entre peça, ferramenta e cavaco durante o processo de corte.
- Avaliação da integridade superficial após o torneamento do aço UNS S32760. Como neste trabalho foram realizados ensaios de curta duração, a medição da rugosidade após a operação de torneamento foi impossibilitada, tendo em vista que os comprimentos de usinagem obtidos após a maioria dos ensaios foram inferiores aos valores recomendados de comprimento de avaliação. Os parâmetros de corte referentes à obtenção de uma rugosidade mínima podem ser comparados aos resultados encontrados neste trabalho, o que permitirá a correlação entre as grandezas físicas relacionadas ao processo de corte e a qualidade superficial alcançada pela operação.
- Aperfeiçoamento do sistema desenvolvido neste trabalho para o controle da força de corte durante o torneamento do aço UNS S32760. A partir do monitoramento contínuo da corrente, pode-se medir indiretamente a força de corte utilizando os resultados obtidos por este trabalho. Desta forma, o microcontrolador empregado na construção do sistema de medição pode ser reprogramado para atuar diretamente nos parâmetros de corte da operação, utilizando como referência a força de corte medida. A partir disso, pode-se estabelecer uma condição onde a taxa de desgaste da ferramenta seja mínima, o que otimizará a produtividade da operação.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABHANG, L. B.; HAMEEDULLAH, M. Chip-tool interface temperature prediction model for turning process. *International Journal of Engineering Science and Technology*, v. 2, n. 4, p. 382–393, 2010.

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 and Manufacture*, v. 46, p. 782–800, 2006.

AGGARWAL, S.; NEŠIĆ, N.; XIROUCHAKIS, P. Cutting torque and tangential cutting force coefficient identification from spindle motor current. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 65, p. 81–95, 2013.

AGILENT TECHNOLOGIES. *Agilent 1000 Series Oscilloscopes - User's Guide*. [S.l: s.n.], 2009.

AHMED, Y. S. *et al.* New observations on built-up edge structures for improving machining performance during the cutting of superduplex stainless steel. *Tribology International*, v. 137, p. 212–227, 2019.

AIRAO, J. *et al.* An experimental study of surface roughness variation in end milling of super duplex 2507 stainless steel. *Materials Today: Proceedings*, v. 5, p. 3682–3689, 2018.

ALVAREZ-ARMAS, I.; DEGALLAIX-MOREUIL, S. *Duplex Stainless Steels*. 1. ed. London, UK: Wiley-ISTE, 2009.

ANOOP, C. R. *et al.* Optimization of hot workability and microstructure control in a 12Cr-10Ni precipitation hardenable stainless steel: An approach using processing maps. *Materials Characterization*, v. 141, p. 97–107, 2018.

ARDUINO. *Arduino Mega 2560 Rev3*. Disponível em: <<https://store.arduino.cc/arduino-mega-2560-rev3>>. Acesso em: 15 dez. 2019.

ASM INTERNATIONAL. *Metals Handbook Desk Edition*. 2. ed. [S.l.]: ASM International, 1998.

AZEVEDO, C. R. F. *et al.* An overview of the recurrent failures of duplex stainless steels. *Engineering Failure Analysis*, v. 97, p. 161–188, 2019.

BADDOO, N. R. Stainless steel in construction: A review of research, applications, challenges and opportunities. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 64, p. 1199–1206, 2008.

BASTI, A.; OBIKAWA, T.; SHINOZUKA, J. Tools with built-in thin film thermocouple sensors for monitoring cutting temperature. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 47, p. 793–798, 2007.

BETTINI, E. *et al.* Study of corrosion behavior of a 22% Cr duplex stainless steel: Influence of nano-sized chromium nitrides and exposure temperature. *Electrochimica Acta*, v. 113, p. 280–289, 2013.

BOILLOT, P.; PEULTIER, J. Use of stainless steels in the industry: Recent and future developments. *Procedia Engineering*, v. 83, p. 309–321, 2014.

BONAGANI, S. K. *et al.* Influence of tempering treatments on mechanical properties and hydrogen embrittlement of 13 wt% Cr martensitic stainless steel. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 176, n. 103969, 2019.

BORDINASSI, E. C. *et al.* Superficial integrity analysis in a super duplex stainless steel after turning. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, v. 18, n. 1–2, p. 335–338, 2006.

BRACERAS, I. *et al.* Corrosion preserving high density plasma treatment of precipitation hardening stainless steel. *Surface and Coatings Technology*, v. 355, p. 174–180, 2018.

CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. G. *Materials Science and Engineering: An Introduction*. 9. ed. USA: John Wiley & Sons, 2013.

CHAIL, G.; KANGAS, P. Super and hyper duplex stainless steels : structures , properties and applications. *Procedia Structural Integrity*, v. 2, p. 1755–1762, 2016.

CHEN, X. H. *et al.* Tensile properties of a nanocrystalline 316L austenitic stainless steel. *Scripta Materialia*, v. 52, p. 1039–1044, 2005.

COSTA, T. F. *Avaliação de critérios de estabilidade do processo MIG/MAG curto-circuito na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex*. 2014. 191 f. Universidade Federal de Uberlândia, 2014.

CUI, X.; ZHAO, J.; PEI, Z. Analysis of transient average tool temperatures in face milling. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, v. 39, p. 786–791, 2012.

DALMAU, A.; RICHARD, C.; IGUAL-MUÑOZ, A. Degradation mechanisms in martensitic stainless steels: Wear, corrosion and tribocorrosion appraisal. *Tribology International*, v. 121, p. 167–179, 2018.

DAVOODI, B.; HOSSEINZADEH, H. A new method for heat measurement during high speed machining. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, v. 45, p. 2135–2140, 2012.

DEL ABRA-ARZOLA, J. L. *et al.* Study of the effect of sigma phase precipitation on the sliding wear and corrosion behaviour of duplex stainless steel AISI 2205. *Wear*, v. 400–401, p. 43–51, 2018.

DENKENA, B. *et al.* Identification of the specific cutting force for geometrically defined cutting edges and varying cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 82–83, p. 42–49, 2014.

DEWES, R. C. *et al.* Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 92–93, p. 293–301, 1999.

DHANANCHEZIAN, M. *et al.* Study the effect of cryogenic cooling on machinability

characteristics during turning duplex stainless steel 2205. *Materials Today: Proceedings*, v. 5, p. 12062–12070, 2018.

ELHOUD, A. M.; RENTON, N. C.; DEANS, W. F. The effect of manufacturing variables on the corrosion resistance of a super duplex stainless steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 52, p. 451–461, 2011.

ELSABBAGH, F. M.; HAMOUDA, R. M.; TAHA, M. A. On microstructure and microhardness of isothermally aged UNS S32760 and the effect on toughness and corrosion behavior. *Journal of Materials Engineering and Performance*, v. 23, p. 275–284, 2014.

ESCRIBA, D. M. *et al.* Chi-phase precipitation in a duplex stainless steel. *Materials Characterization*, v. 60, p. 1214–1219, 2009.

FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Metais*. 11. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 1977.

GAMARRA, J. R.; DINIZ, A. E. Taper turning of super duplex stainless steel: tool life, tool wear and workpiece surface roughness. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 40, n. 39, 2018.

GERTH, J. *et al.* Adhesion phenomena in the secondary shear zone in turning of austenitic stainless steel and carbon steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 214, p. 1467–1481, 2014.

GHATGE, D. A. *et al.* Improvement of machinability using eco-friendly cutting oil in turning duplex stainless steel. *Materials Today: Proceedings*, v. 5, p. 12303–12310, 2018.

GOWTHAMAN, P. S.; JEYAKUMAR, S.; SARAVANAN, B. A. Machinability and tool wear mechanism of Duplex stainless steel – A review. *Materials Today: Proceedings*, p. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.295>, 2020.

GUNN, R. N. *Duplex Stainless Steels - Microstructure, properties and applications*. 1. ed. England: Abington Publishing, 1997.

HOLMBERG, B. *Stainless steels – their properties and their suitability for welding*. AvestaPolarit Welding. [S.l: s.n.], 2002.

HOSSEINI, V. A. *et al.* Microstructure and functionality of a uniquely graded super duplex stainless steel designed by a novel arc heat treatment method. *Materials Characterization*, v. 139, p. 390–400, 2018.

HUANG, C. A.; HSU, F. Y.; YAO, S. J. Microstructure analysis of the martensitic stainless steel surface fine-cut by the wire electrode discharge machining (WEDM). *Materials Science and Engineering A*, v. 371, p. 119–126, 2004.

IMOA. *Practical Guidelines for the Fabrication of Duplex Stainless Steel*. 2. ed. London, UK: International Molybdenum Association (IMOA), 2009.

INTERNATIONAL STAINLESS STEEL FORUM. *Stainless Steel in Figures 2019. ISSF's Annual Statistical Publication*. Chicago, USA: [s.n.], 2019.

JEONG, Y. H.; CHO, D. W. Estimating cutting force from rotating and stationary feed motor currents on a milling machine. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 42, p. 1559–1566, 2002.

JINLONG, L. V.; ZHUQING, W. Sensitization evaluation of the AISI 2205 duplex stainless steel by the IQ value in EBSD technique. *Engineering Failure Analysis*, v. 105, p. 65–69, 2019.

JORGE JÚNIOR, A. M.; REIS, G. S.; BALANCIN, O. Influence of the microstructure on the plastic behaviour of duplex stainless steels. *Materials Science and Engineering A*, v. 528, p. 2259–2264, 2011.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. *Manufacturing Engineering and Technology*. 7. ed. Singapore: Pearson Education, 2014.

KARPUSCHEWSKI, B. *et al.* Determination of specific cutting force components and exponents when applying high feed rates. *Procedia CIRP*, v. 77, p. 30–33, 2018.

KIM, D.; JEON, D. Fuzzy-logic control of cutting forces in CNC milling processes using motor currents as indirect force sensors. *Precision Engineering*, v. 35, p. 143–152, 2011.

KIM, T. Y. *et al.* Indirect cutting force measurement in multi-axis simultaneous NC milling processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 39, p. 1717–1731, 1999.

KISTLER GROUP. *4-Component Dynamometer Type 9272: Technical Datasheet*. [S.l: s.n.], 2018.

KLOCKE, F. *Manufacturing Processes I: Cutting*. 1. ed. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2011.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International*, v. 34, p. 653–682, 2001.

KORKUT, I. *et al.* Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel. *Materials and Design*, v. 25, p. 303–305, 2004.

KORKUT, I. *et al.* Investigation of chip-back temperature during machining depending on cutting parameters. *Materials and Design*, v. 28, p. 2329–2335, 2007.

KOYEE, R. D. *et al.* Modeling and optimization of turning duplex stainless steels. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 16, p. 451–467, 2014.

KOYEE, R. D.; EISSELER, R.; SCHMAUDER, S. Application of Taguchi coupled Fuzzy Multi Attribute Decision Making (FMADM) for optimizing surface quality in turning austenitic and duplex stainless steels. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, v. 58, p. 375–386, 2014.

KRÓLCZYK, G.; GAJEK, M.; LEGUTKO, S. Effect of the cutting parameters impact on tool life in duplex stainless steel turning process. *Tehnicki Vjesnik*, v. 20, n. 4, p. 587–592, 2013.

KROLCZYK, G. M. *et al.* Dry cutting effect in turning of a duplex stainless steel as a key factor in clean production. *Journal of Cleaner Production*, v. 142, p. 3343–3354, 2017.

KROLCZYK, G. M.; LEGUTKO, S. Experimental analysis by measurement of surface roughness variations in turning process of duplex stainless steel. *Metrology and Measurement Systems*, v. XXI, n. 4, p. 759–770, 2014.

KROLCZYK, G. M.; NIESLONY, P.; LEGUTKO, S. Determination of tool life and research wear during duplex stainless steel turning. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, v. 15, p. 347–354, 2015.

KROLCZYK, G.; NIESLONY, P.; LEGUTKO, S. Microhardness and surface integrity in turning process of duplex stainless steel (DSS) for different cutting conditions. *Journal of Materials Engineering and Performance*, v. 23, n. 3, p. 859–866, 2014.

KURELO, B. C. E. S. *et al.* Tribo-mechanical features of nitride coatings and diffusion layers produced by cathodic cage technique on martensitic and supermartensitic stainless steels. *Surface and Coatings Technology*, v. 275, p. 41–50, 2015.

LECHARTIER, A. *et al.* Deformation behavior of lean duplex stainless steels with strain induced martensitic transformation: Role of deformation mechanisms, alloy chemistry and predeformation. *Materialia*, v. 5, n. 100190, 2019.

LEE, B. Y.; TARNG, Y. S. Prediction of specific cutting force and cutting force ratio in turning. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 41, p. 71–82, 1994.

LEE, I. Combination of plasma nitriding and nitrocarburizing treatments of AISI 630 martensitic precipitation hardening stainless steel. *Surface and Coatings Technology*, v. 376, p. 8–14, 2019.

LI, X. Development of current sensor for cutting force measurement in turning. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, v. 54, n. 1, p. 289–296, 2005.

LI, X. Real-time prediction of workpiece errors for a CNC turning centre, Part 3. Cutting force estimation using current sensors. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 17, p. 659–664, 2001.

LIANG, M. *et al.* Fuzzy control of spindle power in end milling processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 42, p. 1487–1496, 2002.

LIANG, X. Z. *et al.* Precipitation of chromium nitride nano-rods on lamellar carbides along austenite-ferrite boundaries in super duplex stainless steel. *Scripta Materialia*, v. 127, p. 45–48, 2017.

LIPPOLD, J. C.; KOTECKI, D. J. *Welding Metallurgy and Weldability of Stainless Steels*. 1. ed. Hoboken, New Hersey, USA: Wiley-Interscience, 2005.

LLORCA-ISERN, N. *et al.* Identification of sigma and chi phases in duplex stainless steels. *Materials Characterization*, v. 112, p. 20–29, 2016.

LONGBOTTOM, J. M.; LANHAM, J. D. Cutting temperature measurement while machining - a review. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, v. 77, n. 2, p. 122–130, 2005.

LUQUIN, I. A. *Experimental study on continuous stainless steel decks*. 2013. 92 f. Universidade Polit cnica da Catalunha, 2013.

M'SAOUBI, R.; CHANDRASEKARAN, H. Role of phase and grain size on chip formation and material work hardening during machining of single and dual phase steels. *Ironmaking and Steelmaking*, v. 31, n. 3, p. 258–264, 2004.

MACHADO, A. R. *et al.* *Teoria da Usinagem dos Materiais*. 3. ed. São Paulo: Blucher, 2015.

MAETZ, J. Y. *et al.* Precipitation and phase transformations in 2101 lean duplex stainless steel during isothermal aging. *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 47, n. 1, p. 239–253, 2016.

MALITCKII, E. *et al.* Hydrogen effects on mechanical properties of 18%Cr ferritic stainless steel. *Materials Science and Engineering A*, v. 700, p. 331–337, 2017.

MCGUIRE, M. F. *Stainless Steels For Design Engineers*. 1. ed. Materials Park, Ohio, USA: ASM International, 2008.

MENG, H.; HU, X.; NEVILLE, A. A systematic erosion-corrosion study of two stainless steels in marine conditions via experimental design. *Wear*, v. 263, p. 355–362, 2007.

MIAO, B. *et al.* Microstructure of tempered AISI 403 stainless steel. *Materials Science and Engineering A*, v. 171, p. 21–33, 1993.

MICHALSKA, J.; SOZAŃSKA, M. Qualitative and quantitative analysis of σ and χ phases in 2205 duplex stainless steel. *Materials Characterization*, v. 56, p. 355–362, 2006.

MINIPA. *Gerador de funções digital MFG-4201A - Manual de instruções*. [S.l: s.n.], 2004.

MITSUBISHI MATERIALS. *Turning tools, rotating tools, tooling solutions*. C007A. ed. [S.l: s.n.], 2016.

MONTGOMERY, D. C. *Design and Analysis of Experiments*. 9. ed. Hoboken, New Hersey, USA: Wiley, 2017. v. 106.

MOUGO, A. L.; CAMPOS, F. O.; ARAUJO, A. C. Mechanistic study on micromilling of the super duplex stainless steel UNS S32750. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 34, p. 31–39, 2018.

NOMANI, J. *et al.* Chip formation mechanism and machinability of wrought duplex stainless steel alloys. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 80, p. 1127–1135, 2015.

NOMANI, J. *et al.* Machinability study of first generation duplex (2205), second generation duplex (2507) and austenite stainless steel during drilling process. *Wear*, v. 304, p. 20–28, 2013.

OLIVEIRA JUNIOR, C. A.; DINIZ, A. E.; BERTAZZOLI, R. Correlating tool wear , surface roughness and corrosion resistance in the turning process of super duplex stainless steel.

Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, v. 36, p. 775–785, 2014.

ÖZEL, T.; ALTAN, T. Process simulation using finite element method - prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in high-speed flat end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 40, p. 713–738, 2000.

PALANISAMY, D.; SENTHIL, P.; SENTHILKUMAR, V. The effect of aging on machinability of 15Cr-5Ni precipitation hardened stainless steel. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, v. 16, p. 53–63, 2016.

PARO, J.; HÄNNINEN, H.; KAUPPINEN, V. Tool wear and machinability of HIPed P/M and conventional cast duplex stainless steels. *Wear*, v. 249, p. 279–284, 2001.

RAJAGURU, J.; ARUNACHALAM, N. Coated tool performance in dry turning of super duplex stainless steel. *Procedia Manufacturing*, v. 10, p. 601–611, 2017.

RAO, K. M. C. *et al.* Dataset on flank wear, cutting force and cutting temperature assessment of austenitic stainless steel AISI316 under dry, wet and cryogenic during face milling operation. *Data in Brief*, v. 26, n. 104389, 2019.

RAVITEJ, S. V.; MURTHY, M.; KRISHNAPPA, M. Review paper on optimization of process parameters in turning Custom 465® precipitation hardened stainless steel. *Materials Today: Proceedings*, v. 5, p. 2787–2794, 2018.

RAYTEK CORPORATION. *Marathon MM Series: High-Performance Infrared Thermometer - Operating Instructions*. [S.l: s.n.], 2007.

RODRIGUES, D. G. *et al.* The effect of grain size and initial texture on microstructure, texture, and formability of Nb stabilized ferritic stainless steel manufactured by two-step cold rolling. *Journal of Materials Research and Technology*, v. 8, n. 5, p. 4151–4162, 2019.

SAE; ASTM. *Metals and Alloys in the Unified Numbering System*. 8. ed. Warrendale, PA, USA: Society of Automotive Engineers, 1999.

SALGADO, D. R.; ALONSO, F. J. An approach based on current and sound signals for in-process tool wear monitoring. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 47, p. 2140–2152, 2007.

SELVARAJ, D. P. Optimization of cutting force of duplex stainless steel in dry milling operation. *Materials Today: Proceedings*, v. 4, p. 11141–11147, 2017.

SELVARAJ, D. P.; CHANDRAMOHAN, P.; MOHANRAJ, M. Optimization of surface roughness, cutting force and tool wear of nitrogen alloyed duplex stainless steel in a dry turning process using Taguchi method. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, v. 49, p. 205–215, 2014.

SENATORE, M.; FINZETTO, L.; PEREA, E. Estudo comparativo entre os aços inoxidáveis dúplex e os inoxidáveis AISI 304L/316L. *REM - Revista Escola de Minas*, v. 60, n. 1, p. 175–181, 2007.

SHAMANTH, V.; RAVISHANKAR, K. S. Dissolution of alpha-prime precipitates in thermally embrittled S2205-duplex steels during reversion-heat treatment. *Results in Physics*, v. 5, p. 297–303, 2015.

SIEURIN, H.; SANDSTRÖM, R. Sigma phase precipitation in duplex stainless steel 2205. *Materials Science and Engineering A*, v. 444, p. 271–276, 2007.

STAVROPOULOS, P. *et al.* Monitoring and control of manufacturing processes: A review. *Procedia CIRP*, v. 8, p. 421–425, 2013.

SUN, Q. *et al.* Chi phase after short-term aging and corrosion behavior in 2205 duplex stainless steel. *Journal of Iron and Steel Research*, v. 23, n. 10, p. 1071–1079, 2016.

SUN, Y. Response of cast austenitic stainless steel to low temperature plasma carburizing. *Materials and Design*, v. 30, p. 1377–1380, 2009.

SUTTER, G. *et al.* An experimental technique for the measurement of temperature fields for

the orthogonal cutting in high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 43, p. 671–678, 2003.

SUTTER, G.; RANC, N. Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting - An experimental investigation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 47, p. 1507–1517, 2007.

TETI, R. *et al.* Advanced monitoring of machining operations. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 59, p. 717–739, 2010.

TOTIS, G.; SORTINO, M. Development of a modular dynamometer for triaxial cutting force measurement in turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 51, p. 34–42, 2011.

TRENT, E.; WRIGHT, P. *Metal Cutting*. 4. ed. USA: Butterworth-Heinemann, 2000.

WAN, J.; LOU, Y.; RUAN, H. The partition coefficient of alloying elements and its influence on the pitting corrosion resistance of 15Cr-2Ni duplex stainless steel. *Corrosion Science*, v. 139, p. 13–20, 2018.

WAN, M.; YIN, W.; ZHANG, W. H. Study on the Correction of Cutting Force Measurement with Table Dynamometer. *Procedia CIRP*, v. 56, p. 119–123, 2016.

WEI, L. L. *et al.* Oxidation behavior of ferritic stainless steels in simulated automotive exhaust gas containing 5 vol.% water vapor. *Materials Chemistry and Physics*, v. 205, p. 508–517, 2018.

YALDIZ, S.; ÜNSAÇAR, F. Design, development and testing of a turning dynamometer for cutting force measurement. *Materials and Design*, v. 27, p. 839–846, 2006.

YHDC. *SCT-031 - Split Core Current Transformer. Datasheet*. [S.l: s.n.]. , [S.d.]

YOUSSEF, H. A. *Machining of Stainless Steels and Super Alloys*. 1. ed. UK: Wiley, 2015.

APÊNDICE A – DADOS REFERENTES AOS ENSAIOS

Tabela A.1: Planejamento dos ensaios a partir da metodologia de superfície de resposta.

StdOrder	RunOrder	PtType	Blocks	vc (m/min)	f (mm/rev)
33	1	-1	1	120,0	0,08
38	2	0	1	120,0	0,15
1	3	1	1	80,0	0,10
6	4	-1	1	176,6	0,15
19	5	-1	1	176,6	0,15
22	6	0	1	120,0	0,15
16	7	1	1	80,0	0,20
14	8	1	1	80,0	0,10
17	9	1	1	160,0	0,20
2	10	1	1	160,0	0,10
3	11	1	1	80,0	0,20
4	12	1	1	160,0	0,20
37	13	0	1	120,0	0,15
8	14	-1	1	120,0	0,22
21	15	-1	1	120,0	0,22
36	16	0	1	120,0	0,15
32	17	-1	1	176,6	0,15
35	18	0	1	120,0	0,15
5	19	-1	1	63,4	0,15
26	20	0	1	120,0	0,15
9	21	0	1	120,0	0,15
18	22	-1	1	63,4	0,15
7	23	-1	1	120,0	0,08
15	24	1	1	160,0	0,10
12	25	0	1	120,0	0,15
13	26	0	1	120,0	0,15
11	27	0	1	120,0	0,15
10	28	0	1	120,0	0,15
39	29	0	1	120,0	0,15
27	30	1	1	80,0	0,10
29	31	1	1	80,0	0,20
23	32	0	1	120,0	0,15
25	33	0	1	120,0	0,15
28	34	1	1	160,0	0,10
31	35	-1	1	63,4	0,15
34	36	-1	1	120,0	0,22
20	37	-1	1	120,0	0,08
24	38	0	1	120,0	0,15
30	39	1	1	160,0	0,20

Tabela A.2: Dados experimentais obtidos durante os ensaios de torneamento.

Ordem	v_c (m/min)	f (mm/rev)	F_c (N)	F_f (N)	F_p (N)	ΔI_{sct013} (A)	ΔI_{mult} (A)	T (°C)
1	120,00	0,08	184,10	93,45	58,97	0,28	0,19	514,82
2	120,00	0,15	464,41	231,62	61,11	1,32	1,30	447,38
3	80,00	0,10	372,30	258,99	74,62	0,83	0,80	483,20
4	176,57	0,15	473,13	383,71	99,12	1,62	4,10	474,84
5	176,57	0,15	502,07	382,98	116,73	1,58	1,90	473,97
6	120,00	0,15	460,36	224,73	51,93	1,32	1,20	465,08
7	80,00	0,20	666,44	347,29	73,51	2,70	2,40	439,39
8	80,00	0,10	389,36	301,91	67,21	0,98	0,90	477,89
9	160,00	0,20	710,36	741,70	196,34	2,80	2,80	451,10
10	160,00	0,10	356,20	194,13	65,07	0,87	1,00	499,23
11	80,00	0,20	677,30	294,93	80,89	2,52	2,60	453,04
12	160,00	0,20	690,13	657,05	202,79	2,55	2,80	463,21
13	120,00	0,15	508,01	276,62	98,79	1,62	1,90	486,90
14	120,00	0,22	765,07	725,61	254,00	3,09	3,30	458,05
15	120,00	0,22	753,97	524,61	188,73	2,93	3,20	466,73
16	120,00	0,15	565,90	501,96	201,04	1,89	1,90	480,75
17	176,57	0,15	485,20	383,05	115,80	2,77	2,90	476,31
18	120,00	0,15	647,18	320,57	47,92	2,32	2,50	465,73
19	63,43	0,15	707,29	419,66	71,84	2,48	2,40	463,71
20	120,00	0,15	633,28	310,88	42,49	2,30	2,40	469,18
21	120,00	0,15	659,19	366,78	48,21	2,41	2,50	474,90
22	63,43	0,15	705,07	438,82	64,92	2,47	2,50	460,15
23	120,00	0,08	408,40	331,64	52,91	1,07	1,40	513,88
24	160,00	0,10	443,58	261,85	41,12	1,29	1,50	488,61
25	120,00	0,15	654,83	388,54	56,18	2,35	2,50	469,27
26	120,00	0,15	622,69	375,37	60,10	2,32	2,50	466,12
27	120,00	0,15	667,49	426,37	81,06	2,46	2,50	465,19
28	120,00	0,15	669,26	447,60	82,28	2,48	2,60	464,36
29	120,00	0,15	665,79	459,52	90,16	2,51	2,60	464,99
30	80,00	0,10	441,94	277,97	47,75	1,24	1,30	505,70
31	80,00	0,20	861,36	376,70	49,68	3,54	2,40	455,27
32	120,00	0,15	651,25	356,94	51,92	2,32	2,60	477,62
33	120,00	0,15	666,11	403,14	68,78	2,39	2,50	467,80
34	160,00	0,10	439,39	255,28	38,25	1,26	1,60	488,77
35	63,43	0,15	673,56	416,18	58,10	2,34	2,60	460,07
36	120,00	0,22	515,55	373,52	170,76	1,74	1,70	473,18
37	120,00	0,08	255,02	368,19	134,64	0,52	0,70	493,04
38	120,00	0,15	446,75	568,02	168,41	1,26	0,70	480,21
39	160,00	0,20	487,13	413,21	141,57	1,49	1,60	489,11

APÊNDICE B – CÓDIGO DO MICROCONTROLADOR

```

#include "EmonLib.h"
EnergyMonitor SCT013;

int pinSCT = A0;

int n = 0;
const unsigned long interval = 1000;
unsigned long previoustime = 0;

double previous_Irms = 0;
double delta_Irms;

void setup()
{
  pinMode(7,OUTPUT);
  pinMode(6,OUTPUT);
  SCT013.current(pinSCT,25);
  Serial.begin(250000);
  digitalWrite(7,LOW);
  digitalWrite(6,LOW);
  unsigned long currenttime = millis();
}
void loop()
{
  Serial.print("\r\n");
  double Irms = SCT013.calcIrms(1480);
  Serial.print(Irms);
  delta_Irms = Irms - previous_Irms;

  n = n+1;

  if((unsigned long)(currenttime-previoustime) >= interval)
  {
    Serial.print("\t");
    Serial.print(n);
    previoustime = currenttime;
    n = 0;
  }

  if((previous_Irms!=0.0) && (Irms>=19.0) && (abs(delta_Irms)>=0.6))
  {
    Serial.print("\t");
    Serial.print("Ferramenta irá falhar!!");
    digitalWrite(7,HIGH);
    digitalWrite(6,HIGH);
  }
  previous_Irms = Irms;
}

```