



UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA E DE
MATERIAIS - PPGEM

ARIEL DOV BER GANDELMAN

DUREZA AO RISCAMENTO E COEFICIENTE DE ATRITO DE
REVESTIMENTOS DE INCONEL 625 DEPOSITADOS PELO
PROCESSO TIG ALIMENTADO COM DUPLO ARAME AQUECIDO

DISSERTAÇÃO

CURITIBA

2017

ARIEL DOV BER GANDELMAN

**DUREZA AO RISCAMENTO E COEFICIENTE DE ATRITO DE
REVESTIMENTOS DE INCONEL 625 DEPOSITADOS PELO
PROCESSO TIG ALIMENTADO COM DUPLO ARAME AQUECIDO**

Dissertação apresentada como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e de Materiais do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, do Campus Curitiba, da Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

Orientador: Prof. Ossimar Maranhão, Dr. Eng.

CURITIBA

2017

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação

G195d Gandelman, Ariel Dov Ber
2017 Dureza ao riscamento e coeficiente de atrito de revestimentos de Inconel 625 depositados pelo processo TIG alimentado com duplo arame aquecido / Ariel Dov Ber Gandelman.-- 2017.
118 p.: il.; 30 cm.

Texto em português com resumo em inglês.
Dissertação (Mestrado) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Curitiba, 2017.
Bibliografia: p. 104-111.

1. Engenharia mecânica - Dissertações. 2. Soldagem. 3. Soldagem com arame tubular. 4. Perfuração de poços. 5. Aço de alta resistência. 6. Revestimento Inconel 625. 7. Arco de soldagem à gás tungstênio. I.Marinho, Ossimar. II.Universidade Tecnológica Federal do Paraná - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais. III. Título.

CDD: Ed. 22 -- 620.1

TERMO DE APROVAÇÃO

ARIEL DOV BER GANDELMAN

DUREZA AO RISCAMENTO E COEFICIENTE DE ATRITO DE REVESTIMENTOS DE INCONEL 625 DEPOSITADOS PELO PROCESSO TIG ALIMENTADO COM DUPLO ARAME AQUECIDO

Esta Dissertação foi julgada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Engenharia de Materiais, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais.

Prof. Paulo César Borges, Dr.
Coordenador do Programa

Banca Examinadora

Prof. Ossimar Maranhão, Dr.
UTFPR - Orientador

Prof. Paulo Victor Prestes Marcondes, Dr.
UFPR

Prof. Giuseppe Pintaúde, Dr.
UTFPR

Curitiba, 23 de fevereiro de 2017

DEDICATÓRIA

Ao Professor Ossimar Maranhão,

Agradeço o privilégio ter tido a orientação de um verdadeiro mestre, que muito além deste trabalho, me orientou como ser-humano para a vida.

AGRADECIMENTOS

Agradeço à UTFPR como Instituição, por ser não somente referência na formação acadêmica, mas na formação de pessoas, que agregam e fazem diferença à sociedade paranaense.

Agradeço ao PPGEM, em especial ao Professor Paulo Cesar Borges, e à equipe da Secretaria pelo apoio e Coordenação com tanto carinho do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais.

Agradeço aos Professores Euclides Alexandre Bernardelli, e Aldo Santos Pereira pelo apoio e acompanhamento durante a fase de Projeto de Dissertação.

Agradeço aos Professores Giuseppe Pintaúde e Paulo Marcondes pela participação na Banca Examinadora deste Trabalho.

Agradeço ao Professor Walter Luis Mikos pelo apoio com o Laboratório de Metrologia, à Ane Cheila Rovani do Laboratório de Superfícies de Contato e ao Alexandre do Laboratório do MEV-DRX.

Agradeço o apoio dos colegas Marco Antônio Deitos Filho e Ana Luiza Beltrão Santana no trabalho em equipe.

Agradeço aos meus familiares que estiveram presentes com muito apoio durante todo o período do meu envolvimento com o Mestrado, em especial à minha querida esposa Liora que foi fundamental para que este trabalho pudesse ter a dedicação que merece.

O maior agradecimento é ao Professor Ossimar Maranhão, orientador, e a quem também dedico este trabalho.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	Objetivos	17
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	18
2.1	Processo de soldagem TIG	18
2.1.1	Processo de soldagem TIG alimentado com duplo arame quente	21
2.1.2	Aplicação de revestimentos	27
2.2	Inconel 625 como revestimento	28
2.3	Desgaste dos revestimentos	31
2.3.1	Influência das variáveis de soldagem na resistência ao desgaste dos revestimentos	40
3	MATERIAIS E MÉTODOS	49
3.1	Materiais	49
3.2	Equipamentos	50
3.3	Metodologia	53
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	66
4.1	Deformação do material	66
4.1.1	Análise linear dos efeitos	69
4.1.2	Análise quadrática dos efeitos	72
4.2	Coefficiente de atrito	77
4.2.1	Análise linear dos efeitos	87
4.2.2	Análise quadrática dos efeitos	89
4.3	Influência das variáveis de soldagem na área do sulco e no coeficiente de atrito	93
4.3.1	Área do sulco	93
4.3.2	Coefficiente de atrito (Dsc)	99
5	CONCLUSÕES	105
6	REFERÊNCIAS	107

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Desenho esquemático da Patente do Processo de Soldagem TIG Fonte: adaptado de Northrop Aircraft Inc (1941)	19
Figura 2 – Processo de Soldagem TIG Fonte: adaptado de BOOKER, J. D.; SWIFT, K. G. (2013)	21
Figura 3 – Relação entre Energia aplicada ao processo TIG e a Taxa de Deposição obtida, comprando as técnicas de Arame Quente e Arame Frio Fonte: adaptado de HENON e ANGELES, 2014	22
Figura 4 - Processo de soldagem TIG alimentado com arame quente Fonte: adaptado de LUCAS W. (1990)	23
Figura 5 – Deposição de cordão de solda com o processo TIG duplo arame quente Fonte: adaptado de ZHENG <i>et. al.</i> (1999).....	24
Figura 6 – Comparação das taxas de alimentação entre um e dois arames Fonte: adaptado de SUN <i>et. al.</i> (1999).....	26
Figura 7 – Deposição de cordões para revestimento Fonte: adaptado de DAVIS, J. R. (2001)	27
Figura 8 – Imagens ampliadas de (a) grão de sal e (b) grãos de quartzo (SiO ₂) Fonte: (a) GJSENTINEL, (2016), (b) CHUNG, Y. C. (2016).	32
Figura 9 – Mecanismo do desgaste abrasivo Fonte: adaptado de XU X., VAN DER ZWAAG S., XU W., (2016).....	32
Figura 10 – (a) Imagem de MEV de risco em AISI 304L com formação de pile-up e arrancamento de material e (b) topografia da superfície riscada Fonte: adaptado de POHL, HARDES, THEISEN (2016).....	33
Figura 11 – Ensaio de riscamento para as ligas de Al 319 e 390 e de revestimento de Al-Si sobre Al 319. (a) Dureza ao riscamento e (b) largura dos riscos. Fonte: adaptado de OTT <i>et. al.</i> , (2001)	37

Figura 12 – Coeficiente de atrito do ensaio de riscamento Fonte: adaptado de OTT et. al., (2001).....	38
Figura 13 – Efeito da corrente na perda de massa em cordões de Inconel 625 Fonte: adaptado de SANDHU, S. S. E SHAHI, A. S. (2016)	40
Figura 14 – Representação do processo de revestimento de TiC com o processo TIG Fonte: adaptado de PENG, D. (2012)	41
Figura 15 – Influência da corrente de soldagem sobre a resistência ao riscamento do revestimento Fonte: adaptado de PENG, D. (2012)	42
Figura 16 – Influência da corrente e do número de camadas sobre a profundidade do sulco Fonte: adaptado de KIRCHGASNER, M.; BADISCH, E.; FRANEK, F. (2006)	43
Figura 17 – Influência da velocidade de soldagem sobre a resistência ao riscamento do revestimento Fonte: adaptado de PENG, D. (2012)	44
Figura 18 – Influência da (a) vazão de gás e (b) distância do eletrodo à peça de trabalho sobre a resistência ao riscamento do revestimento Fonte: adaptado de PENG, D. (2012).....	47
Figura 19 – Configuração dos materiais utilizados Fonte: autoria própria	50
Figura 20 – Ilustração modelo FPA9000 ETR Fonte: Fronius (2007)	51
Figura 21 – Principais Componentes do modelo FPA9000 ETR Fonte: Fronius (2007)	51
Figura 22– Sistema de alimentação de duplo arame do modelo FPA9000 ETR Fonte: Fronius (2007).....	52
Figura 23 – Equipamento TIG com duplo arame Fonte: Autoria própria.....	52
Figura 24 – Distribuição planar dos pontos para o planejamento composto central Fonte: autoria própria.....	54
Figura 25 – Deposição dos cordões (a) ilustração e (b) ao final do experimento Fonte: autoria própria.....	58
Figura 26 – Corpo de prova para ensaio de riscamento Fonte: autoria própria	59

Figura 27 – Superfície plana nos corpos de prova para ensaio de riscamento Fonte: autoria própria.....	59
Figura 28 – Tribômetro para realização de ensaio de riscamento Fonte: autoria própria	60
Figura 29 – Curvas de aquisição dos dados de coeficiente de atrito Fonte: autoria própria	61
Figura 30 – Topografia em 3D na superfície do cordão na região riscada Fonte: autoria própria	61
Figura 31 - Seção transversal do risco (a); Área deformada pelo risco (b) Fonte: autoria própria	62
Figura 32 – Posicionamento das amostras no MEV Fonte: autoria própria	63
Figura 33 – Visualização das imagens no MEV Fonte: autoria própria.....	63
Figura 34 – Topografia 3D da região riscada da amostra 5 (a) e amostra 2 (c). Seção transversal das regiões riscadas amostra 5 (b) e amostra 2 (d) Fonte: autoria própria	68
Figura 35 – Diagrama de Pareto da magnitude dos efeitos lineares sobre a área do sulco Fonte: autoria própria.....	70
Figura 36 – Diagrama de Pareto dos efeitos das variáveis significativas no modelo quadrático para a área do sulco Fonte: autoria própria	74
Figura 37 – Valores preditos Vs. valores medidos Fonte: autoria própria.....	77
Figura 38 - Coeficiente de Atrito Cinemático Experimental (Dsc) para: Amostra 11 (a), Amostra 16 (b) e Amostra 1 (c).	78
Figura 39 – Imagem de risco com ampliação de 800 vezes	80
Figura 40 – Imagem de risco ampliada em (a) 300 vezes e (b) 1300 vezes Fonte: autoria própria.....	81
Figura 41 – Defeito na superfície, ampliação de 800 vezes Fonte: autoria própria...	83
Figura 42 – Imperfeição em região riscada. Ampliação de 800 vezes Fonte: autoria própria	84

Figura 43 – Análise EDS Fonte: autoria própria	84
Figura 44 – Resultados da Equação 11 Fonte: autoria própria.....	92
Figura 45 – Efeito da corrente de soldagem e da velocidade de alimentação do arame sobre a área deformada. Fonte: autoria própria	93
Figura 46 – Efeitos da corrente de soldagem (I_m) vs. (a) Corrente de aquecimento do arame (I_a); (b) Gás de soldagem (G_s); (c) Velocidade de soldagem (V_s) Fonte: autoria própria.....	94
Figura 47 – Efeitos da velocidade de soldagem (I_m) vs. (a) Velocidade de alimentação do arame (V_a); (b) Corrente do arame (I_a); (c) Gás de soldagem (G_s)	96
Figura 48 – Comparação entre resultado de $V_a \times V_s$ (Figura 47a) e o resultado obtido por PENG, D (2012) (Figura 17)	97
Figura 49 - Efeitos da velocidade de alimentação do arame (V_a) vs. (a) Corrente do arame (I_a); (b) Gás de soldagem (G_s); (c) Gás de soldagem (G_s) x Corrente do arame (I_a)	99
Figura 50 – Efeito da corrente de soldagem sobre o coeficiente de atrito Fonte: autoria própria	101
Figura 51 – Efeito da velocidade de soldagem sobre o coeficiente de atrito. Fonte: autoria própria.....	102
Figura 52 - Efeitos da velocidade de alimentação do arame (V_a) vs. (a) Corrente do arame (I_a); (b) Gás de soldagem (G_s); (c) Gás de soldagem (G_s) x Corrente do arame (I_a) sobre o coeficiente de atrito.....	104

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição nominal em % peso da liga Inconel 625.....	29
Tabela 2 – Fatores de influência no coeficiente de atrito.....	39
Tabela 3 – Composição química nominal em % do aço AISI 4130.....	49
Tabela 4 - Composição química ERNiCrMo-3.....	49
Tabela 5 – Valores das variáveis de estudo.....	55
Tabela 6 – Parâmetros fixos de soldagem	56
Tabela 7 – Matriz experimental	57
Tabela 8 – Área do sulco de cada amostra	66
Tabela 9 – Efeitos principais dos fatores e interações no modelo linear	69
Tabela 10 – Coeficientes dos termos da equação de regressão linear múltipla	71
Tabela 11 – Valores para obter a menor área do sulco segundo modelo linear	72
Tabela 12 – Efeitos principais dos fatores e interações no modelo quadrático.....	73
Tabela 13 – Coeficientes dos termos da equação para modelo quadrático.....	75
Tabela 14 – Conjunto de valores para as variáveis de soldagem que geram a menor área do sulco segundo o modelo quadrático.....	76
Tabela 15 – Análise química da superfície do risco	85
Tabela 16 – Coeficiente de atrito de cada amostra	86
Tabela 17 – Efeitos principais dos fatores e interações no modelo linear.....	87
Tabela 18 – Coeficientes dos termos da equação de regressão linear múltipla	88
Tabela 19 - Valores para obter o menor Dsc segundo modelo linear	89
Tabela 20 – Efeitos principais dos fatores e interações no modelo quadrático.....	90
Tabela 21 – Coeficientes dos termos da equação de regressão linear múltipla	91
Tabela 22 – Conjunto de valores para as variáveis de soldagem que geram o menor Dsc segundo o modelo quadrático.....	92

GANDELMAN, Ariel Dov Ber. **Dureza ao Riscamento e Coeficiente de Atrito de Revestimentos de Inconel 625 Depositados pelo Processo TIG Alimentado com Duplo Arame Aquecido**. 2017. 110f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba.

RESUMO

À medida que a tecnologia de perfuração de poços desenvolveu-se nos últimos anos, explorando cada vez maiores profundidades, os efeitos do desgaste e corrosão têm aumentado proporcionalmente. Uma forma de viabilizar a exploração em águas profundas é revestir as ligas de aço de menor custo com ligas especiais de melhores propriedades, como a liga Inconel® 625. Os parâmetros de soldagem utilizados para a deposição de camadas sobre o substrato influenciam diretamente na qualidade e nas propriedades desses revestimentos. O objetivo deste trabalho foi determinar a influência das principais variáveis de soldagem sobre a dureza ao riscamento e coeficiente de atrito da superfície originada após a deposição de cordões de solda para revestimento. Foi utilizada a técnica de soldagem TIG alimentado automaticamente com duplo arame aquecido. As variáveis estudadas foram: Corrente de Soldagem; Velocidade de Soldagem; Corrente para Aquecimento do Material de Adição; Velocidade de Alimentação do Material de Adição e Composição do Gás de Proteção. Para a realização do estudo foi elaborado um planejamento experimental (DoE), composto central, de 05 fatores, totalizando 32 condições, cada uma correspondendo a cordões de solda depositados com diferentes conjuntos de variáveis. Os cordões foram submetidos ao ensaio de riscamento, onde foram medidos a área do sulco e o coeficiente de atrito da superfície. Os riscos gerados foram analisados em tribômetro para obtenção da topografia em 3D, e em Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV). A análise da influência das variáveis de soldagem sobre a área do sulco e o coeficiente de atrito foi realizada pela metodologia de superfície de resposta (RSM). Foram obtidos modelos matemáticos de 1ª e 2ª ordem correlacionando as variáveis de soldagem à área do sulco e ao coeficiente de atrito da superfície. Também foram geradas superfícies que correlacionam as variáveis às respostas. Observou-se que as variáveis de principal influência sobre a área do sulco são a velocidade de soldagem, corrente do arame e gás de soldagem, e que a velocidade de alimentação do arame possui forte influência quando relacionada com as outras variáveis de processo. Para o coeficiente de atrito, os fatores de maior influência foram as correlações entre as variáveis, principalmente a corrente de soldagem.

Palavras-chave: TIG duplo arame aquecido, dureza ao riscamento, revestimento Inconel 625.

GANDELMAN, Ariel Dov Ber. **Dureza ao Riscamento e Coeficiente de Atrito de Revestimentos de Inconel 625 Depositados pelo Processo TIG Alimentado com Duplo Arame Aquecido**. 2017. 110f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba.

ABSTRACT

As well drilling technology has developed in recent years, exploring ever greater depths, the effects of wear and corrosion have increased proportionately. One way to make deep-water exploration feasible is to coat lower-cost steel alloys with special alloys of better properties, such as the Inconel® 625 alloy. The welding parameters used for deposition of layers on the substrate directly influence the quality and properties of these coatings. The objective of this work was to determine the influence of the main welding variables on the hardness to scratch and surface friction coefficient originated after the deposition of weld beads for coating. The GTAW welding technique was automatically fed with double heated wire. The variables studied were: Welding Current; Welding Speed; Current for Heating the Addition Material; Feed Speed of Addition Material and Shielding Gas Composition. Design of Experiments (DoE) technique was applied, central composite, of 05 factors, totalizing 32 conditions, each corresponding to weld beads deposited with different sets of variables. The beads were subjected to the scratch test, where the scar area and the surface friction coefficient were measured. The scratches were analyzed in tribometer to obtain the topography in 3D, and Scanning Electron Microscope (SEM). The analysis of the influence of the welding variables on the scar area and the friction coefficient was performed by the response surface methodology (RSM). First and second order mathematical models were obtained, correlating the welding variables to the scar area and the surface friction coefficient. Surfaces that correlate variables with responses were also generated. It was observed that the variables of main influence on the scar area are the welding speed, wire current and welding gas, and that the wire feed speed has a strong influence when related to the other process variables. For the coefficient of friction, the factors of greater influence were the correlations among the variables, mainly the welding current.

Key words: GTAW double hot wire, scratch hardness, Inconel 625 coatings.

1 INTRODUÇÃO

A exploração e a produção de petróleo são atividades de elevada importância em todo o mundo, e constantemente busca-se desenvolvê-las para garantir o atendimento à crescente demanda de energia mundial. Assim, torna-se importante vencer desafios tecnológicos, como a exploração de petróleo em águas profundas e ultraprofundas na camada do pré-sal (PETROBRAS, 2015).

À medida que a tecnologia de perfuração de poços desenvolveu-se nos últimos anos, explorando cada vez maiores profundidades, os efeitos do desgaste e corrosão têm aumentado proporcionalmente. A presença de sulfeto de hidrogênio, dióxido de carbono e cloretos, aliado às altas temperaturas e pressões dos poços profundos, cria uma mistura potencialmente nociva aos equipamentos envolvidos na exploração (BROWN *et. al.* 2003), (NĚMEČEK *et. al.* 2014), (TANG *et. al.* 2011).

Ao implementar a proteção ao desgaste para um sistema de produção, pode-se optar por diversas tecnologias e maneiras para cumprir com a necessidade exigida. A eficácia de cada uma irá variar em função de inúmeros fatores, como a natureza agressiva do produto, a pressão e temperatura de projeto, a dimensão e complexidade do sistema, a expectativa de vida, o tempo disponível para desenvolvimento e as restrições orçamentárias. Numa linha de produção e extração estão incluídos conexões, blocos de válvulas complexas e bombas, todos sujeitos à ações nocivas em suas superfícies (ROBERGE, 2000).

Os engenheiros de petróleo e gás têm a necessidade de assegurar a integridade das superfícies internas dos sistemas em operação, e manter um eficiente serviço de confiabilidade. Numa situação em que o ambiente é altamente hostil e que o ciclo de vida do sistema não deve ser curto, mesmo a utilização de aços austeníticos ou inoxidáveis com adição de ligas especiais não é suficiente para operação (SHAKIL *et. al.* 2014).

Uma solução para este desafio é a utilização de ligas à base de níquel, tais como a liga Inconel 625. Estes materiais, quando soldados, alcançam a resistência necessária tanto ao desgaste, como às solicitações mecânicas às quais serão expostos. Uma das principais características da liga Inconel 625 é a resistência à

formação de trincas oriundas da fragilização por hidrogênio, e a facilidade de trabalho para o processo de soldagem. No entanto, existem várias restrições para a utilização destas ligas, como o elevado custo, a disponibilidade, e a necessidade de utilização de procedimentos de fabricação muito rígidos (PESSOA *et. al.* 2011), (ZHRANI, M e ALFANTAZI, A., 2014).

As ligas utilizadas para fabricar os componentes empregados nos campos petrolíferos podem variar de ligas de baixo carbono ao aço inoxidável, que são capazes de serem revestidas. Assim, pode-se fabricar os componentes com materiais de menor custo e revestir com ligas resistentes ao desgaste e corrosão para obter maior viabilidade econômica (BROWN *et. al.* 2003), (BALDRIDGE *et. al.* 2013), (BROWN, 2005).

Quando as técnicas de revestimento por sobreposição de cordões de solda foram inicialmente empregadas, a usinagem para acabamento após o revestimento era a norma. Entretanto, com a evolução das técnicas e equipamentos, principalmente com a técnica de soldagem TIG, que é conhecida por oferecer a melhor qualidade superficial de soldagem e controle do processo, melhores tolerâncias geométricas e acabamentos puderam ser alcançados (LUCAS, W., 1990), (LIN, 2013).

Nesse contexto, desenvolvimentos significativos foram alcançados por fornecedores de equipamentos para melhorar a produtividade e qualidade das técnicas de revestimento por soldagem TIG. Esta evolução têm ajudado a garantir que este processo seja amplamente aceito como um processo versátil e econômico para proteger os componentes de campos petrolíferos (BROWN *et. al.* 2003).

Os parâmetros de soldagem utilizados para a sobreposição de camadas sobre o substrato influenciam diretamente na qualidade e nas propriedades de resistência desses revestimentos, especialmente em soldagens dissimilares de ligas. Dessa forma, visando a formação de camadas para revestimentos, é importante considerar a utilização de parâmetros de soldagem que obtenham as melhores características (PESSOA *et. al.* 2011), (ZHRANI, M e ALFANTAZI, A., 2014), (LUCAS, W., 1990).

1.1 Objetivos

Este trabalho tem por objetivo principal estudar a dureza ao riscamento e coeficiente de atrito de revestimentos de Inconel 625 depositados pelo processo TIG alimentado com duplo arame aquecido sobre um substrato de aço AISI 4130.

De modo a atingir o objetivo principal, têm-se como objetivos específicos:

- a) Determinar a influência de cada um dos parâmetros de soldagem na resistência ao riscamento:
 - Velocidade de Soldagem;
 - Corrente Média de Soldagem;
 - Velocidade de Alimentação do Material de Adição;
 - Corrente Média de Aquecimento do Material de Adição;
 - Gás de Proteção.
- b) Determinar a influência de cada um dos parâmetros de soldagem no coeficiente de atrito superficial:
 - Velocidade de Soldagem;
 - Corrente Média de Soldagem;
 - Velocidade de Alimentação do Material de Adição;
 - Corrente Média de Aquecimento do Material de Adição;
 - Gás de Proteção.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo inicia com a apresentação do processo de soldagem TIG, e o seu desenvolvimento durante as últimas décadas, com a introdução de novas técnicas como a adição de dois arames e o aquecimento do metal de adição e como este processo é utilizado para a aplicação de revestimentos.

Uma revisão sobre o material de adição utilizado neste trabalho, o Inconel 625®, também é apresentada, apontando suas principais propriedades e características, com foco na resistência ao desgaste, e como ele é utilizado na forma de material de adição nos processos de revestimento.

Em seguida o capítulo aborda o tema do desgaste nos revestimentos, correlacionando o ensaio de riscamento com o desgaste dos materiais. Ao fim, as variáveis do processo de soldagem, que segundo a literatura, possuem maior influência nos resultados obtidos, são apresentadas, assim como a maneira com que essas variáveis atuam sobre as propriedades dos revestimentos.

2.1 Processo de soldagem TIG

Para a ASM – *American Society of Materials*, a soldagem pode ser definida como: “A coalescência localizada de metais ou não metais, produzida pelo aquecimento a temperaturas apropriadas, com ou sem a aplicação de pressão, ou unicamente pela aplicação de pressão e com ou sem o uso de metais de adição” (ASM, 1993).

Uma definição mais usual, baseada no tipo de forças responsáveis pela união dos materiais, é proposta por Marques, Modenese e Bracarense (2007), como o “Processo de união de metais baseado no estabelecimento de forças de ligação química similar às atuantes nos próprios materiais, na região de ligação entre os materiais que estão sendo unidos”.

A soldagem TIG, do inglês (*Tungsten Inert Gas*), também conhecida pela sigla GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*), ou traduzindo, Soldagem a Arco com Eletrodo de Tungstênio e Proteção Gasosa, surgiu como processo na década de 30 nos EUA,

como alternativa para a fixação de rebites na indústria aeronáutica (ASM, 1993), (MARQUES, P. V.; MODENESE. P. J.; BRACARENSE, 2007)

No ano de 1941 Russel Meredith, que trabalhava na *Northrop Aircraft*, principal fabricante de aeronaves militares dos EUA na época, produziu uma ferramenta que consolidava o processo de soldagem TIG de forma exequível em fábrica, publicando assim a patente que deu origem a esse processo. A Figura 1 apresenta o desenho esquemático da ferramenta desenvolvida que ilustra a patente original *US Patent # 2,274,631* (NORTHROP AIRCRAFT INC, 1941).

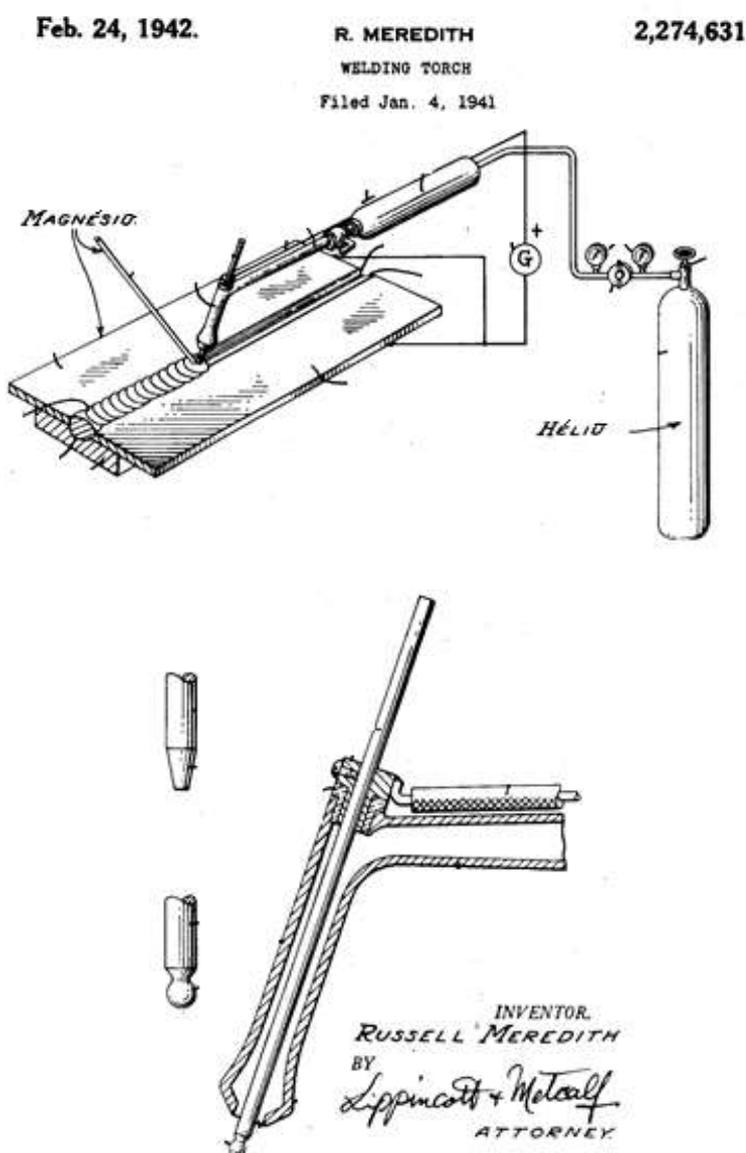


Figura 1 – Desenho esquemático da Patente do Processo de Soldagem TIG

Fonte: adaptado de Northrop Aircraft Inc (1941)

O objetivo da invenção foi desenvolver um processo que permitisse a soldagem de ligas metálicas mais leves como o magnésio, que possuem baixo ponto de fusão (NORTHROP AIRCRAFT INC, 1941).

O processo TIG foi criado como uma extensão do processo de soldagem a arco carbono, desenvolvido em 1887, nos EUA, o qual realiza a coalescência de metais a partir da geração de um arco elétrico e um eletrodo de carbono não consumível. A substituição deste eletrodo por um eletrodo de tungstênio, aliado à proteção recebida pelo gás hélio, reduziu drasticamente a contaminação dos metais nas áreas soldadas e permitiu a soldagem de ligas como magnésio e alumínio, que são altamente reativas (NETWELDING, 2015).

A partir da década de 1960, o processo TIG começou a utilizar correntes mais elevadas com o objetivo de aumentar a penetração da solda. Mas, como para correntes acima de 250 A o arco tende a deslocar a poça de fusão, e esse efeito é aumentado com o aumento de corrente, surgiu-se a necessidade de automação do processo TIG. Desde então, o processo TIG é conhecido por sua versatilidade e elevada qualidade obtida na solda. Ele pode ser utilizado em uma grande variedade de materiais, incluindo metais reativos e refratários (JARVIS, 2005), (SCHWEDERSKY *et. al.* 2011), (SUN *et. al.* 1999).

O processo TIG utiliza como fonte de calor um arco elétrico mantido entre um eletrodo não consumível de tungstênio e a peça a ser soldada ou revestida. A proteção da região de soldagem é feita por um gás inerte, normalmente o argônio, o hélio, ou a mistura dos dois. A soldagem pode ainda ser realizada com ou sem metal de adição, ser manual ou automática e ter sistema de arrefecimento a água da tocha de soldagem (WAINER, E., BRANDI, S.D., 1992).

A Figura 2 apresenta esquematicamente o processo de soldagem TIG.

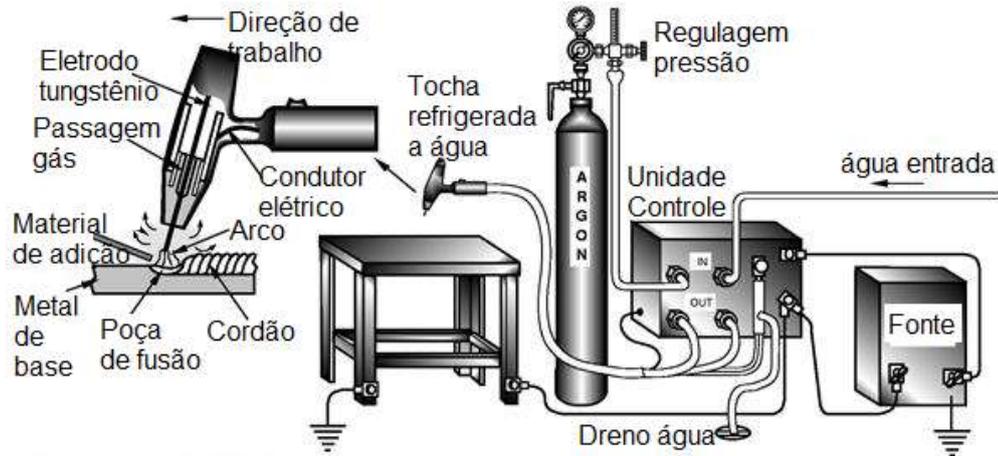


Figura 2 – Processo de Soldagem TIG
Fonte: adaptado de BOOKER, J. D.; SWIFT, K. G. (2013)

Este processo envolve inúmeras variáveis, e gera constantemente um grande número de linhas de pesquisas, que buscam analisar a influência do tamanho, forma e composição química do eletrodo, características da fonte de energia, polaridade do eletrodo, o gás de proteção e a corrente e voltagem utilizadas. Além disso, todas essas variáveis também se relacionam com o material a ser soldado e a geometria da junta. Assim, o processo TIG vem evoluindo constantemente, e o surgimento de novas técnicas representa este crescimento cada vez maior em novas aplicações. Com a elevada qualidade das soldas obtidas aliada à versatilidade do processo, a soldagem TIG ocupa posição de destaque em diversos segmentos e é fruto de estudo de inúmeros pesquisadores (PALANI, P. K.; MURUGAN, 2007), (DELGADO; DUTRA, 2000), (LV *et. al.* 2007), (NAGESH; DATTA, 2010), (RODRIGUES; LOUREIRO, 2005), (HENON e ANGELES, 2014), (VILARINHO, 2009), (ZHANG *et. al.* 2012).

2.1.1 Processo de soldagem TIG alimentado com duplo arame quente

A obra *TIG and Plasma Welding Handbook*, apresenta o processo TIG alimentado com arame quente como uma variante do processo TIG, tendo sido desenvolvida como meio de alcançar elevadas taxas de deposição de material sem reduzir a excelente qualidade normalmente associada ao processo TIG convencional (LUCAS W., 1990).

O arame alimentado ao processo de soldagem TIG pode ser aquecido, chamado de *Hot Wire* (Arame Quente), ou pode ser utilizado na temperatura ambiente, denominado assim de *Cold Wire* (Arame Frio). O processo Arame Quente diferencia-se do Arame Frio pelo pré-aquecimento do arame antes de atingir o arco voltaico. Isto é feito com o objetivo de aumentar a taxa de fusão e deposição do arame na peça, para assim obter maior produtividade, ao mesmo tempo alcançando níveis de qualidade semelhante ao obtido com o processo Arame Frio (WAINER, E., BRANDI, S.D., 1992), (GERKEN, 1995).

A Figura 3 ilustra a relação entre a energia aplicada ao processo e à taxa de deposição obtida de material de adição, mostrando a diferença entre as técnicas de Arame Quente e Arame Frio.

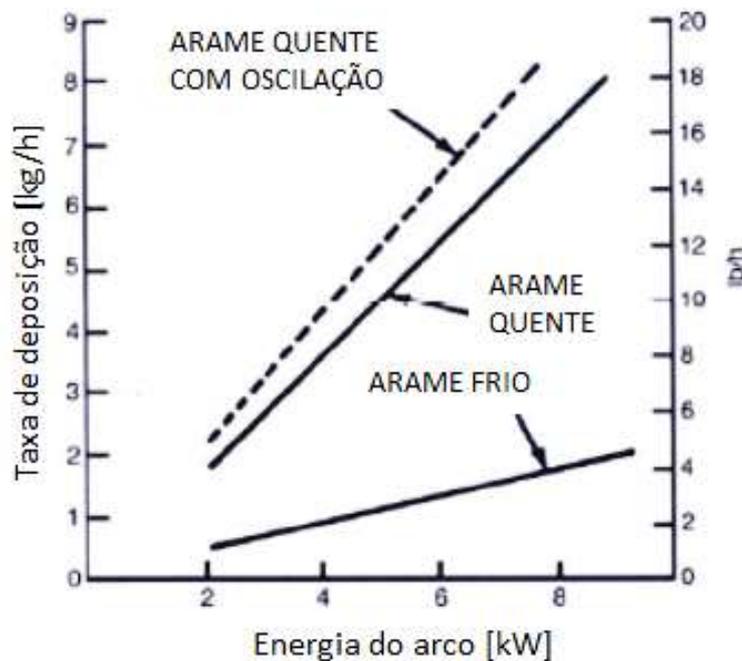


Figura 3 – Relação entre Energia aplicada ao processo TIG e a Taxa de Deposição obtida, comprando as técnicas de Arame Quente e Arame Frio
 Fonte: adaptado de HENON e ANGELES, 2014

Na Figura 3 pode-se observar que, para uma dada energia de arco imposta, o processo que utiliza Arame Quente alcança taxas de deposição muito superiores ao mesmo processo utilizando Arame Frio. Isto ocorre pois, quando o arame é adicionado à poça de fusão já aquecido, o arco elétrico não necessita direcionar tanta energia para fundir o metal de adição. Na técnica de Arame Quente, o arame é previamente

aquecido de modo a facilitar sua fusão, e só então é levado à poça na posição atrás do eletrodo de tungstênio. Esta prática previne que o arame resfrie a poça de fusão, obtendo-se assim cordões de geometria mais regulares e de maior qualidade (HENON; ANGELES, 2014), (HENON, 2010), (LV *et. al.* 2007).

Como a maior parte da energia disponível no processo com Arame Quente pode ser utilizada para gerar a poça de fusão, obtém-se duas ou três vezes maior velocidade de soldagem, alcançando maior taxa de deposição de arame, com o benefício de uma qualidade de solda até mesmo superior ao TIG Arame Frio (HENON; ANGELES, 2014), (HENON, 2010), (LV *et. al.* 2007).

Neste processo, o arame adicionado é aquecido previamente por uma resistência elétrica que tem uma fonte de energia independente da fonte de soldagem, que pode ser contínua ou alternada.

A Figura 4 ilustra o processo de soldagem TIG alimentado com arame quente.

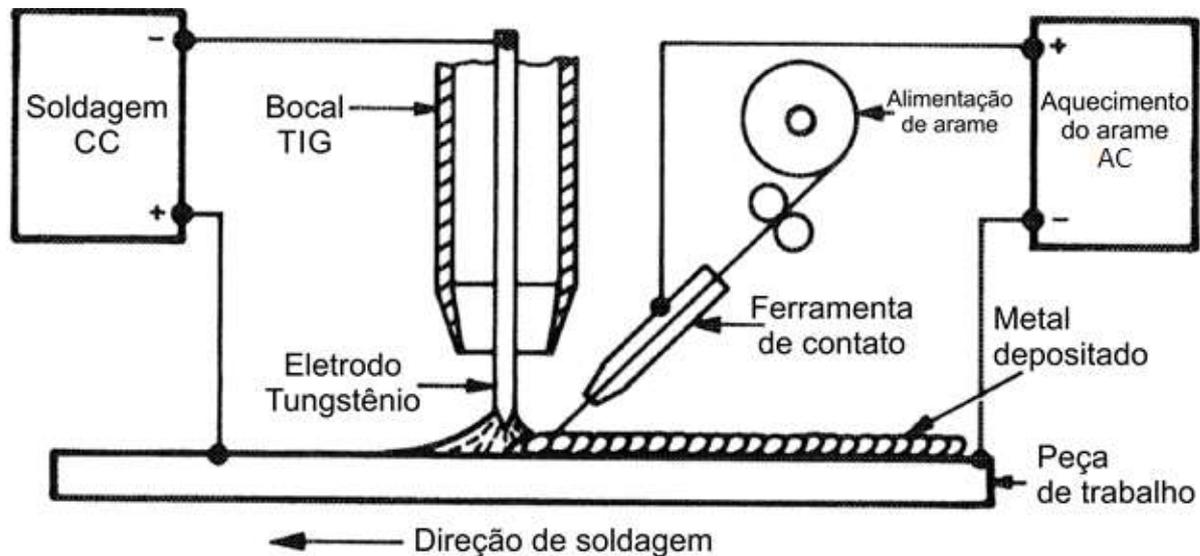


Figura 4 - Processo de soldagem TIG alimentado com arame quente
Fonte: adaptado de LUCAS W. (1990)

O aquecimento do arame é realizado através da passagem de corrente elétrica por um trecho de 40 a 60 mm do arame que, devido à resistência elétrica, chega a alcançar temperaturas de até 300 °C. Isso possibilita ao processo uma necessidade menor de aporte de energia ao arco elétrico de soldagem, obtendo melhores taxas de deposição e maiores velocidades de soldagem (MUNCASTER, P. W., 1991).

Uma evolução do processo de soldagem TIG automático é a alimentação de dois arames para deposição de material. Este processo tem como vantagem principal a possibilidade de atingir ainda mais elevadas taxas de fusão e deposição de material de adição (ZHENG *et. al.* 1999), (ZHANG *et. al.* 2006), (SHI *et. al.* 2014).

A teoria evidencia que há uma correlação entre a taxa de deposição de material e a corrente elétrica no arco de solda. Quanto maior a corrente, maior é a temperatura e, conseqüentemente, maior é a taxa de deposição de material de adição. Porém, o uso de correntes elevadas faz com que haja menor controle do processo, comprometendo a qualidade e as propriedades do produto obtido. Além disso, chega-se a um patamar em que o aumento da corrente, por maior que seja, deixa de elevar a taxa de deposição (ZHENG *et. al.* 1999), (ZHANG *et. al.* 2006), (SHI *et. al.* 2014).

A adição de mais um arame, como fonte de deposição de material, permite atingir maiores taxas de deposição sem comprometer a qualidade, diminuindo também o tempo de processo, pois maiores velocidades de soldagem podem ser praticadas (ZHENG *et. al.* 1999), (ZHANG *et. al.* 2006), (SHI *et. al.* 2014).

O processo de soldagem TIG alimentado com duplo arame é apresentado na Figura 5.

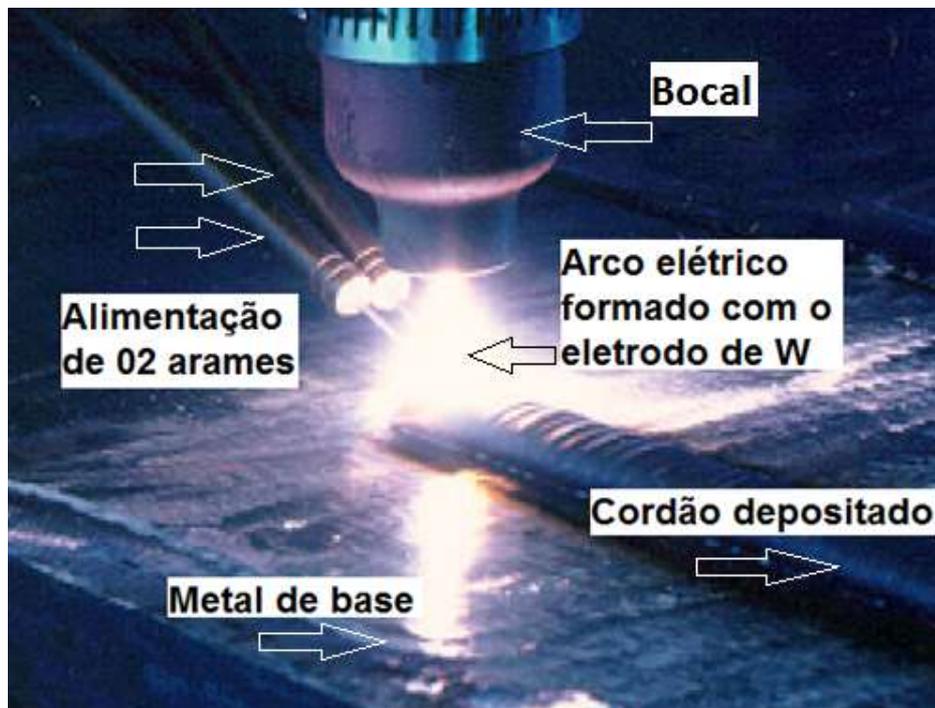


Figura 5 – Deposição de cordão de solda com o processo TIG duplo arame quente
Fonte: adaptado de ZHENG *et. al.* (1999)

Na Figura 5 observa-se a deposição de um cordão de solda sobre o metal de base. Ele é obtido a partir da fusão da peça de trabalho com o metal de adição, que está no formato de dois arames sendo constantemente alimentados no sistema. O calor necessário para a fusão dos materiais é oriundo do arco elétrico formado entre o eletrodo de tungstênio (W) e o metal de base. Nota-se também na figura, acima do arco elétrico, a presença de um bocal, que é utilizado para auxiliar no direcionamento dos gases de proteção utilizados no processo.

Sun *et. al.* (1999) apresentaram um trabalho que demonstra as principais vantagens e desvantagens de utilizar o processo de soldagem TIG alimentado por dois arames ao invés de um. Segundo os autores, os processos de soldagem com eletrodo revestido, MIG/MAG, arco submerso, plasma e TIG são utilizados para aplicação de revestimentos. O processo TIG é o que apresenta maior qualidade nos revestimentos aplicados, devido às suas características inerentes de elevada estabilidade do arco elétrico, ausência de respingos, controle preciso das variáveis de soldagem e utilização de gás de proteção. Por isso este processo é utilizado no revestimento de componentes mecânicos que exigem elevado grau de precisão, como turbinas de avião. A elevada qualidade, no entanto, é contrabalanceada pela baixa taxa de deposição a qual este processo é limitado quando utilizado na sua forma convencional.

Uma maneira de elevar a taxa de deposição do processo TIG é a alimentação por dois arames, pois eles conseguem ser facilmente acomodados sob o arco cônico formado pelo eletrodo de tungstênio, o que permite utilizar com maior eficiência a energia disponível para fundi-los (SUN *et. al.* 1999), (YE *et. al.* 2015).

No trabalho de Sun *et. al.* (1999) foram aplicados revestimentos utilizando o processo TIG alimentado com um e dois arames de aço inoxidável, sem prévio aquecimento, sobre placas de aço A36 0,17 % C e 1,0 % Mn. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 6.

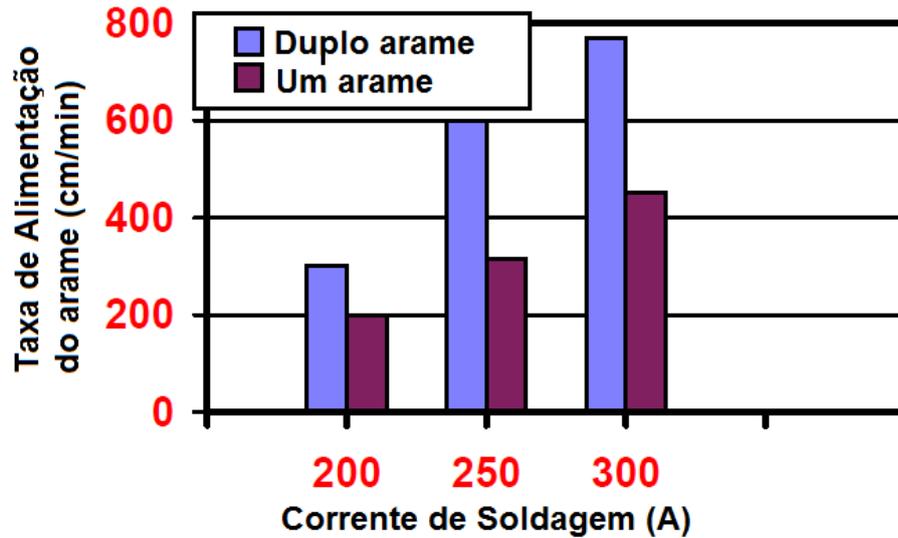


Figura 6 – Comparação das taxas de alimentação entre um e dois arames
 Fonte: adaptado de SUN *et. al.* (1999)

Nota-se pela Figura 6 que a utilização de dois arames aumenta substancialmente a taxa de deposição comparado ao processo com um arame apenas. O trabalho também avaliou a dureza, a resistência ao desgaste e a microestrutura dos revestimentos e concluiu que a utilização de duplo arame oferece melhor qualidade de revestimento pois obtém menor diluição, menor ZTA (Zona Termicamente Afetada) e menor distorção. Além disso, os ensaios de dureza, dobramento e análise microestrutural obtiveram resultados que permitem alcançar as necessidades requeridas do material para a maioria dos processos onde alta qualidade e produtividade são necessárias, como na indústria de extração no mar de óleo e gás (SUN *et. al.* 1999).

Não foram abordados nesta revisão artigos que utilizaram dois arames aquecidos, pois esta técnica é uma inovação tecnológica. Justamente por ser um assunto ainda em desenvolvimento, é importante conhecer a influência de cada variável nos revestimentos obtidos, daí tem-se a relevância deste trabalho.

2.1.2 Aplicação de revestimentos

A aplicação de revestimentos é obtida através da deposição de uma ou mais camadas, sendo cada camada obtida a partir da deposição de múltiplos cordões de solda, dispostos de maneira sobreposta ou lado a lado (SILVA *et. al.* 2011).

A Figura 7 ilustra a deposição de cordões na formação de um revestimento por um processo de soldagem.

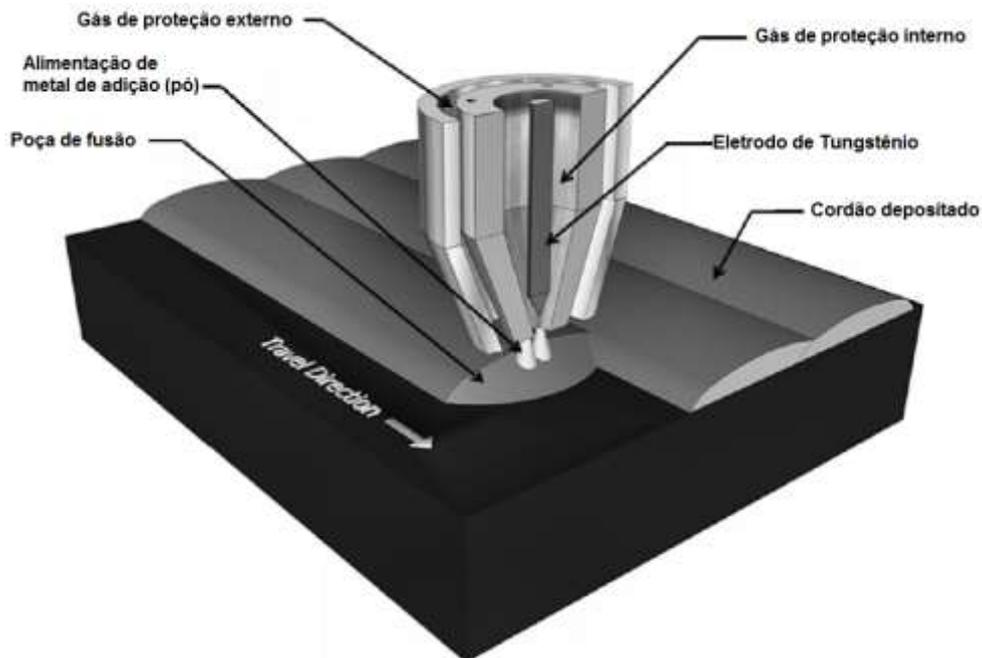


Figura 7 – Deposição de cordões para revestimento
Fonte: adaptado de DAVIS, J. R. (2001)

Dentre os vários processos de soldagem utilizados para a aplicação de revestimentos, destacam-se MIG/MAG, arame tubular, TIG com alimentação de arame (frio e quente) e o plasma por arco transferido (PTA) (DAVIS, J. R., 2001).

Para Madadi *et. al.* (2011) e Koshy *et. al.* (1985), a diferença entre os processos e técnicas de revestimento por soldagem é a eficiência, considerando produtividade, custo de operação, taxa de deposição, a possibilidade de depositar o revestimento em geometrias complexas como cantos e frestas e, principalmente, a diluição obtida após a deposição de cada camada.

Diversas técnicas e tecnologias de aplicação de revestimentos de ligas de níquel já foram desenvolvidas e são atualmente utilizadas. Entretanto, segundo Smith (1999) e Pessoa *et. al.* (2011), as condições hostis de elevada temperatura e pressão encontradas nos poços de petróleo em geral, além das condições severas especialmente existentes em explorações ultraprofundas, tornam esta atividade um novo desafio em termos de resistência mecânica e à corrosão. Além disso, o custo de aplicação destes revestimentos deve ser viável, de modo a permitir as atividades de exploração de petróleo sob essas condições.

2.2 Inconel 625 como revestimento

As superligas à base de níquel são uma relevante classe de materiais de engenharia, por apresentarem importantes características como elevada resistência mecânica em altas temperaturas e resistência à oxidação (PEREPEZKO 2009), (NĚMEČEK *et. al.* 2014).

Assim como para os aços inoxidáveis, atribui-se a alta resistência ao desgaste e à corrosão das ligas de níquel devido à formação de um filme passivo de óxido de cromo em conjunto com outros elementos que também contribuem com uma camada protetiva, como óxido de molibdênio, alumínio e tungstênio sobre o material, que protegem a superfície (LU, 2010), (BALDRIDGE *et. al.* 2013), (NĚMEČEK *et. al.* 2014), (SMITH 1999).

A família Ni-Cr-Mo é conhecida por possuir as melhores propriedades de resistência à corrosão dentre as ligas níquel, pois, segundo Hodge (2006), a maior presença de molibdênio evita a formação de corrosão localizada causada pela presença de impurezas e sais no sistema. Além disso, na aplicação para as indústrias de processamento químico, de exploração de petróleo ou expostos à água do mar, esta família mostrou-se muito superior aos aços inoxidáveis para a resistência à corrosão, principalmente quando aplicado à altas temperaturas.

A liga Inconel 625, ou UNS N06625, ocupa uma posição de destaque no conjunto de ligas Ni-Cr-Mo. Ela foi desenvolvida pela primeira vez em 1964, para aplicações

em alta temperatura, como turbinas de aeronaves (PATEL, 2006). Sua composição é apresentada na Tabela 1:

Tabela 1 – Composição nominal em % peso da liga Inconel 625

Liga	UNS	C	Cr	Fe	Mn	Ni	Mo	Si	Al	Outros
										Nb
625	N06625	0,10	20-23	5,0	0,50	Bal.	8-10	0,50	0,40	3,15- 4,15

Fonte: DuPONT, J.N., LIPPOLD, J.C., KISER, S.D, (2009)

A presença de alto teor de Cr e Mo, além de Nb, apresentada na Tabela 1, é um dos fatores que explicam o grande sucesso desta liga na proteção à corrosão. Isto é devido à formação de uma camada de óxidos protetores como Cr_2O_3 , NiO, Nb_2O_5 e $NbCrO_4$ na superfície do material. Nota-se também os baixos teores de Fe e C, que são controlados para que a liga mantenha boas propriedades de resistência à corrosão e minimize o efeito da corrosão localizada, gerada principalmente pela precipitação nos contornos de grão (PATEL, 2006); (KORRAPATI *et. al.* 2014).

Deve-se apontar que as excelentes propriedades das ligas de níquel são obtidas quando o material se encontra no estado solubilizado. No entanto, quando essas ligas são depositadas por processos de soldagem, deixam de estar no estado solubilizado, pois ocorre a segregação de elementos de liga como Cr e Mo durante a solidificação, afetando as propriedades. Além disso, durante o processo de deposição, deve-se levar em conta o efeito da diluição dessas ligas com o metal de base, que normalmente possui elevado teor de ferro em sua composição (BANOVIC *et. al.* 2002).

As ligas de Inconel 625 possuem excelentes propriedades mecânicas, como elevada tenacidade e resistência à fadiga. Isto é muito importante para as atividades de exploração de petróleo, pois os componentes revestidos por elas estão expostos aos efeitos de esforços estáticos, devido ao próprio peso, e esforços cíclicos, como movimentos de correntes marítimas e marés. Esses fatores, quando aliados à meios corrosivos, têm seus efeitos aumentados, conduzindo ao fenômeno que leva à rápida redução da vida útil do material, conhecido como corrosão-fadiga. A presença de defeitos residuais inerentes ao processo de fabricação, como também a presença de tensões residuais originadas devido ao processo de soldagem, cria regiões críticas

que favorecem o surgimento deste fenômeno de degradação (PFINGSTAG *et. al.*, 2010), (KORRAPATI *et. al.* 2014).

O Inconel 625 também possui elevada resistência ao desgaste, devido aos altos teores de nióbio (Nb) em sua composição, que atua com o molibdênio (Mo) para endurecer à liga (REALUM, 2015).

Outro ponto importante de análise de revestimentos são as propriedades obtidas na interface entre revestimentos aplicados com a liga 625 sobre o aço baixa liga. Numa soldagem dissimilar, esta região apresenta grande mudança nas propriedades mecânicas, químicas e na microestrutura, por sofrer ação de fenômenos como fragilização por hidrogênio, crescimento de grãos, perda de tenacidade e corrosão, pois nesta região se inicia o processo de solidificação do metal líquido, e há incompleta mistura entre os materiais (ROWE *et. al.* 1999), (BALDRIDGE *et. al.* 2013).

Segundo Pessoa *et. al.* (2011), a PETROBRAS indica maneiras de solucionar os problemas relativos à vida útil dos equipamentos, com o objetivo de reduzir o número de paradas não programadas para realização de reparos. A principal dessas maneiras é o uso das ligas de níquel como alternativa para adequar ou substituir componentes metálicos que compõem os equipamentos das unidades de produção e refino. No entanto, devido ao elevado custo de fabricação de equipamentos e componentes se constituídos de forma maciça por elas, as ligas de níquel não constituem uma alternativa viável para substituir os equipamentos empregados nestas aplicações. Assim, normalmente, estes componentes são construídos com materiais menos nobres, como aços C-Mn e baixa liga, sendo posteriormente revestidos com materiais com melhores propriedades como as ligas de níquel. A forma de aplicação de revestimentos sobre componentes de exploração e produção de petróleo torna-se assim um importante assunto de pesquisa, pois ela deve permitir a viabilidade tanto tecnológica como de custo-benefício destas atividades.

Koshy *et. al.* (1985) apresentaram um método de revestimento com o processo MIG/MAG alimentado com um arame aquecido em que foi aplicado apenas uma camada de liga 625 sobre o aço. Os autores alcançaram um nível de diluição de Fe de menos de 4% na superfície, mostrando que o processo pode ser economicamente viável, pois já alcançaram o nível de diluição desejado com apenas uma camada de revestimento. Para os autores, a resistência à corrosão do Inconel 625 mostrou-se

eficiente nos vários ambientes em que os equipamentos de extração de refino de petróleo são expostos, como oxidantes químicos, cloretos, H₂S e CO₂, mantendo sempre boas propriedades mecânicas, tanto em altas como baixas temperaturas.

2.3 Desgaste dos revestimentos

O desgaste pode ser definido como uma perda gradativa ou alteração das dimensões do material na superfície, devido ao contato ou movimento relativo entre dois corpos. Os mecanismos de desgaste diferenciam-se entre si pela forma com que o material é removido da superfície, que são classificadas em função de diversos fatores, como a presença de lubrificantes e os mecanismos de remoção de material, sendo os principais por abrasão, adesão, erosão e fadiga superficial (ASM, 1993), (DAVIS, J. R., 2001).

Os sistemas tribológicos formados na extração de petróleo envolvem mecanismos de desgaste muito complexos. Um dos principais fatores é o deslocamento de partículas de areia, sais e detritos pela superfície dos componentes, que atuam na formação de desgaste principalmente do tipo abrasivo (ASM, 1993), (DAVIS, J. R., 2001).

O desgaste abrasivo ocorre pela movimentação de partículas com dureza elevada sobre a superfície sólida de um material de menor dureza. Um dos principais fatores de influência é o fato de que os sais e grãos de areia usualmente têm geometrias com arestas cortantes e protuberâncias de ângulos agudos, que produzem cortes ou cisalhamento na superfície, conforme Figura 8.



Figura 8 – Imagens ampliadas de (a) grão de sal e (b) grãos de quartzo (SiO_2)
 Fonte: (a) GJSENTINEL, (2016), (b) CHUNG, Y. C. (2016).

A Figura 9 representa o mecanismo de corte, que é o principal mecanismo para que ocorra o desgaste abrasivo. Neste exemplo, uma partícula dura com arestas pontiagudas desloca-se pela superfície de um metal, causando deformação da superfície e arrancamento de material.

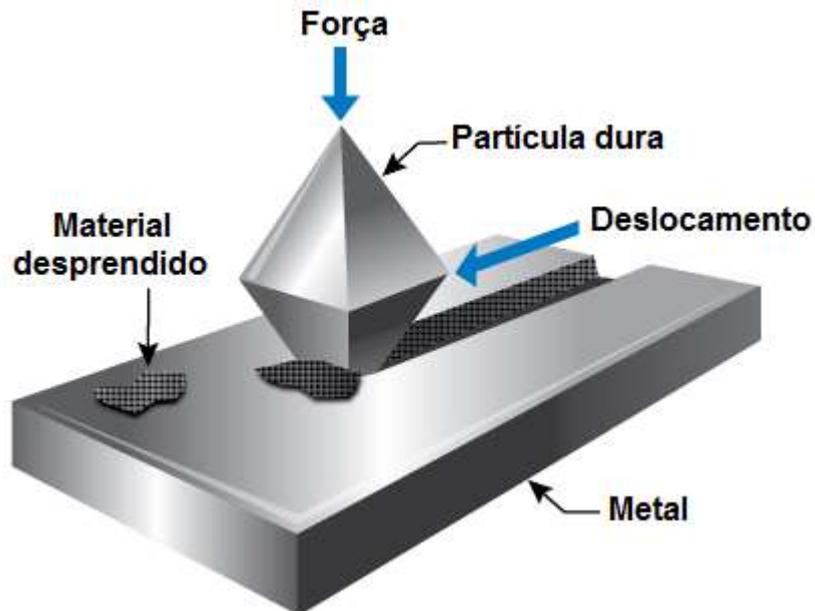


Figura 9 – Mecanismo do desgaste abrasivo
 Fonte: adaptado de XU X., VAN DER ZWAAG S., XU W., (2016)

O deslocamento de uma partícula dura sobre o material pode gerar uma deformação na região da superfície onde a carga foi aplicada, devido à propriedade elasto-plástica, chamada de *pile-up*, ou conforme tradução convencionalizada à língua portuguesa, - formação de bordas (PINTAÚDE, G., 2002). A formação deste fenômeno é influenciada por diversos fatores, principalmente pelo coeficiente de Poisson, módulo de elasticidade, limite de escoamento e coeficiente de encruamento, sendo mais comumente observado em materiais com recuperação elástica abaixo de 28 % e coeficiente de encruamento baixo (BOLSHAKOV E PHARR, 1998), (FRANCO JÚNIOR, 2003). A Figura 10 apresenta um exemplo de formação de *pile-up* obtido num ensaio de riscamento em aço AISI 304L.

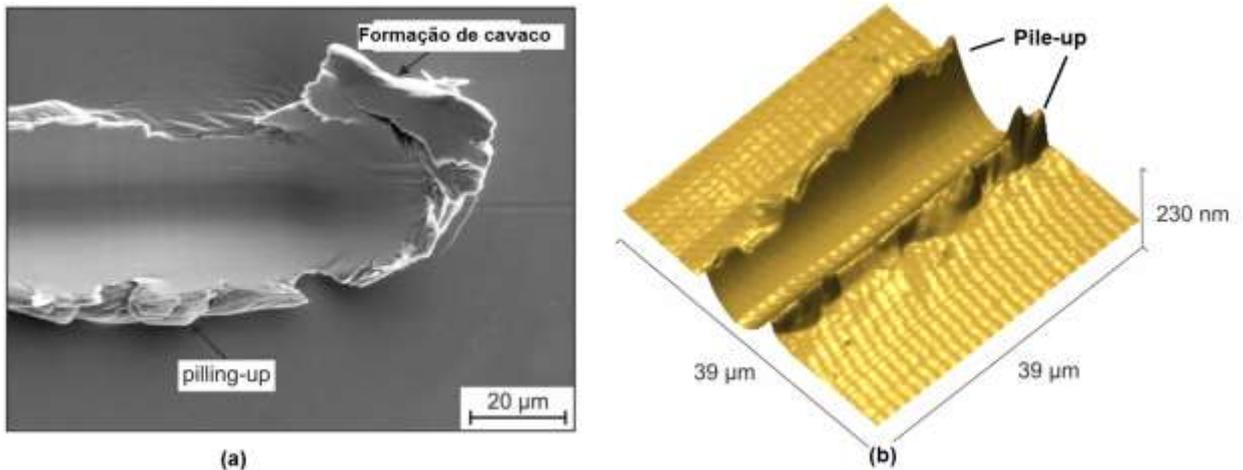


Figura 10 – (a) Imagem de MEV de risco em AISI 304L com formação de pile-up e arrancamento de material e (b) topografia da superfície riscada
Fonte: adaptado de POHL, HARDES, THEISEN (2016)

O desgaste abrasivo pode ser dividido ainda em desgaste em baixa tensão e em alta tensão. O fenômeno em baixa tensão apresenta ranhuras na superfície com canais profundos, mas as forças são baixas o suficiente para que não ocorra a fragmentação das partículas abrasivas. Já quando as forças são altas, são produzidas deformações plásticas e crateras ao longo da superfície, e o fenômeno é definido como desgaste em alta tensão (BOLSHAKOV E PHARR, 1998), (FRANCO JÚNIOR, 2003).

A resistência ao riscamento pode ser avaliada por ensaios de riscamento, realizados pelo deslocamento de um único indentador aplicando uma carga e penetração constante na superfície e é obtida em função da área do sulco e coeficiente de atrito experimentado durante o riscamento. O tamanho da área deformada pode ser correlacionado diretamente com a quantidade de material desgastado, mas esta correlação nem sempre é direta. Em materiais moles, o volume deformado é empurrado para as laterais, sem ser arrancado da superfície, e em materiais duros, a passagem de um riscador gera pouca deformação mas pode causar o desprendimento de lascas de volume significativo de material (BERNS H., FISCHER A., KLEFF J; 1993).

A ASTM na norma G171-03 (2009) e a obra *Friction and Wear of Materials* de Rabinovicz, E. (1963), propõem uma maneira de mensurar a resistência de uma superfície sólida ao desgaste abrasivo, a partir da penetração por um indentador em movimento com a aplicação de uma força normal e velocidade constante. Esta resistência é mensurada pela dureza ao riscamento, ou do inglês, *Scratch Hardness Number* (HS_p), e é obtida em função da razão entre a força Normal ao riscamento, constate (P), e a área ou largura do risco obtido, conforme Equação 1.

$$HS_p = \frac{k P}{w^2} \quad HS_p = \frac{2P_n}{A_p} \quad (1)$$

(a) (b)

A Equação 1 (a) é proposta pela ASTM, onde k é a constante para obter o resultado em GPa, e equivale a 24,98. O termo P refere-se à força normal à penetração do indentador, que é constante no ensaio de riscamento. O termo w é a média de três medidas de largura gerada no riscamento, e é aplicada ao quadrado na relação, que obtém para o HSp a unidade de N/m², ou Pa. Já na Equação 1 (b), proposta por Rabinovicz, o numerador é a força normal P, multiplicada por uma constante, e o denominador é a área do sulco gerada pela passagem do riscador. Ambas as equações geram a mesma análise, que é o tamanho do sulco gerado pela aplicação de uma carga. A escolha entre utilizar a largura ou a área é em função principalmente das ferramentas e métodos de medição utilizados (ASTM, 2009), (RABINOVICZ, 1963).

Em comparação aos métodos de medição de dureza, de natureza quase estática, em que um indentador penetra na superfície do material, e a área ou profundidade são medidos, a dureza ao riscamento (HSp) permite a combinação dos diversos fatores e combinações de propriedades da superfície do material, pois ela é medida pela movimentação tangencial de um riscador sobre a superfície, sendo mais apropriada para mensurar a resistência ao desgaste abrasivo (ASTM, 2009), (OTT, R. D. *et. al.*, 2001), (RABINOVICZ, 1963).

Outro dado obtido no ensaio de riscamento é o coeficiente de atrito cinemático experimental. Ele é definido na Norma ASTM G171 como a relação entre a Força de Riscamento (F_{scr}) e a Força Normal (P), Equação 2, chamado de *Stylus Drag Coefficient (DSc)*, obtido usualmente a cada 0,001 segundo durante a movimentação do riscador sobre a superfície do material. Este coeficiente possui a mesma definição do coeficiente de atrito cinemático proposto por Da Vinci no séc. XV, conhecido pela relação entre a força de deslocamento e a força normal. Entretanto no ensaio de riscamento o coeficiente se refere à resistência oferecida pela superfície contra a movimentação do riscador, que possuem dureza, geometria, e acabamento superficial específicos. Estes fatores, além de outros, como encruamento e formação óxidos, fazem com que os valores obtidos de coeficiente de atrito nos ensaios de riscamento se diferenciem dos valores de coeficiente de atrito tabelado em livros. O coeficiente Dsc é apresentado na Equação 2 (ASTM, 2009), (BLAU, P. J., 2001), (BLAU, P.J.; DeVORE, C.E., 1990).

$$D_{sc} = \frac{F_{scr}}{P} \quad (2)$$

A energia transformada pela consequência do atrito na superfície do material pode ser armazenada no sistema tribológico ou dissipada nas mais variadas formas de energia. Conforme Equação 3, a energia de atrito (E_F) é equivalente a energia dissipada (E_D) mais a energia armazenada (E_A) (BLAU, P. J., 2001), (BLAU, P.J.; DeVORE, C.E., 1990).

$$E_F = E_D + E_A \quad (3)$$

A energia dissipada é oriunda da energia mecânica do deslizamento sobre uma superfície, que pode ser transformada em calor, vibrações, efeitos sonoros, além de atuar nas propriedades do material, gerando deformações, e na criação de novas superfícies devido a fraturas. Já a energia armazenada no material é relacionada aos defeitos microestruturais gerados, como maclas de deformação e encruamento. Dois materiais com o mesmo coeficiente de atrito podem apresentar variações significativas em seu comportamento ao desgaste, devido à forma com que a energia de atrito é distribuída. A compreensão do mecanismo de desgaste exige, portanto, o estudo da correlação de diversos fatores ao coeficiente de atrito dentro do conjunto tribológico (BLAU, P. J., 2001), (BLAU, P.J.; DeVORE, C.E., 1990).

A seguir são apresentados trabalhos selecionados na literatura, que realizaram a deposição de revestimentos por processos de soldagem e avaliariam o comportamento da superfície obtida em relação à resistência ao desgaste. O objetivo é apresentar estudos que obtiveram resultados positivos em relação a resistência ao desgaste ao aplicar revestimentos, e buscar uma correlação entre coeficiente de atrito e desgaste abrasivo.

Ott *et. al.*, (2001), realizaram um estudo comparativo entre as ligas de alumínio 319 e 390, e um revestimento pela deposição de cordões de solda de uma liga Al-Si numa base de Al 319. Os cordões foram depositados pelo processo TIG, com corrente contínua e 100 % argônio como gás de proteção. Para avaliação do desgaste do revestimento foi realizado o ensaio de riscamento, com a realização de três riscos em cada amostra e o cálculo da dureza ao riscamento (HSp). A Figura 11 apresenta o resultado do ensaio.

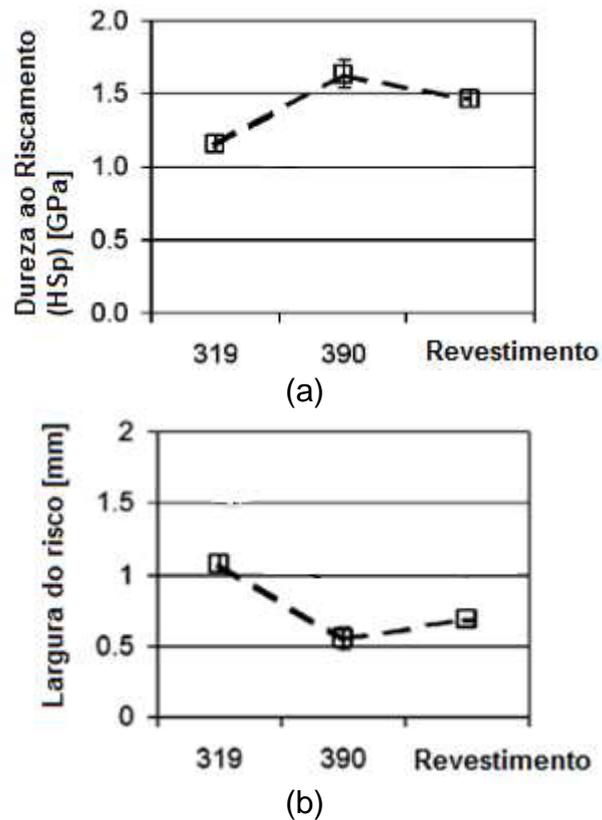


Figura 11 – Ensaio de riscamento para as ligas de Al 319 e 390 e de revestimento de Al-Si sobre Al 319. (a) Dureza ao riscamento e (b) largura dos riscos.
Fonte: adaptado de OTT *et. al.*, (2001)

O resultado do ensaio mostra que a realização de revestimento sobre a base de Al 319 elevou de maneira relevante a resistência ao riscamento deste material, ficando muito próxima ao do Al 390, que possui melhores propriedades de resistência. Este fato corrobora com a ideia de que a aplicação de revestimentos com materiais mais resistentes sobre bases de propriedades menos desejáveis é uma prática viável como forma de se obter as características necessárias na superfície (OTT *et. al.*, 2001).

O coeficiente de atrito obtido no ensaio de riscamento é apresentado na Figura 12.

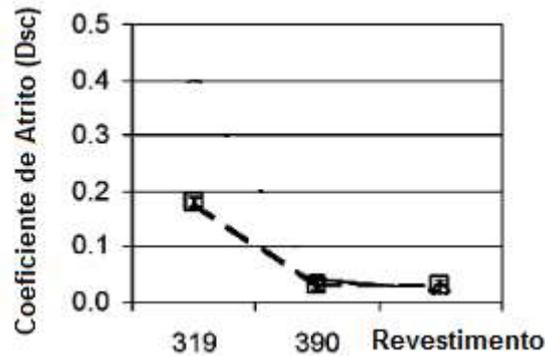


Figura 12 – Coeficiente de atrito do ensaio de riscamento
Fonte: adaptado de OTT et. al., (2001)

Na Figura 12 observa-se que o material que obteve a menor resistência ao riscamento, Al 319, resultou no maior coeficiente de atrito durante o ensaio.

A conclusão, ao apresentar este estudo, é que menores coeficientes de atrito geram menor desgaste abrasivo na superfície dos materiais. Este resultado é confirmado por inúmeros outros trabalhos semelhantes, que obtiveram o mesmo resultado (PENG *et. al.*, (2011), (ZHEN *et. al.*, 2016), (BLAU, P.J.; DeVORE, C.E.; 1990). Conforme Blau, P. J. (2001), apesar de os trabalhos presentes na literatura apresentarem uma correlação entre coeficiente de atrito e desgaste, não foi possível até hoje realizar uma previsão ou uma associação direta clara analítica entre estes dois fatores, para prever o desgaste que ocorrerá em função do coeficiente de atrito da superfície do material.

As forças que resistem ao riscamento de uma superfície estão presentes nas regiões próximas e entre as superfícies dos corpos. Estabelecer exatamente quais são os atributos das condições de contato e dos materiais que contribuem para as forças de atrito é um dos principais temas de pesquisa para o desenvolvimento de modelos analíticos e de testes de determinação de coeficientes de atrito. Estes estudam diversos fatores, como rugosidade da superfície, contato das asperezas, propriedades de cisalhamento dos sólidos e de substâncias que podem estar presentes entre as superfícies, simulações de mecânica dos fluidos, considerações de forças eletrostáticas e compatibilidade química. Devido a esta grande variedade de fatores, o número de variáveis para prever o comportamento ao atrito de um material

é muito elevado. A Tabela 2 apresenta os principais fatores que influenciam na variação do coeficiente de atrito no contato entre corpos (BLAU, P. J., 2001).

Tabela 2 – Fatores de influência no coeficiente de atrito

Categoria	Fator
Geometria de contato	Geometria dos corpos (macro-escala das formas); Rugosidade superficial (características de microescala - formas de aspereza, distribuição de tamanhos); Ondulação da superfície; Direção cristalográfica em relação ao movimento relativo.
Movimento relativo	Movimento unidirecional ou multidirecional; Constância das características do movimento (acelerações, pausas); Magnitude da velocidade do movimento.
Forças aplicadas	Magnitude da força normal; Constância da aplicação das forças;
Temperatura	Efeitos térmicos nas propriedades dos materiais (instabilidades termoelásticas); Variações na temperatura devido ao atrito.

Fonte: BLAU, P. J., (2001)

Como o número de fatores que potencialmente afetam o comportamento dos materiais frente ao atrito é elevado, faz-se necessário identificar o conjunto de variáveis chave aplicáveis a cada caso em particular a ser estudado, com o objetivo de selecionar os métodos e simulações mais apropriados. Além disso, por mais que a determinação do coeficiente de atrito seja relativamente fácil em laboratório, as origens fundamentais da resistência ao riscamento e sua correlação com o desgaste ainda não são tão claras. De fato, desde os filósofos gregos, o atrito já era contemplado, com o objetivo de se obter uma teoria simples e universal. Este objetivo até hoje não foi alcançado, devido aos inúmeros fatores de influência sobre o atrito e ao infinito número de situações em que pode ocorrer esse contato (BLAU, P. J., 2001).

2.3.1 Influência das variáveis de soldagem na resistência ao desgaste dos revestimentos

Um dos fatores de maior influência na resistência ao desgaste abrasivo são as características e propriedades dos materiais. Nas soldagens de ligas de Inconel 625 sobre materiais de aço carbono, em que a resistência ao desgaste é necessária, busca-se obter a composição da superfície mais próxima possível do material de adição. Para isso é necessário conhecer a influência das variáveis e as interações entre elas nas características dos revestimentos obtidos.

A seguir, as principais variáveis dos processos de soldagem para aplicação de revestimentos, segundo a literatura, são apresentadas.

2.3.1.1 Corrente de soldagem

Sandhu, S. S. e Shahi, A. S. (2016) avaliaram a resistência ao desgaste de cordões de solda de Inconel 625 depositados num substrato de aço AISI 305, utilizando a técnica de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido. Os autores utilizaram quatro valores de corrente diferentes 80, 90, 100 e 105 A e realizaram ensaio de desgaste sobre eles. A Figura 13 apresenta o resultado obtido.

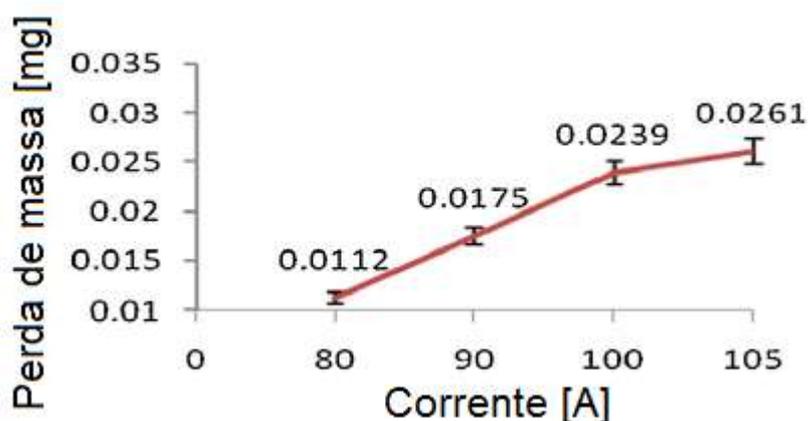


Figura 13 – Efeito da corrente na perda de massa em cordões de Inconel 625
Fonte: adaptado de SANDHU, S. S. E SHAHI, A. S. (2016)

O resultado mostra que a variação da corrente influenciou na resistência ao desgaste dos revestimentos. A medida em que ocorreu a elevação da corrente, as taxas de desgaste também se elevaram, de maneira linear entre 80 e 100 A. Com a corrente de 105 A houve ainda aumento do desgaste, mas em menor proporção. Os autores atribuem à este fenômeno a composição da superfície do cordão depositado. Correntes menores fornecem menos energia ao sistema, o que diminui as taxas de fusão do metal de base e do metal de adição. O cordão depositado possui portanto uma composição mais rica de metal de adição, e a altura do reforço também é significativamente superior quando utilizadas correntes menores. Como o material de adição, Inconel 625, possui propriedades de resistência ao desgaste superiores do que o metal de base, a utilização de correntes menores propicia melhor resistência ao revestimento gerado.

No estudo de Peng, D. (2012), foi realizado um revestimento de TiC na forma de pó sobre um substrato de aço carbono AISI 1020, utilizando a técnica de soldagem TIG, conforme Figura 14.

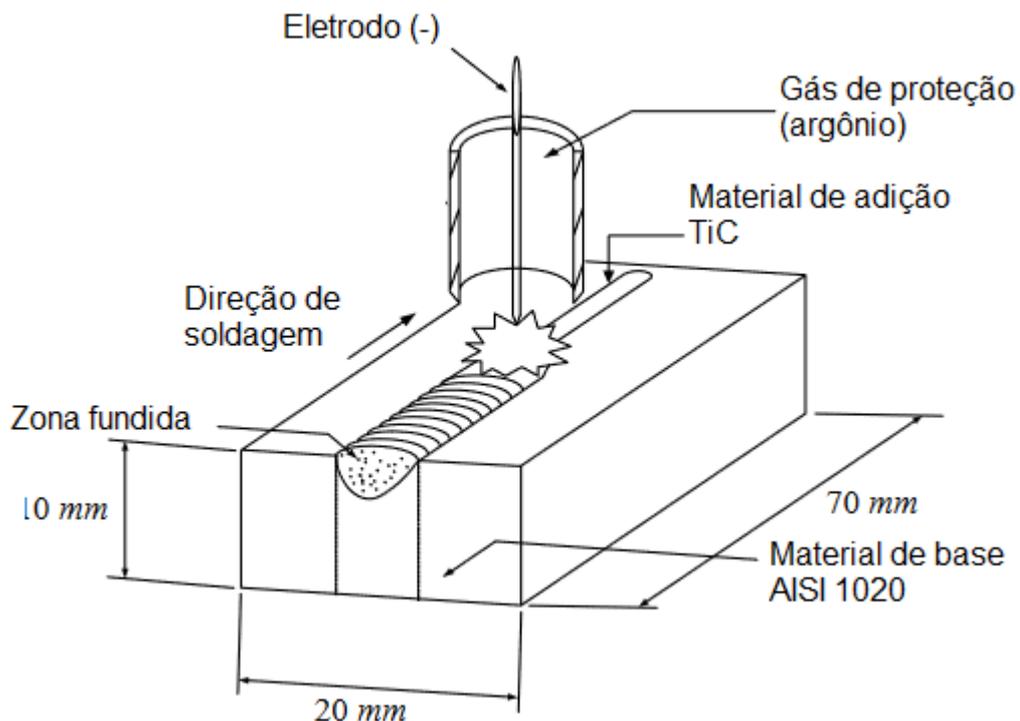


Figura 14 – Representação do processo de revestimento de TiC com o processo TIG
Fonte: adaptado de PENG, D. (2012)

O objetivo do estudo foi verificar a influência das variáveis do processo – corrente de soldagem e velocidade de soldagem – sobre a resistência ao desgaste do material.

A corrente de soldagem foi variada de 120 a 180 A e ensaios de riscamento foram realizados. A Figura 15 apresenta o resultado obtido para a corrente de soldagem.

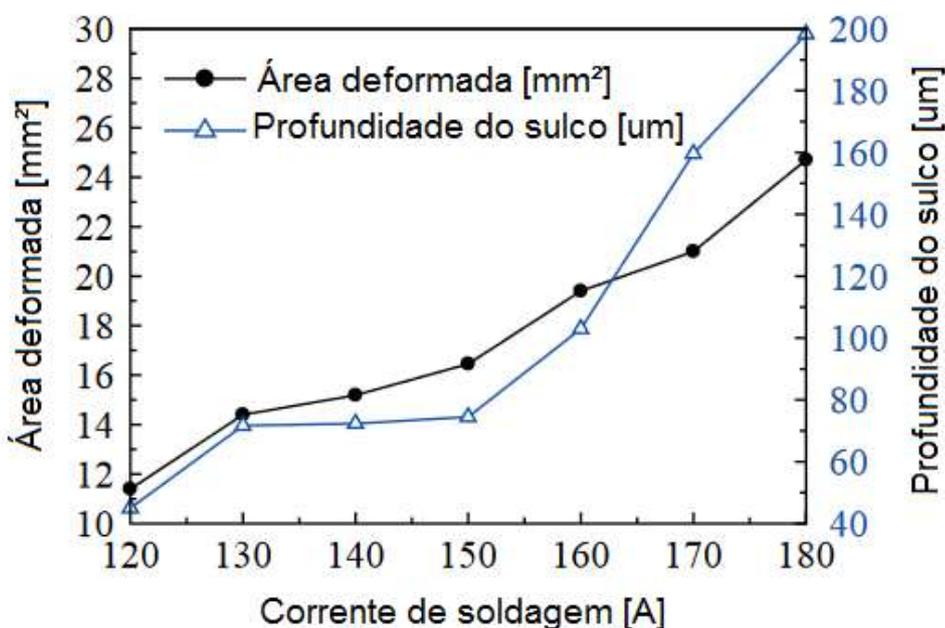


Figura 15 – Influência da corrente de soldagem sobre a resistência ao riscamento do revestimento

Fonte: adaptado de PENG, D. (2012)

O resultado aponta que o aumento da corrente eleva a deformação do material, seja pela área ou máxima penetração do sulco gerado pela passagem do riscador sobre a superfície revestida. Com a mínima corrente analisada, 120 A, a área deformada foi de aproximadamente 11,3 mm². Já com uso da corrente mais elevada, 180 A, obteve-se uma deformação em torno de 25 mm², ou seja, um aumento de mais de 2,2 vezes na deformação do material.

Este resultado vem de encontro com o trabalho de Sandhu e Shahi (2016), pois com o aumento da corrente observou-se o aumento da área deformada.

O trabalho de Kirchgasser, M.; Badisch, E.; Franek, F. (2006) analisou a influência da corrente e do número de camadas sobre a resistência ao riscamento de revestimento de Ni contendo 55 % em massa de W₂C/WC sobre um substrato de aço

baixa liga. A técnica de soldagem utilizada foi MAG (*Metal Active Gas*). O resultado obtido é apresentado na Figura 16.

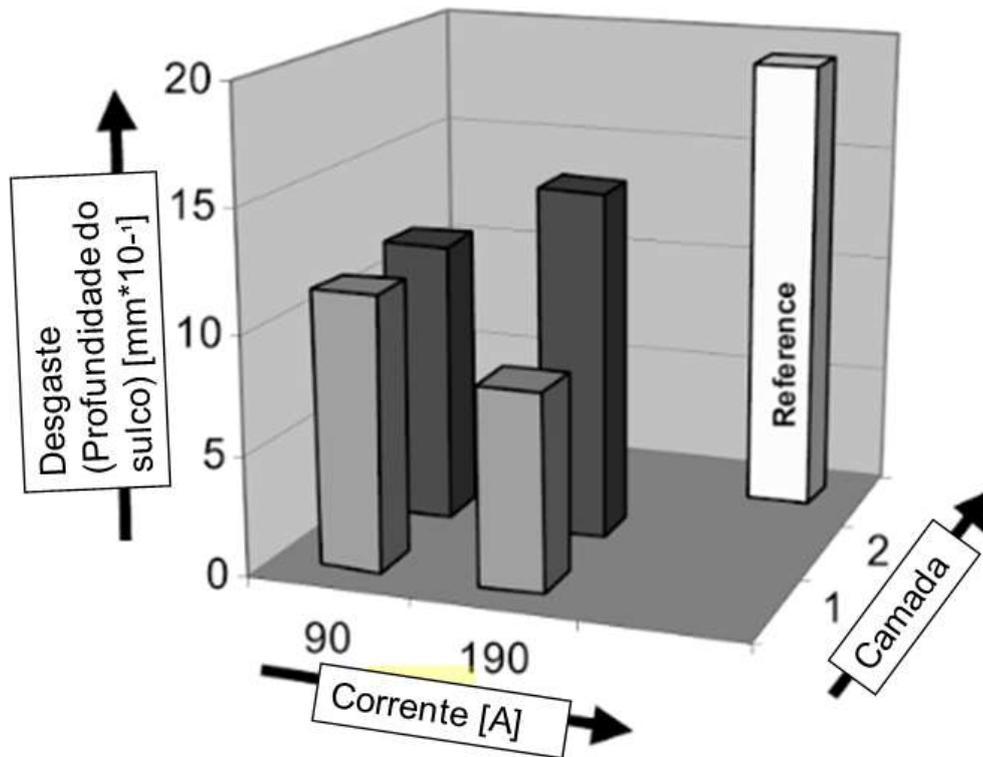


Figura 16 – Influência da corrente e do número de camadas sobre a profundidade do sulco
 Fonte: adaptado de KIRCHGASNER, M.; BADISCH, E.; FRANEK, F. (2006)

Conforme Figura 16, nota-se que com o aumento da corrente ocorreu a diminuição da profundidade do sulco, para o caso de apenas uma camada de cordões de solda. Segundo os autores, este fenômeno pode ser explicado devido à elevada dissolução dos carbeto de tungstênio e à elevada diluição do material de adição com o material de base de Fe-C. Os carbeto, de elevada dureza, sob a influência de elevadas correntes, precipitam-se em grãos menores, o que explica a maior resistência ao riscamento da superfície. A conclusão dos autores é que revestimentos de apenas uma camada de cordões de solda são extremamente sensíveis em relação à corrente de soldagem, e que os parâmetros de processo devem ser cuidadosamente estudados para se obter as propriedades desejadas de resistência ao desgaste (KIRCHGASNER, M.; BADISCH, E.; FRANEK, F., 2006).

A corrente de soldagem, conforme apresentado pela literatura, é uma das principais variáveis no processo de soldagem, e portanto será adotada neste trabalho como uma das variáveis que influenciam nas propriedades dos cordões de solda depositados. Sua influência sobre a resistência ao desgaste dos cordões será estudada.

2.3.1.2 Velocidade de soldagem

A velocidade de soldagem influencia diretamente no aporte térmico do processo de soldagem e na quantidade de material de adição que será adicionado. Em baixas velocidades o arco de solda fica em contato com a peça de trabalho por mais tempo, elevando a taxa de fusão. Além disso, mais material de adição é depositado no mesmo período de tempo que em maiores velocidades (AWS, 1998).

O resultado obtido no trabalho de Peng, D. (2012), que estudou a influência da velocidade de soldagem sobre resistência ao riscamento do material é apresentado na Figura 17.

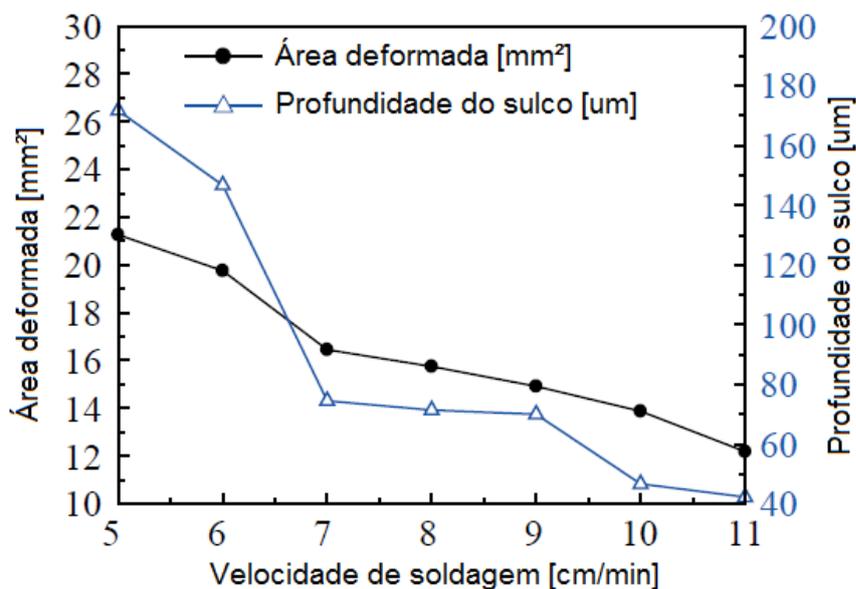


Figura 17 – Influência da velocidade de soldagem sobre a resistência ao riscamento do revestimento

Fonte: adaptado de PENG, D. (2012)

A Figura 17 mostra que a velocidade de soldagem influenciou na área deformada e na profundidade do sulco gerado no ensaio de riscamento. Maiores velocidades de soldagem geraram menor deformação do material. Com a menor velocidade utilizada, 5 cm/min, a área do sulco foi de 21 mm². Já com a máxima velocidade de processo, a área foi em torno de 12 mm², obtendo apenas 57 % da deformação original.

Por ser uma variável de influência no processo de soldagem, a velocidade de soldagem será estudada neste trabalho como variável de influência sobre os resultados obtidos no processo.

2.3.1.3 Gás de soldagem

Um dos principais parâmetros de influência no processo para revestimento também é o gás de proteção. Sua função principal é proteger o eletrodo, a poça de metal fundida e o metal de adição da contaminação atmosférica. No entanto, devido às suas características físicas e químicas, o gás de proteção exerce forte influência nas propriedades do arco de solda e conseqüentemente nas características do revestimento obtido (TESKE, M.; ALLENSTEIN, C.L.M.; MARTINS, F., 2007), (AWS, 1998).

Os gases argônio (Ar) e hélio (He) ou misturas destes em diferentes proporções são os mais utilizados na indústria para o processo TIG. O Ar possui baixa condutividade térmica, e por isso proporciona menor penetração do cordão, sendo um pouco maior no centro, e menor nas bordas, pois a maior temperatura fica concentrada na região central do arco. Além disso o Ar possui como vantagens ser de menor custo, necessitar de baixas taxas de fluxo para uma boa proteção, possuir ação de remoção de óxidos superficiais na soldagem e possuir menor potencial de ionização, o que facilita a ignição do arco. O He possui maior potencial de ionização e portanto, quando comparado ao Ar, há maior geração de calor no processo. Esta elevada energia de soldagem pode ser vantajosa para maiores velocidades de soldagem e materiais com elevada condutividade térmica. No entanto, o processo com o gás He requer estes maiores valores de energia para garantir a estabilidade do arco, o que leva também a altos valores de penetração dos cordões. Misturas em diferentes proporções de He e

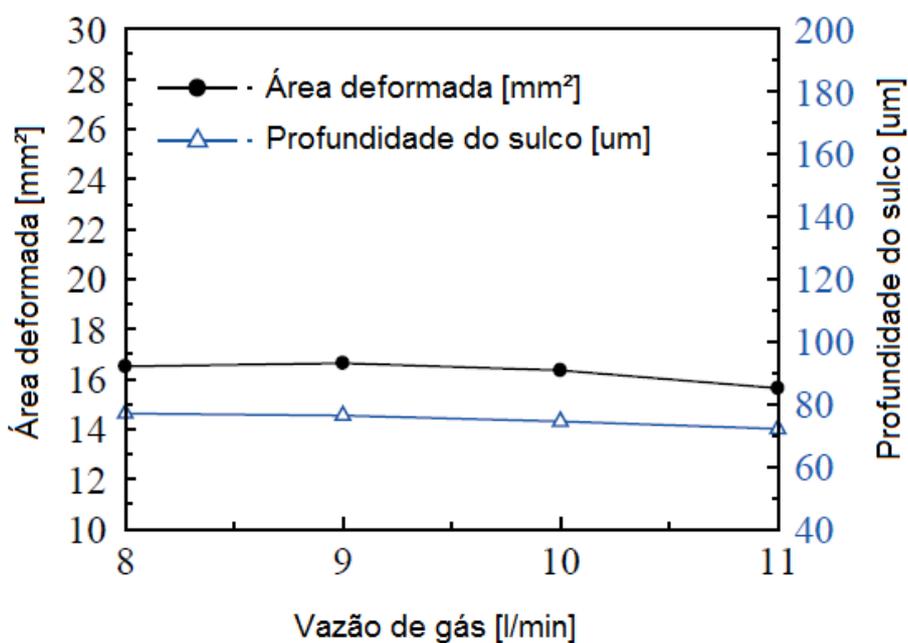
Ar podem ser vantajosas para obter revestimentos com propriedades desejáveis (AWS, 1998).

O gás de soldagem será estudado neste trabalho como uma das variáveis de influência sobre as propriedades obtidas nos revestimentos.

2.3.1.4 Outras variáveis de soldagem

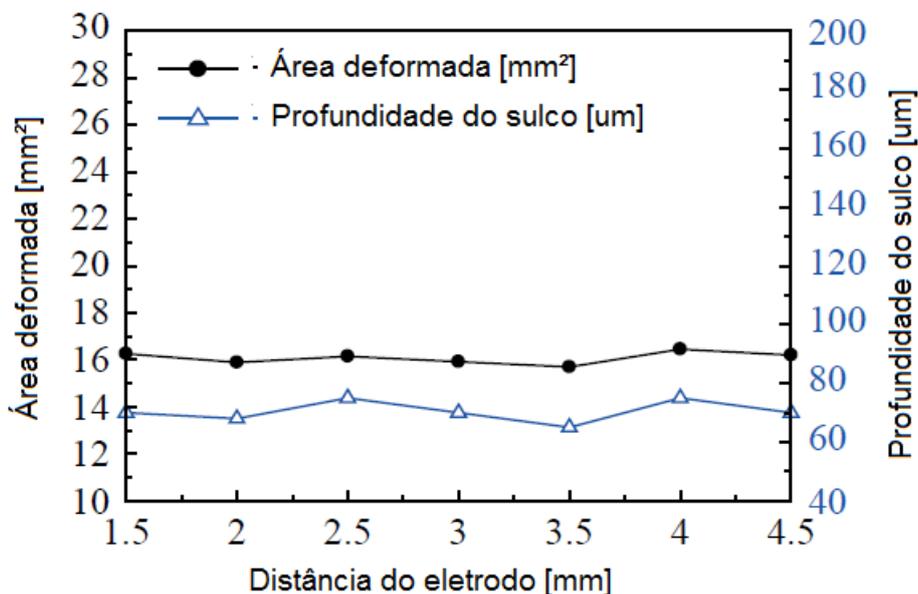
A tensão do arco de solda é definida pela tensão entre o eletrodo de tungstênio não consumível e a peça de trabalho. Como ela é fortemente dependente da corrente de soldagem e do gás de proteção utilizados, ela não foi adotada neste trabalho como uma variável independente, não sendo estudada na simulação estatística (BRACARENSE, A.Q.; 2000).

Peng, D. (2012) também avaliou a influência da vazão em litros/min do gás de proteção, e a distância do eletrodo à peça de trabalho utilizados no processo de soldagem, sobre a resistência ao riscamento do revestimento. Os resultados são apresentados na Figura 18.



(a)

Figura 18 continua na página seguinte.



(b)

Figura 18 – Influência da (a) vazão de gás e (b) distância do eletrodo à peça de trabalho sobre a resistência ao riscamento do revestimento

Fonte: adaptado de PENG, D. (2012)

Conforme pode-se observar na Figura 18, os resultados obtidos mostraram que a vazão de gás de proteção e a distância do eletrodo à peça de trabalho são variáveis de processo que possuem pouca influência sobre a resistência ao riscamento dos revestimentos.

Além das variáveis já acima descritas, foram também consideradas neste trabalho como variáveis relevantes a velocidade de alimentação do material de adição e a corrente elétrica de aquecimento do material de adição.

A adição de corrente ao material de adição eleva o aporte térmico do processo, e também as taxas de deposição, pois o material alcança a poça de fusão mais próximo do seu estado fundido (AWS, 1998).

A velocidade de alimentação de material de adição influencia na quantidade de material que será depositado no processo. Esta variável é análoga à velocidade de soldagem, em que o uso de altas velocidades diminui o aporte térmico do processo, reduzindo a taxa de fusão do material de base, e mantendo a superfície do

revestimento com as características mais próximas do material de adição (AWS, 1998).

Em resumo deste item, o trabalho irá avaliar a influência das cinco variáveis de soldagem:

- Velocidade de Soldagem;
- Corrente Média de Soldagem;
- Velocidade de Alimentação do Material de Adição;
- Corrente Média de Aquecimento do Material de Adição;
- Gás de Proteção.

nas propriedades de resistência ao desgaste de um revestimento depositado pelo processo TIG com alimentação automática de duplo arame aquecido de Inconel 625 sobre o aço SAE 4130 comumente utilizado nos componentes de extração de petróleo.

Os processos de soldagem são influenciados por infinitos fatores, que podem ser mais ou menos preditos. O fato de haver selecionado as cinco variáveis de soldagem relacionadas acima para a realização deste trabalho, não significa que somente elas possuem influência sobre o resultado, assim como variáveis que não foram abordadas neste estudo, não necessariamente deixam de ser significantes. É justamente o desenvolvimento deste trabalho que apontará se as escolhas das variáveis estudadas foram acertadas.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Materiais

O material de base utilizado para obtenção dos corpos de prova foi um cilindro de aço cromo molibdênio 4130 de limite de escoamento 552 MPa e dureza 210-237 HB, aquecido a 250 °C por resistências elétricas durante as deposições dos cordões. As dimensões do cilindro são 450 mm de comprimento, 300 mm de diâmetro externo e 38 mm de espessura de parede. Para obter a resistência mecânica, o material foi previamente conformado por forjamento e temperado em água seguido de revenimento a 660 °C. A regularização da superfície foi realizada por usinagem em torno mecânico convencional. A Tabela 3 apresenta a composição química nominal do material.

Tabela 3 – Composição química nominal em % do aço AISI 4130

C	Mn	P	S	Si	Cr	Mo	V
0,28- 0,33	0,40- 0,60	0,025	0,025	0,15- 0,35	0,80- 1,10	0,15- 0,25	0,10

O material de adição foi o Inconel 625, especificação ASME SFA-5.14, classificação ERNiCrMo-3 com 1,14 mm de diâmetro. A Tabela 4 apresenta a composição química deste material.

Tabela 4 - Composição química ERNiCrMo-3

C	Mn	Fe	P	S	Si	Cu
0,02	0,03	0,32	<0,003	<0,001	0,07	<0,01
Ni	Al	Ti	Cr	Nb+Ta	Mo	Outros
64,50	0,09	0,19	22,24	3,65	8,68	<0,50

A Figura 19 ilustra a configuração dos materiais utilizados no processo.

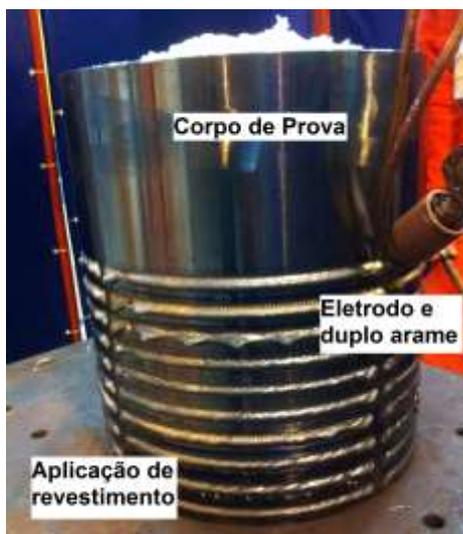


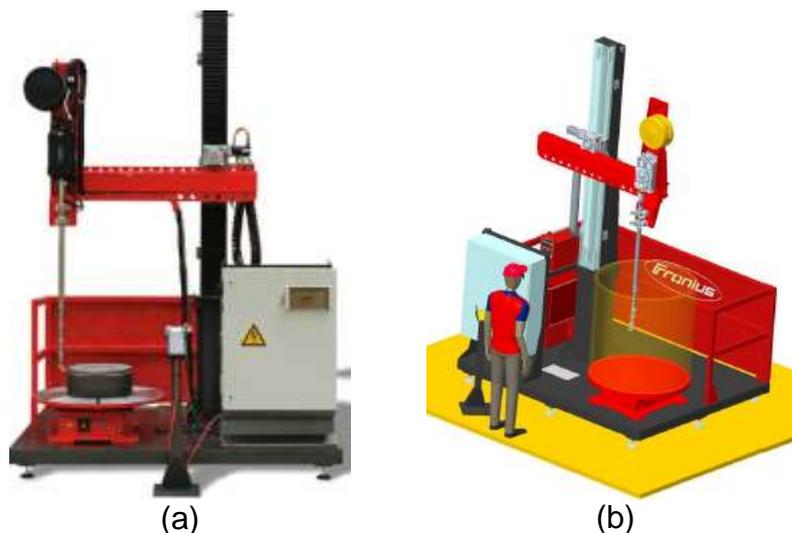
Figura 19 – Configuração dos materiais utilizados
Fonte: autoria própria

Foi utilizado gás de proteção para o arco de solda durante o processo. Foram utilizados dois cilindros, sendo um de argônio (Ar) puro, e outro de hélio (He) puro.

3.2 Equipamentos

O equipamento utilizado para a aplicação dos revestimentos pelo processo TIG alimentado por duplo arame aquecido foi o modelo FPA9000 ETR do fabricante Fronius.

O equipamento possui a seguinte configuração apresentada nas Figuras 20 e 21.



(a) (b)
Figura 20 – Ilustração modelo FPA9000 ETR
 Fonte: Fronius (2007)



Figura 21 – Principais Componentes do modelo FPA9000 ETR
 Fonte: Fronius (2007)

Nas Figuras 20 e 21 observa-se os componentes principais da máquina. A peça a ser soldada é posicionada na mesa giratória, estando em movimento durante a soldagem enquanto o eletrodo fica sempre fixo em sua posição durante o processo.

O equipamento conta com uma fonte de soldagem do tipo corrente contínua (CC) modelo Trans Tig 5000 Job, indicada na Figura 21 como fonte para o arco elétrico. A fonte para aquecer o arame é totalmente independente da fonte de soldagem, e é de corrente contínua (CC) modelo Trans Tig 2200 Job.

A alimentação do arame é realizada por duas roldanas automáticas que controlam a velocidade de deposição, apresentadas na Figura 22.



Figura 22– Sistema de alimentação de duplo arame do modelo FPA9000 ETR
Fonte: Fronius (2007)

A Figura 23 apresenta o processo de soldagem com duplo arame aquecido realizado com este equipamento.

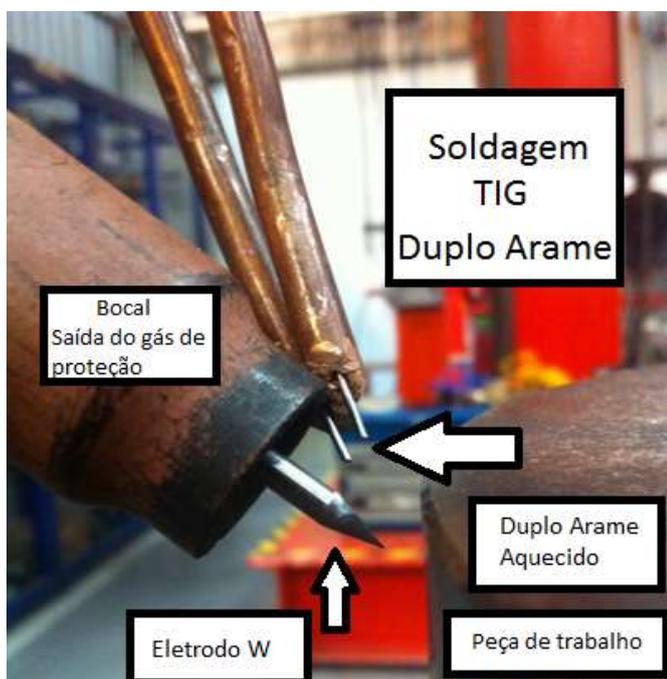


Figura 23 – Equipamento TIG com duplo arame
Fonte: Autoria própria

3.3 Metodologia

A primeira etapa foi determinar as variáveis do processo de soldagem a serem estudadas:

- I_m - Corrente Média de Soldagem [A];
- V_s – Velocidade de Soldagem [cm/min];
- V_a – Velocidade de Alimentação do Arame [cm/min];
- I_a – Corrente Média de Aquecimento do Arame [A];
- G_s – Gás de Soldagem [% He].

Os valores utilizados para a Corrente Média de Soldagem e Corrente Média de Aquecimento do Arame, correspondem ao valor médio entre as correntes de pico (I_p) e de base (I_b) e o tempo em que a corrente se mantém no pico e na base, conforme Equação 5.

$$\text{Corrente Média} = \frac{I_p \times \text{tempo de pico} + I_b \times \text{tempo de base}}{\text{tempo de bico} + \text{tempo de base}} \quad (5)$$

O gás de soldagem é uma mistura entre argônio e hélio, sendo essa mistura dado em valores de % He em volume, conforme Equação 6:

$$\text{Gás de Soldagem} = \frac{\%v He}{\%v He + \%v Ar} \times 100 \quad (6)$$

O trabalho necessitou de ferramentas estatísticas, pois apenas com a deposição de alguns cordões, é possível prever as propriedades das outras possibilidades de cordões.

Um planejamento composto central foi elaborado. Este planejamento, para 5 variáveis, é constituído de:

- Planejamento fracionário de 2^{k-1} , sendo $k = 5$, ou seja, 16 pontos.

- 01 Ponto central com 6 repetições
- 10 Pontos axiais.

Totalizando 32 pontos a serem analisados. Cada ponto simboliza a deposição de um cordão de solda. A Figura 24 apresenta a distribuição gráfica planar do planejamento composto central.

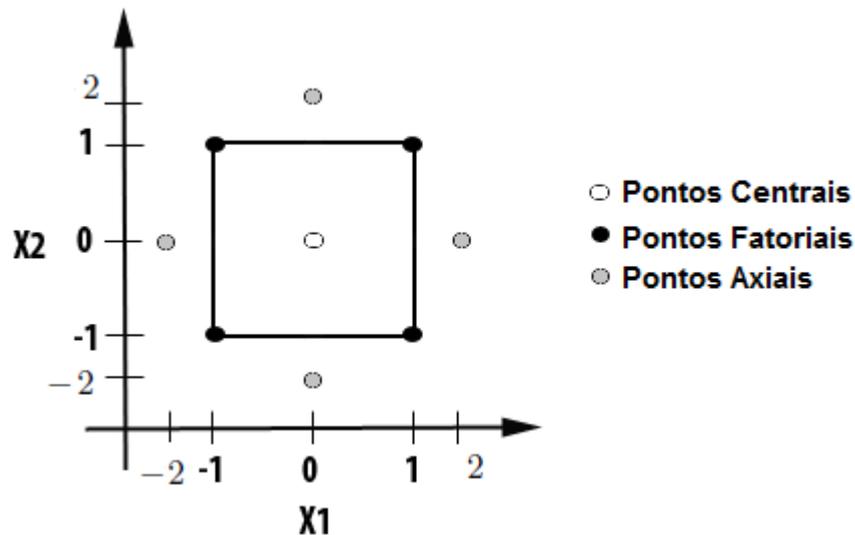


Figura 24 – Distribuição planar dos pontos para o planejamento composto central
Fonte: autoria própria

Os pontos centrais possuem coordenadas (0; 0). O objetivo de realizar seis repetições no ponto central é estimar a confiabilidade, ou seja, a variação aleatória da medição da variável dependente do estudo. Se pontos idênticos no estudo têm medidas que variam muito entre si, pode ser uma indicação de que o modelo proposto não tem significância (MYERS, R. H., 1971).

Os pontos fatoriais ficam posicionados sobre os níveis 1 e -1. Já os pontos axiais extrapolam os limites do planejamento fatorial. Para $k = 5$ fatores estudados, os pontos axiais possuem coordenadas $(-\alpha; 0)$, $(\alpha; 0)$, $(0; -\alpha)$, $(0; \alpha)$, para $\alpha = 2^{(k-1)/4}$, equivalendo a 2 (MYERS, R. H., 1971).

Dessa forma, para cada variável estudada, foram determinados 5 níveis para a análise estatística. O valor menor corresponde ao nível -2, o valor seguinte ao -1, o seguinte ao 0, o seguinte ao +1, e o maior valor o +2. Os valores codificados foram obtidos pela seguinte Equação 7.

$$x_i = \frac{2[2X - (X_{max} + X_{min})]}{X_{max} - X_{min}} \quad (7)$$

O termo x_i representa o nível da variável, que será -2, -1, 0, +1, ou +2. O termo X é o valor decodificado da variável, por exemplo 60 A de corrente. Os termos X_{max} e X_{min} representam respectivamente os valores máximo e mínimo da variável a ser codificada.

Na prática, para determinar os valores a serem usados para cada variável, foram realizados testes na máquina de solda, tentando depositar cordões no cilindro base. O objetivo era descobrir quais eram os limites em que cada variável poderia ser utilizada, e assim determinar os termos X_{max} e X_{min} , para assim poder dividir em 5 níveis cada uma das variáveis.

Inicialmente a corrente de soldagem (I_s) foi reduzida até o mínimo valor em que foi possível a abertura e sustentação do arco elétrico. Com este mínimo valor, o valor de velocidade de soldagem (V_s) foi variado a fim de encontrar o mínimo e máximo valor em que um cordão pudesse ser depositado. O mesmo foi feito para a velocidade de alimentação do arame (V_a). Por fim, a corrente elétrica para aquecimento dos arames (I_a) foi reduzida para o mínimo valor em que foi possível a deposição de um cordão. A Tabela 5 apresenta os valores obtidos.

Tabela 5 – Valores das variáveis de estudo

Valores codificados		Nível					
		-2	-1	0	+1	+2	
x_1	I_m [A]	Valores decodificados	254	267	280	293	306
x_2	V_s [cm/min]		38	43	49	53	58
x_3	V_a [cm/min]		200	219	238	257	276
x_4	I_a [A]		40	50	60	70	80
x_5	G_s [% He]		0	10	20	30	40

Fonte: autoria própria

Os parâmetros fixos de soldagem, que foram utilizados em todas as deposições dos cordões no trabalho, estão apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 – Parâmetros fixos de soldagem

Sigla	Parâmetro	Valor
Ut	Tensão de soldagem	14 V
Tgv	Período de pré-vazão de gás	3 s
Tgn	Período de vazão de gás após extinção do arco elétrico	7 s
Is	Corrente de arranque para abertura do arco elétrico	80 A
Ts	Período de corrente de arranque	0 s
Tup	Período da rampa de corrente crescente	0,5 s
Tp	Período de corrente de pico	200 ms
Tb	Período de corrente de base	200 ms
Tds	Período da rampa de corrente decrescente	2,5 s
Ie	Corrente de extinção do arco	80 A
Te	Período da corrente de extinção do arco	1 s
Td	Início retardamento do alimentador de arame	0,3 s
Tdr	Período da rampa crescente da velocidade do arame	0 s
Tdn	Período de sobrecurso do arame	0,3 s

Fonte: autoria própria

Com os valores dos cinco níveis a serem utilizados para cada variável estudada, foram realizadas 32 deposições de cordões, conforme o planejamento estatístico composto central. A Tabela 7 mostra os parâmetros utilizados para a deposição de cada um dos cordões. A ordem da deposição dos cordões ocorreu de forma aleatória, conforme a primeira coluna da tabela.

Tabela 7 – Matriz experimental

n°	Im	Vs	Va	la	Gs	x ₁	x ₂	x ₃	x ₄	x ₅	ponto
32	267	43	219	50	30	-1	-1	-1	-1	1	fatorial
10	293	43	219	50	10	1	-1	-1	-1	-1	fatorial
23	267	53	219	50	10	-1	1	-1	-1	-1	fatorial
7	293	53	219	50	30	1	1	-1	-1	1	fatorial
22	267	43	257	50	10	-1	-1	1	-1	-1	fatorial
19	293	43	257	50	30	1	-1	1	-1	1	fatorial
30	267	53	257	50	30	-1	1	1	-1	1	fatorial
8	293	53	257	50	10	1	1	1	-1	-1	fatorial
21	267	43	219	70	10	-1	-1	-1	1	-1	fatorial
31	293	43	219	70	30	1	-1	-1	1	1	fatorial
20	267	53	219	70	30	-1	1	-1	1	1	fatorial
9	293	53	219	70	10	1	1	-1	1	-1	fatorial
6	267	43	257	70	30	-1	-1	1	1	1	fatorial
28	293	43	257	70	10	1	-1	1	1	-1	fatorial
29	267	53	257	70	10	-1	1	1	1	-1	fatorial
18	293	53	257	70	30	1	1	1	1	1	fatorial
15	280	49	238	60	20	0	0	0	0	0	central
26	280	49	238	60	20	0	0	0	0	0	central
17	280	49	238	60	20	0	0	0	0	0	central
25	254	49	238	60	20	-2	0	0	0	0	axial
5	305	49	238	60	20	2	0	0	0	0	axial
3	280	38	238	60	20	0	-2	0	0	0	axial
27	280	58	238	60	20	0	2	0	0	0	axial
12	280	49	200	60	20	0	0	-2	0	0	axial
13	280	49	276	60	20	0	0	2	0	0	axial
2	280	49	238	40	20	0	0	0	-2	0	axial
24	280	49	238	80	20	0	0	0	2	0	axial
11	280	49	238	60	0	0	0	0	0	-2	axial
1	280	49	238	60	40	0	0	0	0	2	axial
16	280	49	238	60	20	0	0	0	0	0	central
14	280	49	238	60	20	0	0	0	0	0	central
4	280	49	238	60	20	0	0	0	0	0	central

Os cordões foram depositados ao redor da face externa do cilindro, na posição de soldagem horizontal (2G). Foram realizadas ao total 11 fileiras de cordões, cada fileira com 03 cordões cada. Cada cordão percorreu 118° ao redor do cilindro. Foram deixados 2° de distância entre o começo de um cordão e fim do próximo. Cada fileira foi espaçada entre si em 25 mm, conforme ilustrado na Figura 25.

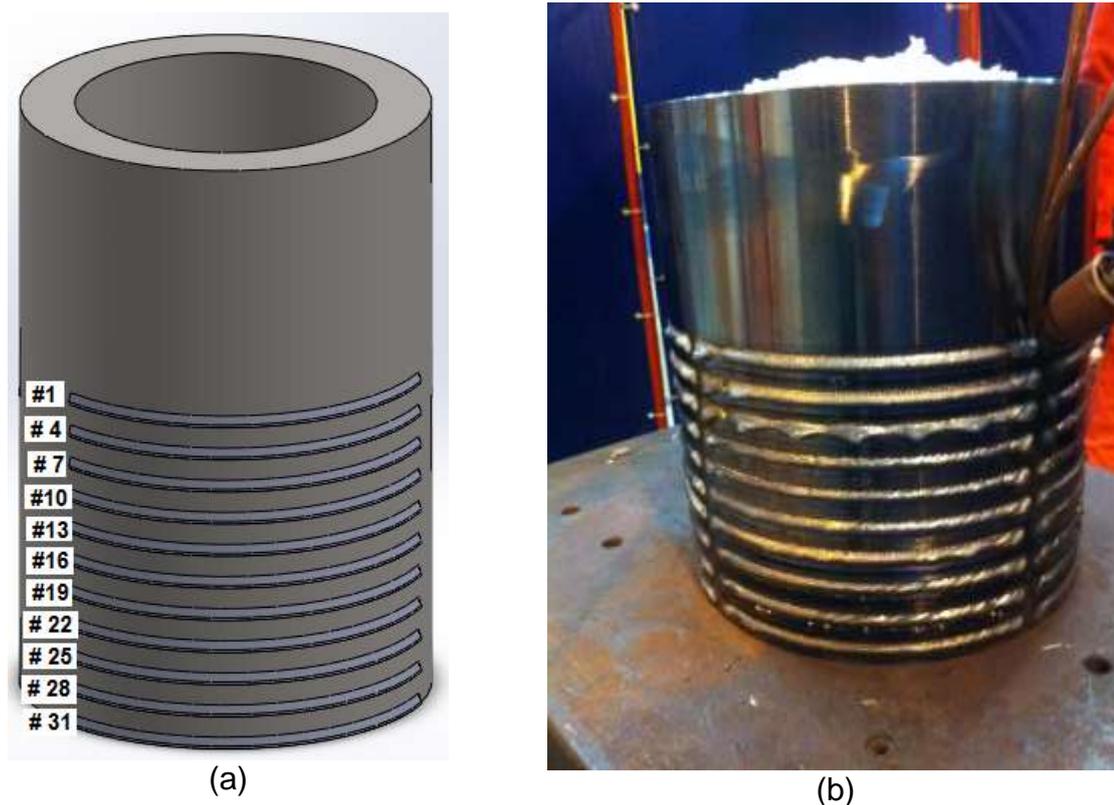


Figura 25 – Deposição dos cordões (a) ilustração e (b) ao final do experimento
Fonte: autoria própria

Os cordões foram seccionados com o objetivo de ter dimensões compatíveis para a realização do ensaio de riscamento, conforme Figura 26.



Figura 26 – Corpo de prova para ensaio de riscamento
Fonte: autoria própria

Para a realização do ensaio de riscamento foi necessário gerar uma superfície plana nos cordões depositados, pois o ensaio é realizado pela passagem de um riscador num único plano. Todos os corpos de prova foram desbastados em 2 mm a partir do pico do cordão, gerando uma superfície plana de aproximadamente 5 mm de largura e 30 mm de comprimento, conforme Figura 27.



Figura 27 – Superfície plana nos corpos de prova para ensaio de riscamento
Fonte: autoria própria

Os ensaios de riscamento foram realizados em um tribômetro modelo CETR-UMT-Burker (*Center for Tribology Research*), disponível no Laboratório de Superfícies e Contato (LASC) da UTFPR, apresentado na Figura 28. Os ensaios foram realizados a seco, e à temperatura ambiente.



Figura 28 – Tribômetro para realização de ensaio de riscamento
Fonte: autoria própria

Para a determinação da carga, foram executados riscos em uma das amostras utilizando cargas de 8 N, 15 N e 20 N. Observou-se que para a carga de 8 N o risco não conseguiu penetrar a superfície do material em diversos pontos, e o coeficiente de atrito gerado, que deve ser o mais constante possível, teve uma variação muito grande, ficando nulo em muitas regiões. Ao utilizar a carga de 20 N, o risco mostrou-se profundo demais, e a profundidade do sulco e nem o coeficiente de atrito apresentaram variação entre as amostras, pois a carga mostrou-se muito elevada, não sendo possível utilizá-la para fazer comparações entre os corpos de prova. Já os riscos gerados com a carga de 15 N obtiveram profundidades dos sulcos diferentes entre as amostras, assim como variações no coeficiente de atrito. A carga de 15 N foi portanto, escolhida para a realização dos riscos em todas as amostras.

Em cada corpo de prova foram realizados 03 riscos na superfície do revestimento, com velocidade constante, durante 18 segundos e célula de carga constante de 15 N. Os dados observados foram Força de Riscamento (F_x), Força Normal (F_z) e Coeficiente de Atrito Cinemático Experimental (Stylus Drag Coefficient - Dsc), adquiridos a cada 0,001 s. Somente foram considerados os dados obtidos entre 3 e 16 segundos, devido à estabilização do ensaio. A Figura 29 apresenta as curvas

obtidas para o Dsc. As três curvas mais claras foram geradas durante a aquisição dos dados, cada curva corresponde à geração de um risco sobre o corpo de prova. A curva mais escura corresponde ao valor obtido pela média das três curvas.

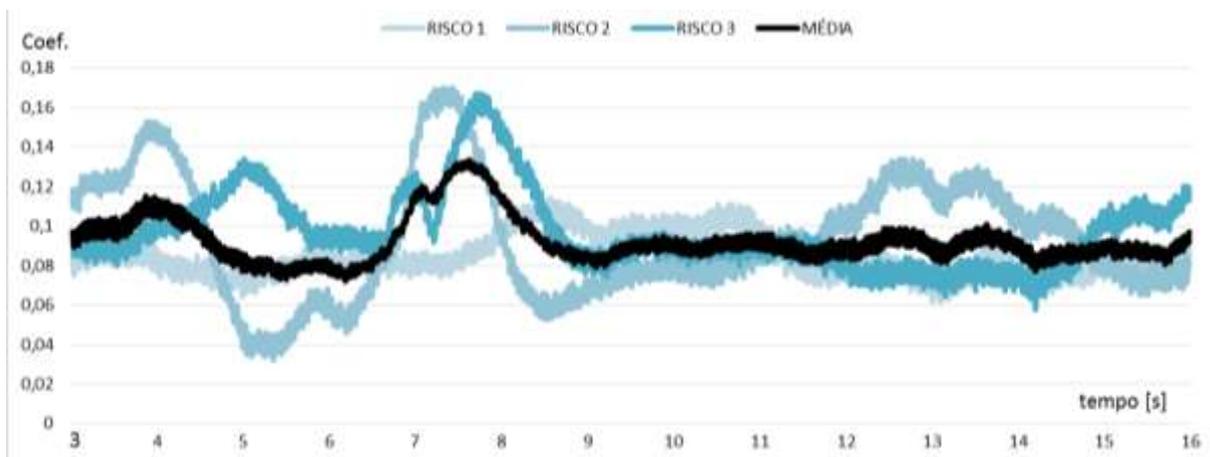


Figura 29 – Curvas de aquisição dos dados de coeficiente de atrito
 Fonte: autoria própria

Em seguida as amostras foram levadas ao equipamento Interferômetro de Luz Branca, modelo CCI Talysurf Lite, disponível no Laboratório de Metrologia da UTFPR para a obtenção de imagens em 3D da topografia dos riscos realizados. Uma região aleatória de 1,00 mm de cada risco foi analisada e teve sua topografia gerada em 3D, conforme exemplo na Figura 30.

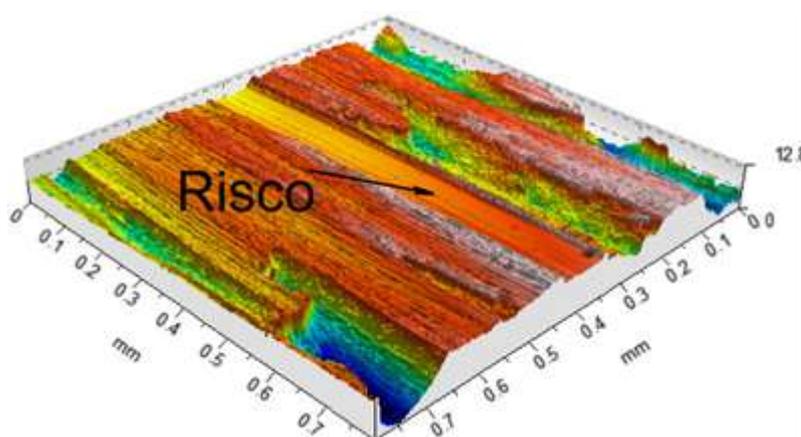


Figura 30 – Topografia em 3D na superfície do cordão na região riscada
 Fonte: autoria própria

O interferômetro permitiu também a medição da profundidade e da área do sulco gerado pela passagem do riscador, conforme Figura 31.

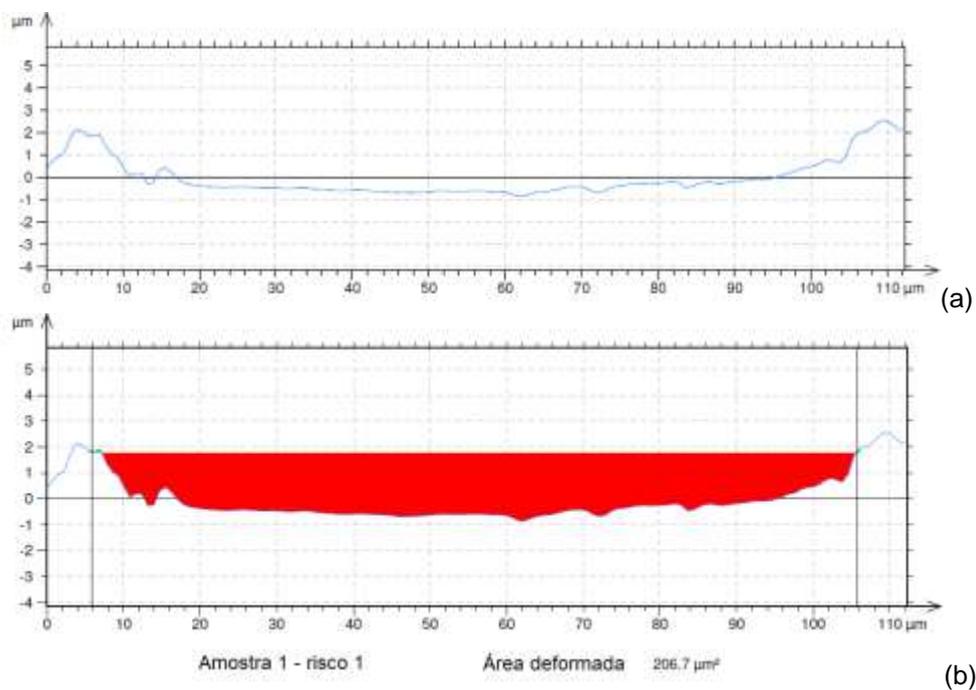


Figura 31 - Seção transversal do risco (a); Área deformada pelo risco (b)
Fonte: autoria própria

Para análise mais detalhada das imagens, os riscos foram analisados em Microscópio Ótico de Varredura (MEV), modelo EVO-MA15 Zeiss, disponível na UTFPR, conforme Figuras 32 e 33. Em algumas regiões de interesse foi também realizado análise química da superfície utilizando-se de Espectrômetro de Energia Dispersiva (EDS) e software INCA Oxford Instruments ®.

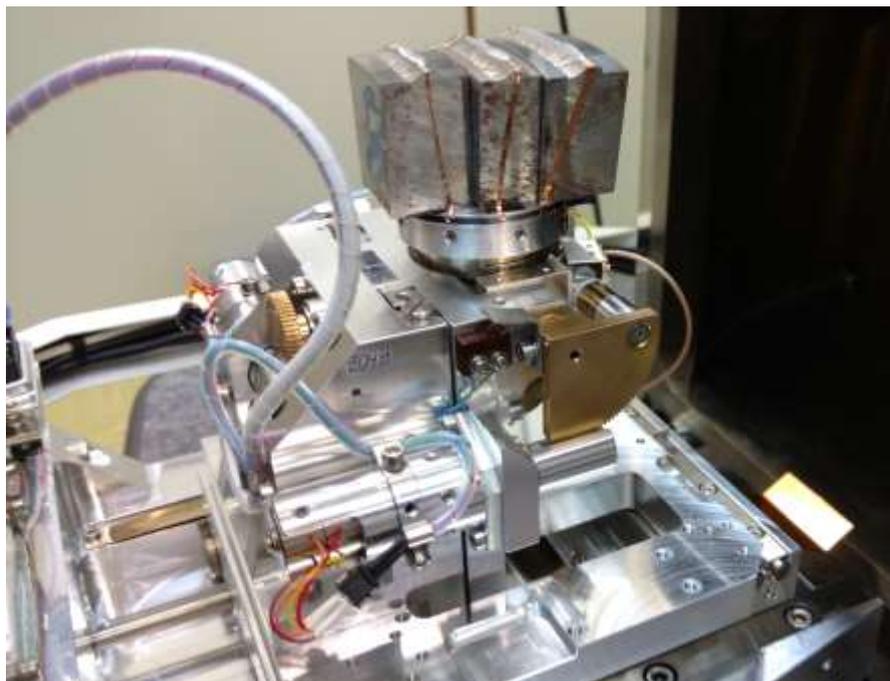


Figura 32 – Posicionamento das amostras no MEV
Fonte: autoria própria



Figura 33 – Visualização das imagens no MEV
Fonte: autoria própria

Os dados coletados de dureza ao riscamento (H_{Sp}) e coeficiente de atrito cinemático experimental (D_{sc}) foram analisados em ferramenta estatística, utilizando

a metodologia de superfície de resposta (MSR), com auxílio do software Statistica 10.0.

A MSR permite avaliar a influência de cada variável de estudo: Corrente de soldagem (I_s), Velocidade de soldagem (V_s), Corrente de aquecimento do arame (I_a), Velocidade de alimentação do arame (V_a) e Gás de soldagem (G_s), sobre as respostas dureza ao riscamento (H_{Sp}) e coeficiente de atrito cinemático experimental (D_{sc}) a partir da geração de superfícies em 3D.

A primeira etapa consistiu em buscar uma aproximação estatística mais adequada possível para representar a resposta de interesse em função das variáveis utilizadas no processo. Para isso, foi criado um banco de dados que correlaciona a resposta obtida às variáveis utilizadas.

Utilizando o recurso de análise de superfícies de resposta empregando o planejamento composto central, foram calculados os efeitos de primeira e segunda ordem de cada variável do processo sobre a superfície de resposta. Também foram calculados os efeitos das interações entre as variáveis. Cada um destes efeitos foi testado estatisticamente por meio dos testes t de student e p-valor, para confiabilidade de 5 %. Estes testes são a ferramenta para verificar a real significância dos efeitos das variáveis e suas interações, ou seja, se as variáveis influenciam ou não no resultado.

No teste t de student, um efeito é considerado com significância estatística quando o valor calculado para t é maior que o valor de t tabelado para um determinado nível de significância adotado, em função do número de graus de liberdade. Neste trabalho o nível de significância foi de 5 %, ou 0,05, e como são cinco variáveis de processo, o número de graus de liberdade é 5. O Para este caso, o valor tabelado para o teste t é de 2,571 (MYERS, R. H., 1971). Ou seja, os efeitos das variáveis superiores a 2,571 foram considerados significantes conforme o teste t. As variáveis também foram avaliadas pelo teste do p-valor. Os coeficientes dos efeitos das variáveis que obtiveram nível de significância inferior a 0,05 foram considerados significativos. As variáveis de processo, e suas interações, que foram consideradas significantes conforme ambos os testes t e p, influenciam na resposta estudada.

Com base nas variáveis de significância estatística, diagramas de Pareto foram elaborados, mostrando a relevância de cada efeito no resultado.

Superfícies de resposta foram plotadas, com auxílio do software Statistica 10.0, para auxiliar no entendimento da influência das variáveis sobre a resposta estudada. As superfícies 3D foram geradas a partir da combinação de todas variáveis significativas do processo, duas a duas, mantendo as outras variáveis nos níveis centrais.

Com o objetivo de obter um modelo matemático que descreve o comportamento da resposta em função das cinco variáveis do processo, regressões lineares múltiplas pelo método dos mínimos quadrados foram realizadas a partir do conhecimento dos efeitos das variáveis. Foram obtidos um polinômio de primeira ordem e outro de segunda ordem para cada uma das respostas: área do sulco e coeficiente de atrito. Cada polinômio foi avaliado pelo cálculo dos coeficientes de determinação R^2 , que varia entre 0, que significa que o polinômio não possui nenhuma correlação com o resultado, e 1, que implica na total correspondência do polinômio com a resposta.

Os polinômios foram resolvidos, com auxílio do software Excel, e os pontos mínimos de cada polinômio foram conhecidos. Dessa forma foi possível saber o conjunto de valores para as cinco variáveis que obtêm o menor valor área do sulco, por exemplo, segundo o polinômio obtido.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Deformação do material

A primeira variável a ser analisada foi a área do sulco. Conforme apresentado na Revisão Bibliográfica deste trabalho, a Dureza ao Riscamento (HS_p) é uma ferramenta recomendada pela literatura como forma de avaliar a dificuldade que um material tem de ser deformado pela passagem de um riscador, conforme Equação 1 (b). Quanto maior a área menor é a dureza.

As áreas das seções transversais deformadas pela passagem do riscador foram medidas em todas as amostras.

A Tabela 8 apresenta os valores obtidos na medição de área do sulco para cada uma das amostras analisadas.

Tabela 8 – Área do sulco de cada amostra

n° Cordão	Im [A]	Vs [cm/min]	Va [cm/min]	la [A]	Gs [%He]	A [μm ²]
1	280	49	238	60	40	257,2
2	280	49	238	40	20	335,8
3	280	38	238	60	20	299,0
4	280	49	238	60	20	136,2
5	305	49	238	60	20	73,4
6	267	43	257	70	30	166,3
7	293	53	219	50	30	191,3
8	293	53	257	50	10	183,2
9	293	53	219	70	10	160,9
10	293	43	219	50	10	210,5
11	280	49	238	60	0	203,3
12	280	49	200	60	20	215,1
13	280	49	276	60	20	182,7
14	280	49	238	60	20	100,5
15	280	49	238	60	20	124,6
16	280	49	238	60	20	133,9
17	280	49	238	60	20	138,2
18	293	53	257	70	30	152,7
19	293	43	257	50	30	149,8
20	267	53	219	70	30	202,0
21	267	43	219	70	10	129,1

Tabela 8 continua na próxima página.

22	267	43	257	50	10	248,1
23	267	53	219	50	10	202,5
24	280	49	238	80	20	122,5
25	254	49	238	60	20	179,8
26	280	49	238	60	20	125,8
27	280	58	238	60	20	165,5
28	293	43	257	70	10	275,7
29	267	53	257	70	10	193,4
30	267	53	257	50	30	105,5
31	293	43	219	70	30	139,5
32	267	43	219	50	30	195,3

Fonte: Autoria própria

O valor medido de área do sulco variou entre 73,4 μm^2 e 335,8 μm^2 , correspondendo às amostras 05 e 02, respectivamente.

A Figura 34 apresenta a topografia gerada em 3D e a medição destas amostras.

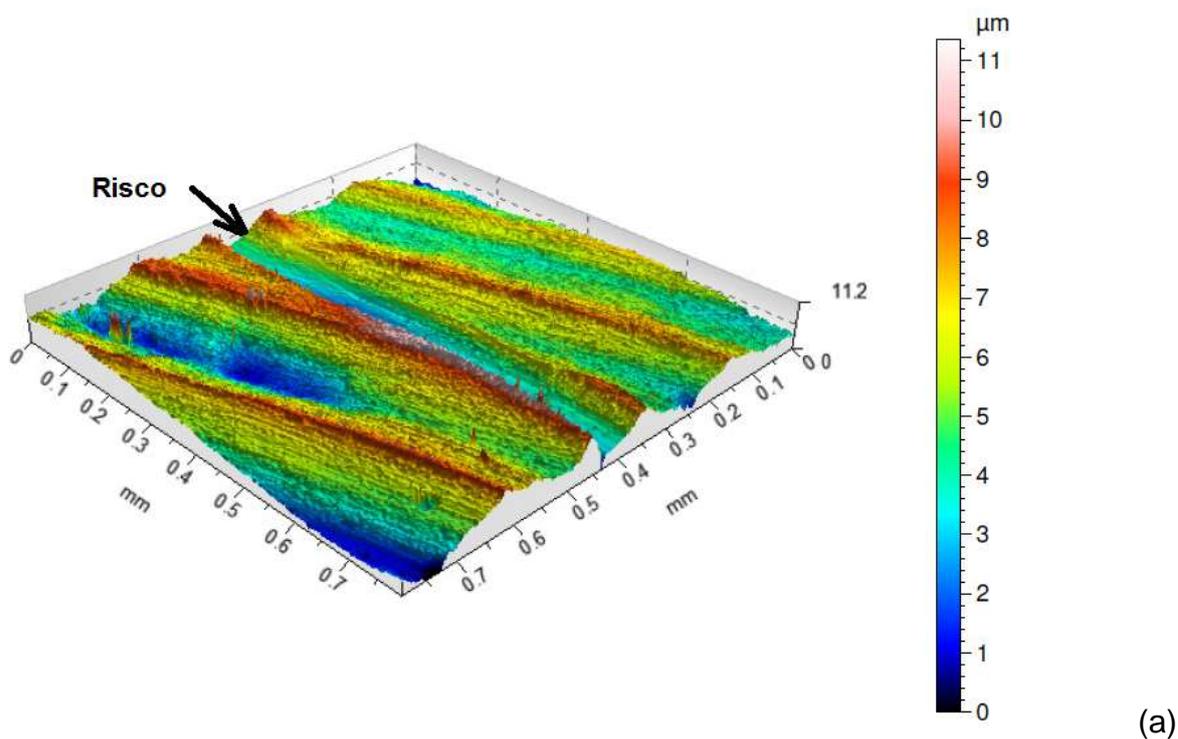


Figura 34 continua na próxima página

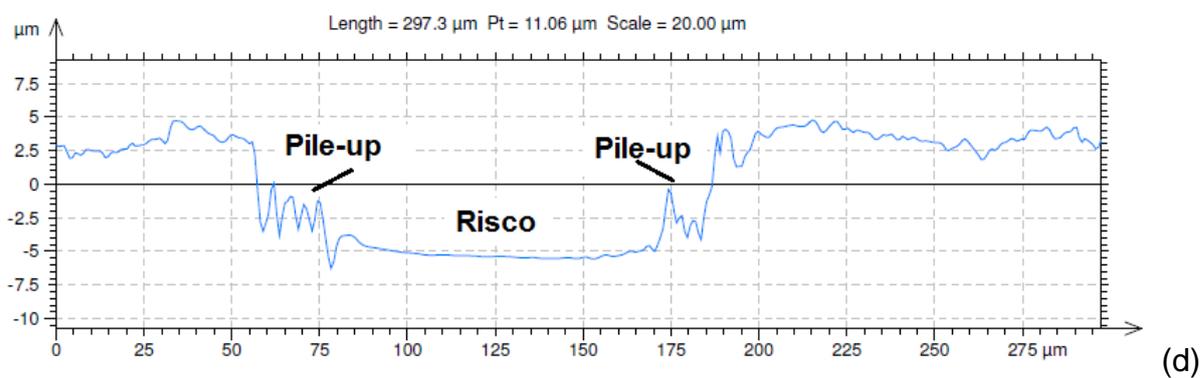
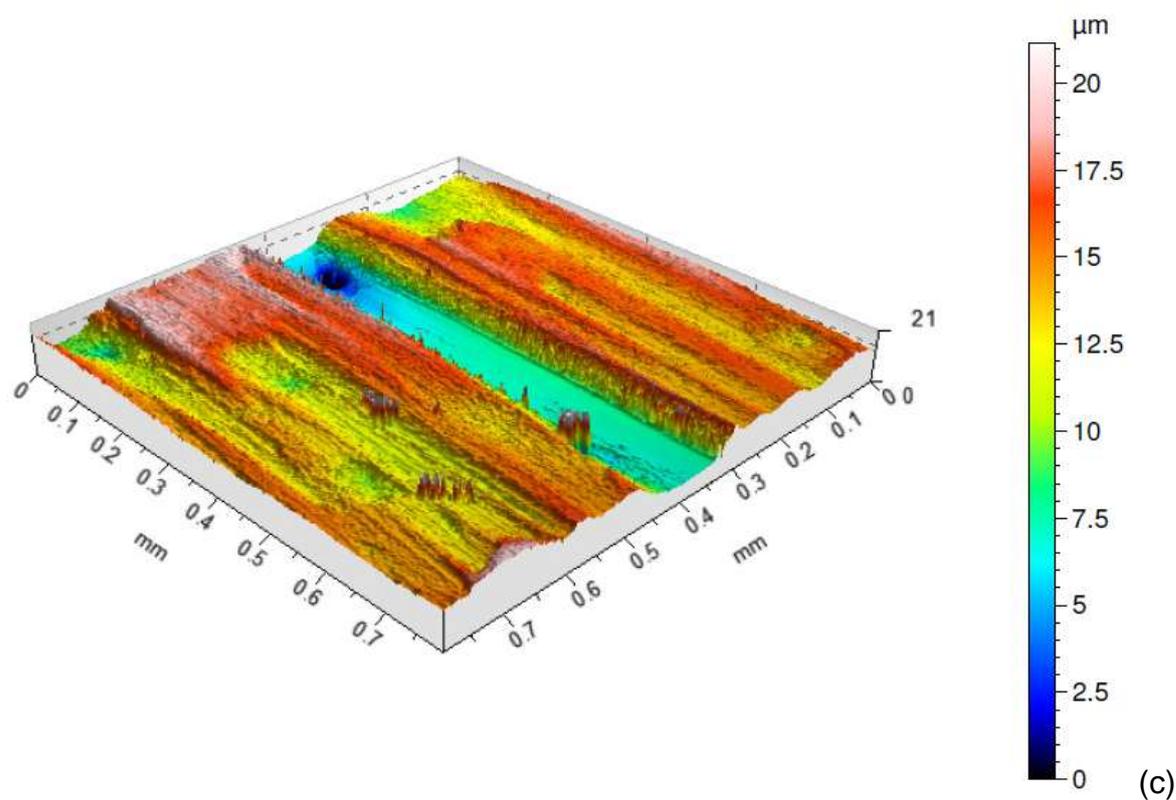
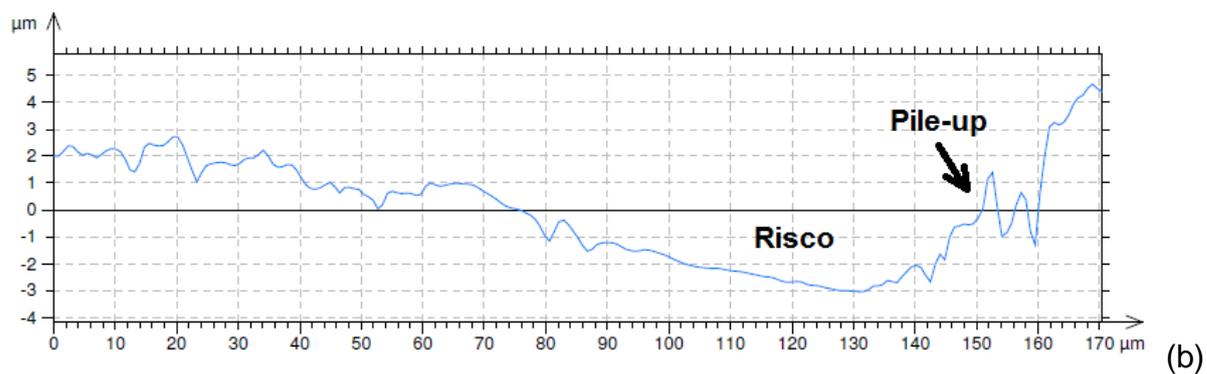


Figura 34 – Topografia 3D da região riscada da amostra 5 (a) e amostra 2 (c). Seção transversal das regiões riscadas amostra 5 (b) e amostra 2 (d)
Fonte: autoria própria

Nas topografias em 3D, comprando as amostras de número 5 e 2, é possível observar que a largura e profundidade do sulco gerado pela passagem do riscador possui uma grande variação, o que confirma as literaturas que apontaram que as variáveis de processo influenciam no comportamento do material ao desgaste. Nota-se também a diferença entre as amostras na formação dos pile-ups, que foi maior na amostra que teve também a maior deformação.

4.1.1 Análise linear dos efeitos

Os efeitos das variáveis de soldagem foram analisados, utilizando somente uma correlação de 1ª ordem, ou seja, linear das variáveis e das interações entre elas. Cada efeito foi submetido aos testes de t de student e p-valor. Os efeitos cujos t de student calculados foram superiores ao valor tabelado (2,571) e que o p-valor foi inferior a 0,05 foram considerados significativos em termos estatísticos. Estes termos estão apresentados na Tabela 9 em negrito, que mostra o valor dos efeitos de todas as variáveis e os resultados dos testes estatísticos.

Tabela 9 – Efeitos principais dos fatores e interações no modelo linear

Termo	Efeito	t(5) calculado	t(5) tabelado	p	Significativo
Im	-15,9417	-2,8083	2,571	0,0376	Sim
Vs	-32,4783	-5,7213	2,571	0,0023	Sim
Va	-1,7549	-0,3091	2,571	0,7697	Não
Ia	-41,0983	-7,2398	2,571	0,0008	Sim
Gs	-16,0924	-2,8348	2,571	0,0365	Sim
Im.Vs	-6,5045	-0,9356	2,571	0,3925	Não
Im.Va	9,3263	1,3414	2,571	0,2375	Não
Im.Ia	6,8030	0,9785	2,571	0,3728	Não
Im.Gs	-11,6382	-1,6740	2,571	0,1550	Não
Vs.Va	-35,9143	-5,1656	2,571	0,0036	Sim
Vs.Ia	14,9549	2,1510	2,571	0,0841	Não
Vs.Gs	15,4886	2,2278	2,571	0,0764	Não
Va.Ia	33,7090	4,8485	2,571	0,0047	Sim
Va.Gs	-43,8880	-6,3125	2,571	0,0015	Sim
Ia.Gs	12,9562	1,8635	2,571	0,1214	Não

Fonte: autoria própria

As variáveis consideradas significativas foram:

- Corrente de soldagem (I_m);
- Velocidade de soldagem (V_s);
- Corrente de aquecimento do arame (I_a);
- Gás de soldagem (G_s);

E as interações entre as variáveis:

- Velocidade de soldagem (V_s) x Velocidade de alimentação do arame (V_a);
- Velocidade de alimentação do arame (V_a) x Corrente de aquecimento do arame (I_a);
- Velocidade de alimentação do arame (V_a) x Gás de soldagem (G_s).

Nota-se que uma variável pode não ser considerada significativa para um determinado caso estudado, mas a maneira com que ela interage com outras variáveis pode possuir significância, como por exemplo, neste caso em que a interação da V_a com três outras variáveis (V_s , I_a e G_s) influencia no resultado, mas quando isolada não tem essa propriedade.

Um Diagrama de Pareto, Figura 35, foi elaborado como ferramenta para o leitor poder compreender de maneira mais direta a magnitude da influência que cada variável do processo possui sobre a área do sulco gerada pelo riscador. Somente as variáveis significativas são apresentadas no Diagrama. A linha vermelha vertical representa a linha de corte gerada pelos testes t de student e p-valor.

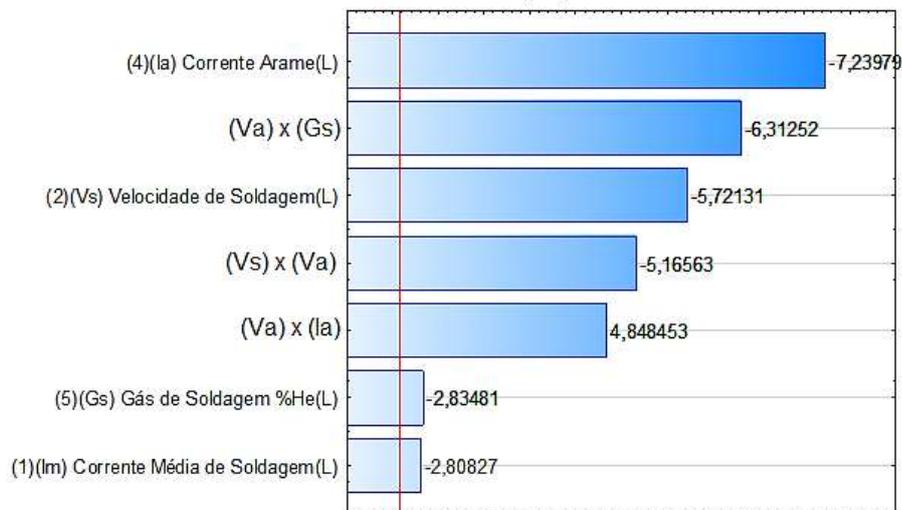


Figura 35 – Diagrama de Pareto da magnitude dos efeitos lineares sobre a área do sulco
Fonte: autoria própria

Em seguida buscou-se e elaboração de um modelo empírico matemático, para prever a área do sulco gerada pelo riscador em função das variáveis do processo. Para isso, cada variável teve seu coeficiente calculado, baseado nos valores de magnitude dos efeitos que cada variável gera no processo. Os coeficientes são apresentados na Tabela 10.

Tabela 10 – Coeficientes dos termos da equação de regressão linear múltipla

Termo	Coeficiente	-95 % Int. conf.	+95 % Int. conf.	Desvio Padrão
C₀ - constante	178,0910	171,7723	184,4097	2,4581
Im	-7,9709	-15,2671	-0,6746	2,8384
Vs	-16,2391	-23,5354	-8,9429	2,8384
Va	-0,8775	-8,1737	6,4188	2,8384
Ia	-20,5491	-27,8454	-13,2529	2,8384
Gs	-8,0462	-15,3424	-0,7500	2,8384
Im.Vs	-3,2522	-12,1883	5,6838	3,4763
Im.Va	4,6632	-4,2729	13,5992	3,4763
Im.Ia	3,4015	-5,5345	12,3375	3,4763
Im.Gs	-5,8191	-14,7551	3,1169	3,4763
Vs.Va	-17,9571	-26,8932	-9,0211	3,4763
Vs.Ia	7,4775	-1,4586	16,4135	3,4763
Vs.Gs	7,7443	-1,1917	16,6803	3,4763
Va.Ia	16,8545	7,9185	25,7906	3,4763
Va.Gs	-21,9440	-30,8800	-13,0080	3,4763
Ia.Gs	6,4781	-2,4579	15,4141	3,4763

Fonte: autoria própria

Os coeficientes apresentados na Tabela 10, foram utilizados como fatores de cada um dos termos da equação para predizer a área do sulco. Por exemplo, o coeficiente do termo Im é -7,9709, portanto ele multiplica este termo na equação. A Equação 8 apresenta o modelo linear obtido.

$$A = -7,9709 \text{ Im} - 16,2391 \text{ Vs} - 20,5491 \text{ Ia} - 8,0462 \text{ Gs} - 17,9571 \text{ Vs.Va} \\ + 16,8545 \text{ Va.Ia} - 21,9440 \text{ Va.Gs} + 178,0910 \quad (8)$$

$$R^2 = 0,380$$

O modelo linear para predição da área do sulco foi avaliado em relação ao coeficiente de determinação R^2 , obtido pela razão entre as médias quadráticas da regressão e total. O valor obtido foi de $R^2 = 0,38$.

O modelo foi resolvido, substituindo cada uma das variáveis da equação pelos níveis do experimento (-2, -1, 0, +1, +2) gerando 3125 resultados diferentes. O menor valor encontrado para a Equação (8) é $0,7194 \mu\text{m}^2$, obtido para os valores codificados:

Tabela 11 – Valores para obter a menor área do sulco segundo modelo linear

Variável	Im [A]	Vs [cm/min]	Ia [A]	Gs [%He]	Va [cm/min]
Valor Codificado	1	2	-1	1	2
Valor real	267	58	50	30	276

Fonte: autoria própria

Este resultado significa que, segundo o modelo linear obtido, é possível gerar uma superfície com a deposição de um cordão de solda, que quando submetido ao ensaio de riscamento terá somente $0,7194 \mu\text{m}^2$ de área do sulco, sendo para isso, necessário utilizar as variáveis de soldagem nos valores apresentados na Tabela 11.

4.1.2 Análise quadrática dos efeitos

Com o objetivo de buscar um modelo matemático que apresente um maior coeficiente de determinação R^2 , um estudo estatístico foi elaborado, utilizando uma regressão linear múltipla para um modelo quadrático para obter a predição da área do sulco em função das variáveis de processo. A Tabela 12 apresenta os efeitos das variáveis para o modelo quadrático. A diferença entre o modelo quadrático e o linear apresentado anteriormente, é que no modelo quadrático considera-se o efeito que as variáveis de soldagem possuem quando analisadas em 2ª ordem – multiplicadas ao quadrado.

Tabela 12 – Efeitos principais dos fatores e interações no modelo quadrático

Termo	Efeito	t(5) calculado	t(5) tabelado	p	Significativo
Im	-15,9417	-2,8083	2,571	0,0376	Sim
Im²	-14,9121	-2,9041	2,571	0,0336	Sim
Vs	-32,4783	-5,7213	2,571	0,0023	Sim
Vs²	37,9117	7,3833	2,571	0,0007	Sim
Va	-1,7549	-0,3091	2,571	0,7697	Não
Va²	21,2550	4,1394	2,571	0,0090	Sim
la	-41,0983	-7,2398	2,571	0,0008	Sim
la²	36,3900	7,0869	2,571	0,0009	Sim
Gs	-16,0924	-2,8348	2,571	0,0365	Sim
Gs²	36,9333	7,1928	2,571	0,0008	Sim
Im.Vs	-6,5045	-0,9356	2,571	0,3925	Não
Im.Va	9,3263	1,3414	2,571	0,2375	Não
Im.la	6,8030	0,9785	2,571	0,3728	Não
Im.Gs	-11,6382	-1,6740	2,571	0,1550	Não
Vs.Va	-35,9143	-5,1656	2,571	0,0036	Sim
Vs.la	14,9549	2,1510	2,571	0,0841	Não
Vs.Gs	15,4886	2,2278	2,571	0,0764	Não
Va.la	33,7090	4,8485	2,571	0,0047	Sim
Va.Gs	-43,8880	-6,3125	2,571	0,0015	Sim
la.Gs	12,9562	1,8635	2,571	0,1214	Não

Fonte: autoria própria

Os termos foram avaliados estatisticamente pelos testes t de student e p-valor, senso mostrado em negrito os que obtiveram resultado significativo.

As variáveis consideradas significativas foram:

- Corrente de soldagem linear (Im) e quadrática (Im²);
- Velocidade de soldagem linear (Vs) e quadrática (Vs²);
- Velocidade de alimentação do arame quadrática (Va²)
- Corrente de aquecimento do arame linear (la) e quadrática (la²);
- Gás de soldagem linear (Gs) e quadrática (Gs²);

E as interações entre as variáveis:

- Velocidade de soldagem (V_s) x Velocidade de alimentação do arame (V_a);
- Velocidade de alimentação do arame (V_a) x Corrente de aquecimento do arame (G_s);
- Velocidade de alimentação do arame (V_a) x Gás de soldagem (G_s).

A avaliação com o modelo quadrático mostrou que todas as variáveis de soldagem em sua forma quadrática mostraram-se significantes em relação à resposta estudada, o que mostra a importância da realização desta análise.

O Diagrama de Pareto foi elaborado para o modelo quadrático, apresentado na Figura 36 as variáveis e interações significativas.

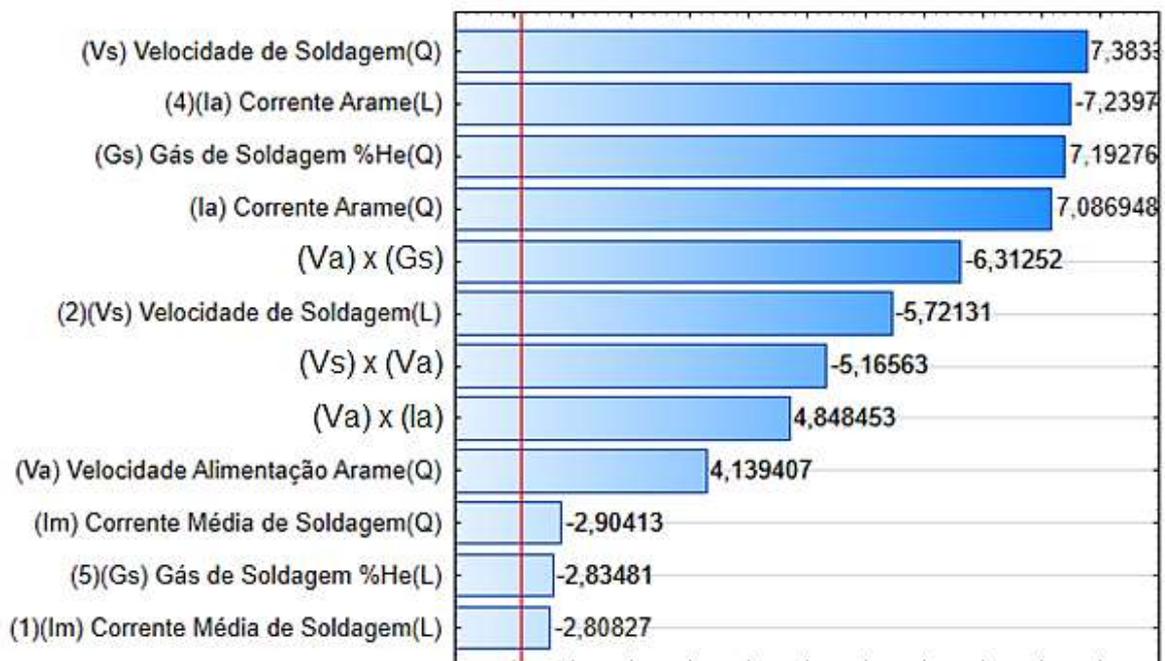


Figura 36 – Diagrama de Pareto dos efeitos das variáveis significativas no modelo quadrático para a área do sulco
 Fonte: autoria própria

No Diagrama observa-se que dentre os quatro termos de maior influência no resultado, três deles são quadráticos: V_s^2 , G_s^2 e I_a^2 .

Buscando a elaboração de um modelo matemático, os coeficientes dos termos foram calculados, conforme Tabela 13.

Tabela 13 – Coeficientes dos termos da equação para modelo quadrático

Termo	Coeficiente	-95 % Int. conf.	+95 % Int. conf.	Desvio Padrão
C₀ - constante	133,9993	119,7423	148,2563	5,546206
Im	-7,9709	-15,2671	-0,6746	2,838361
Im²	-7,4561	-14,0558	-0,8564	2,567394
Vs	-16,2391	-23,5354	-8,9429	2,838361
Vs²	18,9558	12,3561	25,5555	2,567394
Va	-0,8775	-8,1737	6,4188	2,838361
Va²	10,6275	4,0278	17,2272	2,567394
Ia	-20,5491	-27,8454	-13,2529	2,838361
Ia²	18,1950	11,5953	24,7947	2,567394
Gs	-8,0462	-15,3424	-0,7500	2,838361
Gs²	18,4667	11,8670	25,0664	2,567394
Im.Vs	-3,2522	-12,1883	5,6838	3,476268
Im.Va	4,6632	-4,2729	13,5992	3,476268
Im.Ia	3,4015	-5,5345	12,3375	3,476268
Im.Gs	-5,8191	-14,7551	3,1169	3,476268
Vs.Va	-17,9571	-26,8932	-9,0211	3,476268
Vs.Ia	7,4775	-1,4586	16,4135	3,476268
Vs.Gs	7,7443	-1,1917	16,6803	3,476268
Va.Ia	16,8545	7,9185	25,7906	3,476268
Va.Gs	-21,9440	-30,8800	-13,0080	3,476268
Ia.Gs	6,4781	-2,4579	15,4141	3,476268

Fonte: autoria própria

A Equação 9 apresenta o modelo matemático quadrático utilizando os coeficientes calculados para cada termo.

$$\begin{aligned}
 A = & -7,4561 \text{ Im}^2 - 7,9709 \text{ Im} + 18,9558 \text{ Vs}^2 - 16,2391 \text{ Vs} + 10,6275 \text{ Va}^2 \\
 & + 18,1950 \text{ Ia}^2 - 20,5491 \text{ Ia} + 18,4667 \text{ Gs}^2 - 8,0462 \text{ Gs} \\
 & - 17,9571 \text{ Vs} \cdot \text{Va} + 16,8545 \text{ Va} \cdot \text{Ia} - 21,9440 \text{ Va} \cdot \text{Gs} + 133,9993
 \end{aligned} \quad (9)$$

$$R^2 = 0,673$$

O coeficiente de determinação R^2 obtido para o modelo foi de 0,673.

Conforme discutido na revisão bibliográfica, são inúmeros os fatores de influência num sistema tribológico envolvendo atrito e desgaste. Como este trabalho lida com um processo de soldagem ainda em desenvolvimento, sendo o TIG com

duplo arame aquecido, a obtenção de um modelo que representa 67,3 % dos fatores de influência sobre o resultado é uma contribuição para auxiliar na escolha das variáveis de processo serem utilizadas.

Resolvendo o modelo matemático, o menor valor encontrado para a Equação 9 foi 64,0781 μm^2 , obtido para os seguintes valores codificados, conforme Tabela 14.

Tabela 14 – Conjunto de valores para as variáveis de soldagem que geram a menor área do sulco segundo o modelo quadrático

Variável	Im [A]	Vs [cm/min]	Ia [A]	Gs [%He]	Va [cm/min]
Valor Codificado	2	1	0	1	2
Valor real	305	53	60	30	276

Fonte: autoria própria

Como forma de validar o modelo quadrático apresentado na Equação 9, foram selecionados os 26 casos diferentes de deposição de cordões realizados como forma de experimento, apresentado no capítulo de materiais e métodos deste trabalho, e que tiveram suas áreas dos sulcos medidas.

Nota-se que foram depositados 32 cordões diferentes, mas seis cordões foram depositados utilizando-se as mesmas variáveis de soldagem, pois elas correspondem ao ponto central do método estatístico utilizado, que exigia seis repetições de um mesmo ponto. Isto totaliza 26 conjuntos de valores diferentes para as variáveis de soldagem utilizadas para depositar os cordões, e que serviram de base para prever o comportamento da superfície em relação à área do sulco em todas as 3125 possibilidades de conjuntos de valores de variáveis de soldagem analisadas.

Os resultados medidos em laboratório para a área do sulco pelo riscamento destas 26 amostras foram comparados com o resultado obtido pelo modelo matemático quadrático proposto. A Figura 37 apresenta o gráfico comparativo entre valores medidos e preditos pelo modelo.

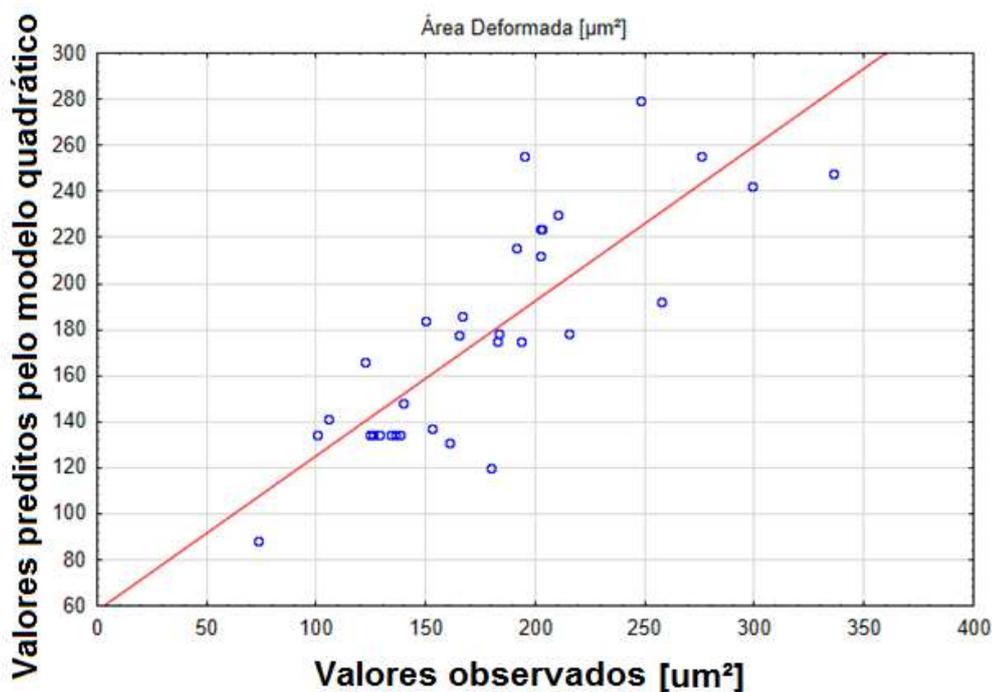


Figura 37 – Valores preditos Vs. valores medidos
Fonte: autoria própria

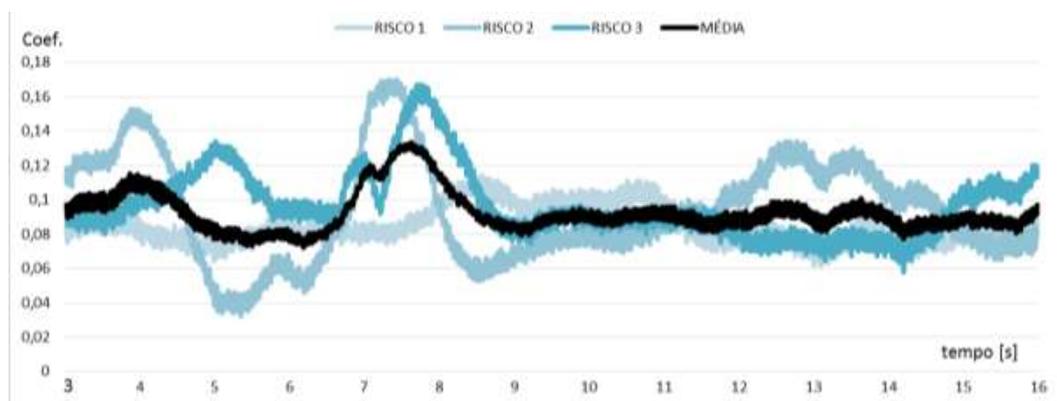
Na Figura 37 pode-se observar que os pontos azuis (valores medidos) tendem a ficar posicionados próximo à curva dos valores preditos, representado pela linha vermelha.

4.2 Coeficiente de atrito

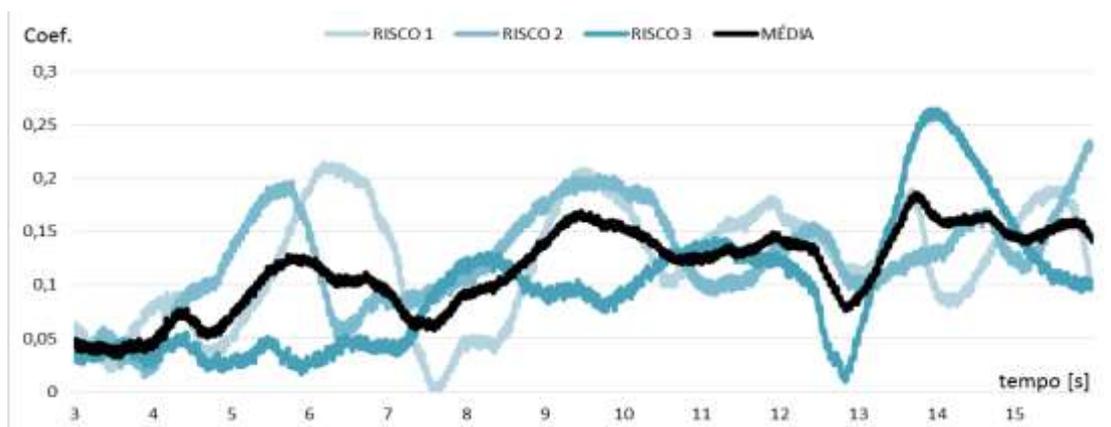
Durante o ensaio de riscamento, o equipamento tribômetro armazenou os dados de Força de Riscamento (F_{scr}), que é aplicada na direção e mesmo sentido da movimentação do riscador e a Força normal (P), responsável pela penetração na superfície. O equipamento também calculava a relação entre estas duas forças, apresentando como coeficiente de atrito experimental (D_{sc}), conforme sugerido pela norma ASTM G171 para ensaios de riscamento (ASTM, 2009).

Como o ensaio de cada risco durou 18 segundos, e o equipamento armazena dados de força mil vezes por segundo, foram gerados 18 mil pontos diferentes de

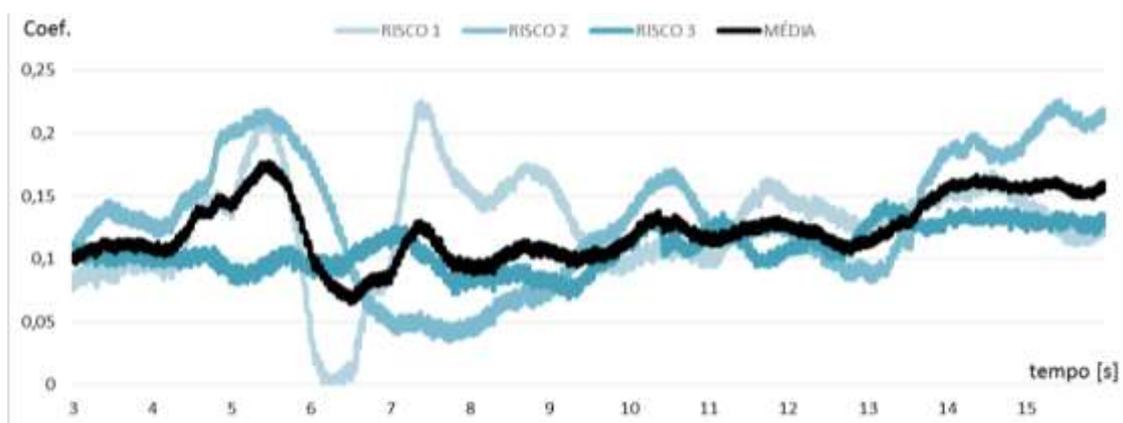
coeficiente de atrito na geração de cada risco. Para cada risco foi gerado um gráfico. Como cada amostra foi riscada três vezes, foi plotado uma curva com a média dos três riscos. A Figura 38 apresenta essas curvas de três amostras diferentes escolhidas aleatoriamente para ilustrar ao leitor o resultado obtido.



(a)



(b)



(c)

Figura 38 - Coeficiente de Atrito Cinemático Experimental (Dsc) para: Amostra 11 (a), Amostra 16 (b) e Amostra 1 (c).

Nos gráficos da Figura 38, as linhas azuis representam os valores obtidos para cada risco durante o experimento, e as linhas negras representam a média entre as três curvas azuis.

A média de todos os pontos sobre a linha negra foi adotada como o coeficiente de atrito experimental (Dsc) de cada amostra, a ser utilizada nas análises estatísticas apresentadas mais à frente nesta seção

As curvas plotadas em todas as amostras apresentaram formações de picos e vales. Teoricamente, se todas as condições no ensaio fossem perfeitas, e os materiais analisados tivessem suas propriedades totalmente homogêneas, as curvas seriam uma reta horizontal, pois o equipamento mantém a força normal e a velocidade de deslocamento constantes, que geraria um único valor de Dsc para cada um dos 18 mil pontos analisados (ASTM, 2009), (RABINOWICZ, E., 1965).

Para tentar compreender os motivos destas variações nas curvas, as amostras foram analisadas no microscópio ótico de varredura (MEV).

A seguir são apresentadas imagens geradas com auxílio de MEV de alguns pontos de interesse para discussão.

A Figura 39 apresenta o trecho de um risco para uma das amostras. Na imagem pode-se observar a formação de bordas às margens dos riscos, na zona mais sombreada. Nota-se que estas formações apresentaram variações de formato e largura. Na parte superior da imagem o pile-up tem espessura muito mais pronunciada do que na parte inferior da imagem. Também se observa a formação de trincas, que causam maior volume de material desprendido durante o ensaio. Conforme visto na revisão bibliográfica, materiais mais duros tendem a formar menores bordas e menores deformações, mas a passagem de um riscador pode gerar trincas e lascas, levando a maior desprendimento de material (BERNS H., FISCHER A., KLEFF J; 1993), (BOLSHAKOV E PHARR, 1998), (FRANCO JÚNIOR, 2003).

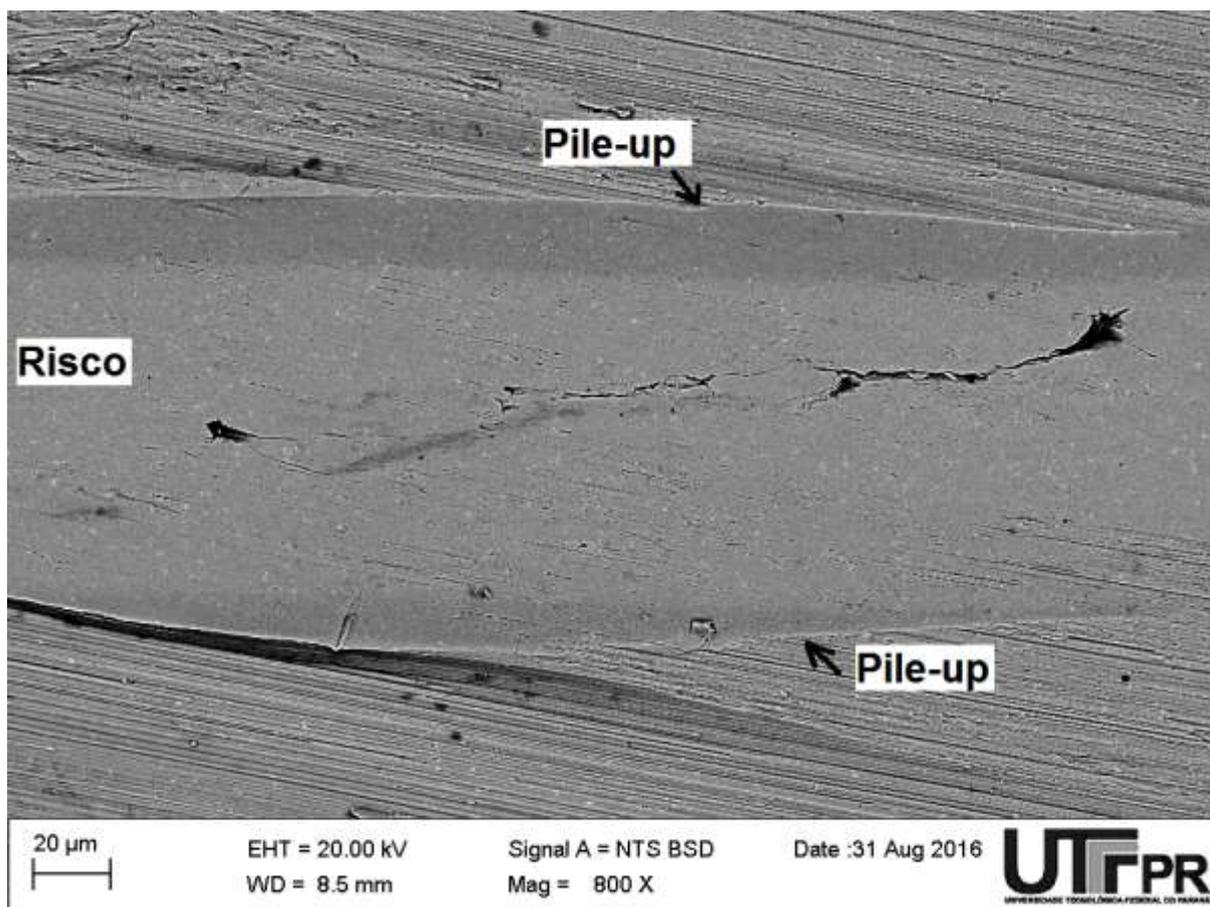
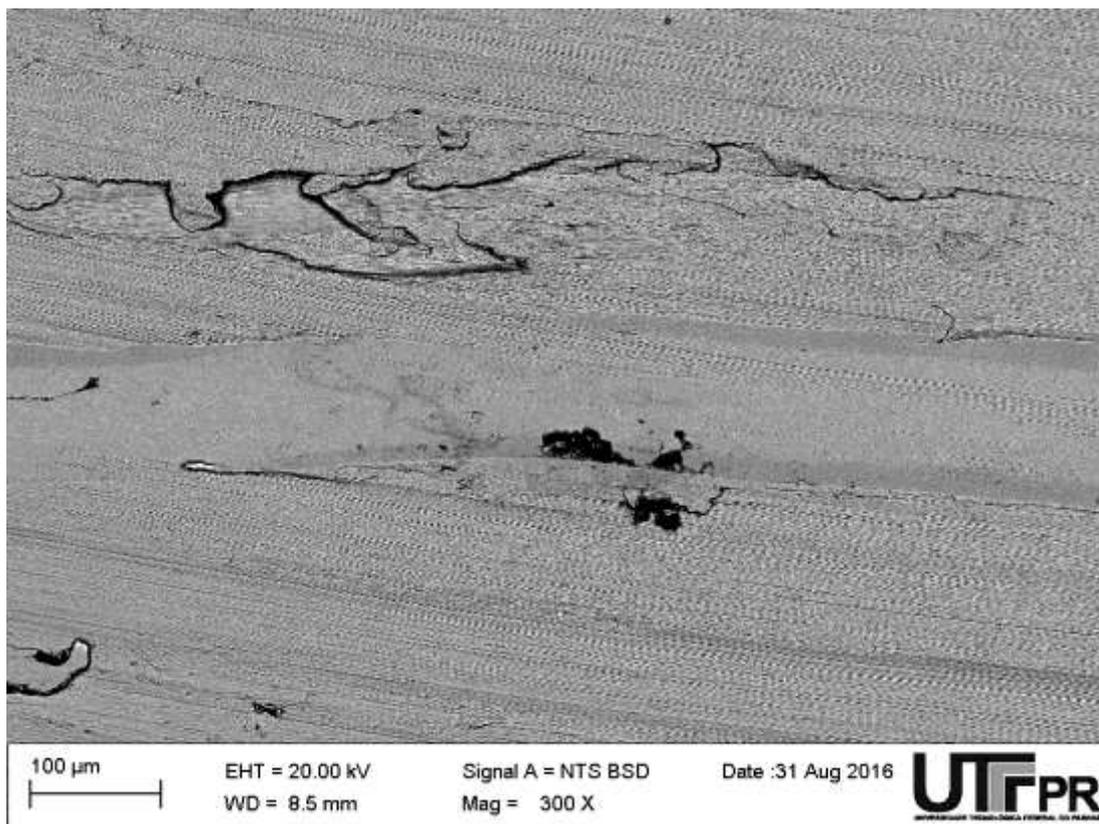
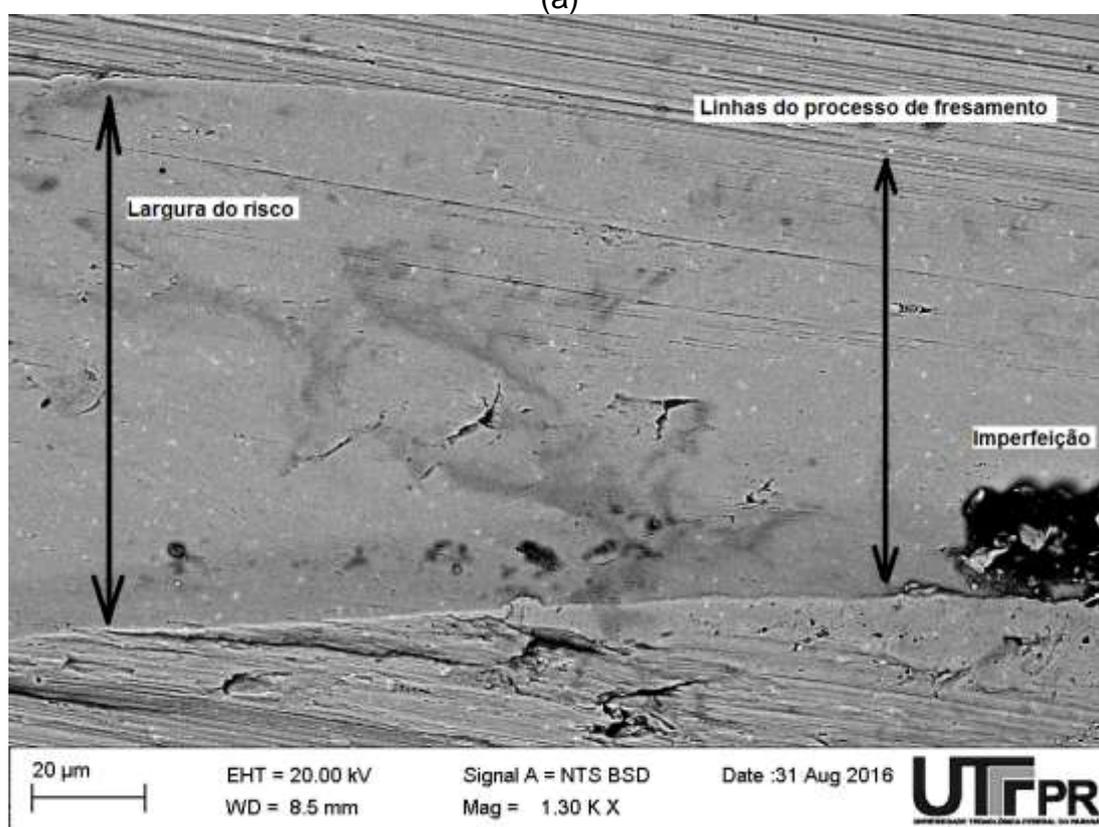


Figura 39 – Imagem de risco com ampliação de 800 vezes

Um comportamento comum entre todos os riscos foi a trajetória formada pela movimentação do riscador sobre a superfície do material. Em teoria esperava-se que a trajetória fosse perfeitamente reta, porém o que se viu nas imagens foram trajetórias sempre curvilíneas. Um exemplo deste fenômeno é apresentado na Figura 40.



(a)



(b)

Figura 40 – Imagem de risco ampliada em (a) 300 vezes e (b) 1300 vezes
 Fonte: autoria própria

Na Figura 40 (a) se observa que o riscador fez uma “curva” durante sua movimentação. O ponto de flexão é justamente onde há uma imperfeição. Nota-se também que há variações na largura total do risco e na largura dos pile-ups antes e depois da passagem do riscador pela imperfeição. A Figura (b) apresenta uma ampliação ainda maior desta região. Percebe-se que o risco diminuiu consideravelmente sua profundidade ao passar sobre a imperfeição, pois a largura total do risco foi reduzida, conforme apontado na imagem, e é possível visualizar as linhas oriundas do processo de fresamento da superfície, que normalmente são deformadas pela passagem do riscador com uma penetração superior à rugosidade destas linhas.

Uma hipótese para explicar este fenômeno é a falta de homogeneidade do material, ou a presença de inclusões pode gerar pequenas regiões de dureza elevada. O riscador ao atingir estas regiões acaba preferindo realizar desvios e é também forçado para cima, diminuindo momentaneamente sua penetração.

A Figura 41 apresenta um defeito que se imagina já estar presente na superfície antes do ensaio de riscamento, devido às proporções e grande profundidade do defeito. A passagem do riscador foi influenciada pela presença deste defeito, pois percebe-se uma variação na largura total do risco, e uma leve variação no percurso do riscador conforme apontado na imagem.

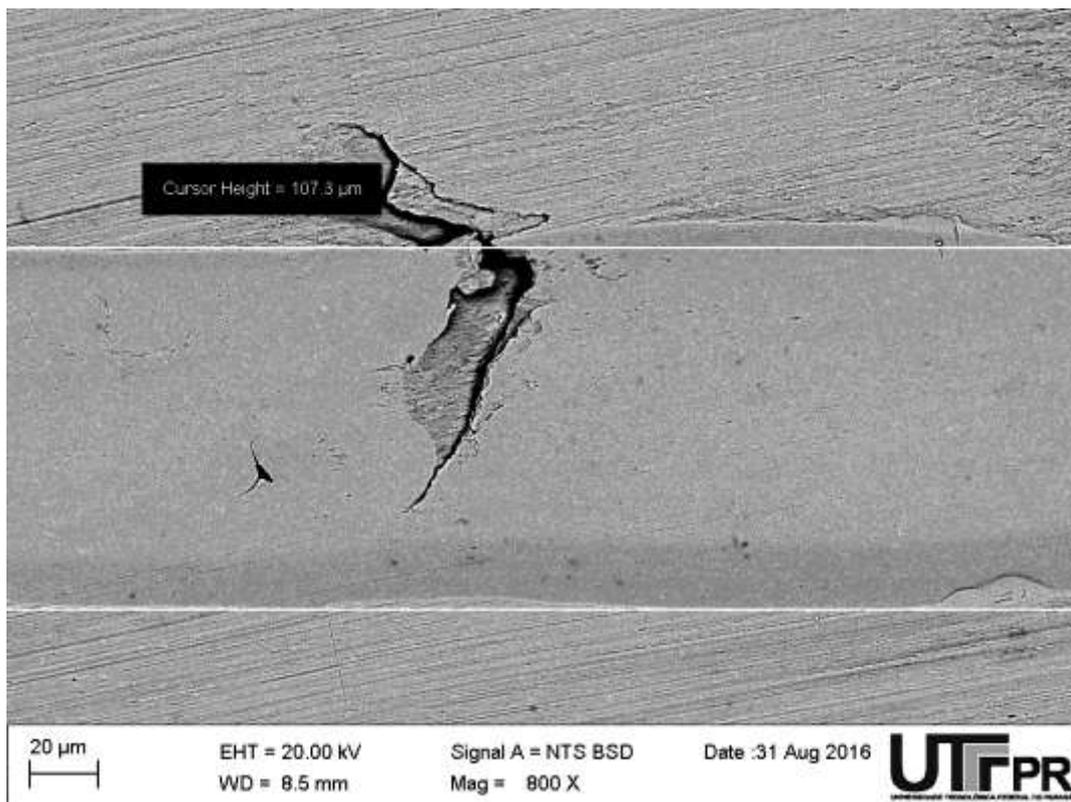


Figura 41 – Defeito na superfície, ampliação de 800 vezes
Fonte: autoria própria

Outra região de imperfeição foi encontrada na superfície de um dos riscos, apresentada na Figura 42. Esta região foi de grande atenção, pois houve uma grande variação na trajetória, largura do risco e largura e forma dos pile-ups.

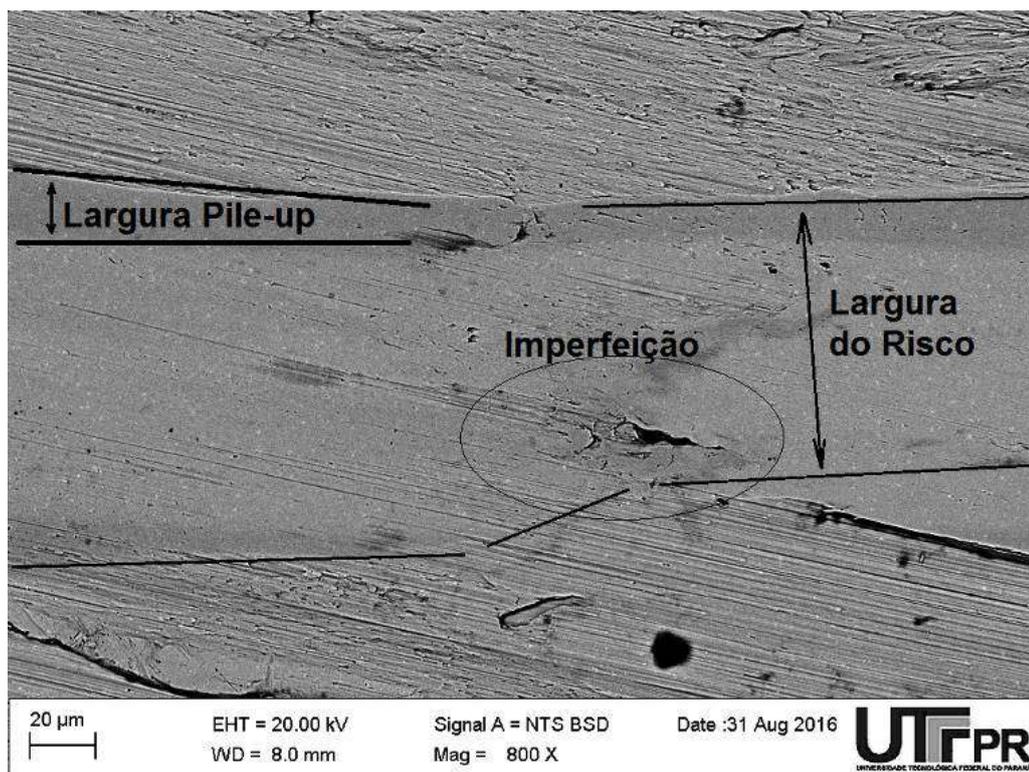


Figura 42 – Imperfeição em região riscada. Ampliação de 800 vezes
Fonte: autoria própria

Como forma de compreender com mais profundidade este fenômeno, foi realizada análise de EDS, em 4 diferentes pontos, conforme Figura 43.

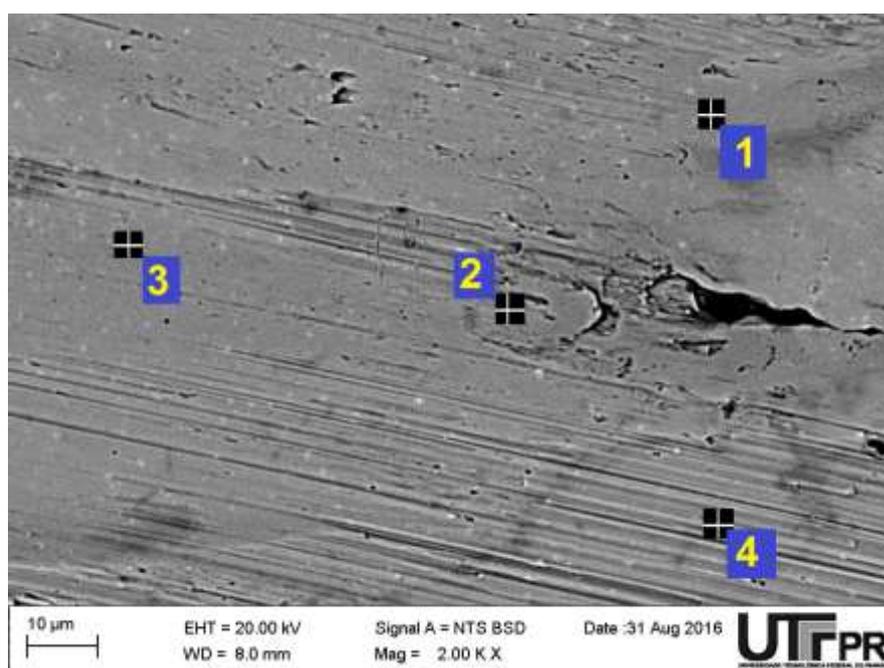


Figura 43 – Análise EDS
Fonte: autoria própria

O resultado da análise é apresentado na Tabela 15.

Tabela 15 – Análise química da superfície do risco

Espectro	Cr [%]	Fe [%]	Ni [%]	Mo [%]
1	11.30	50.68	28.22	4.14
2	5.90	75.00	12.30	1.79
3	12.14	46.89	31.99	4.07
4	11.04	52.30	27.77	3.82

Fonte: autoria própria

A análise por EDS mostrou que os pontos 1, 3 e 4 possuem composição muito semelhante. Esta composição é esperada para a superfície riscada, pois foi realizado um processo de deposição de cordões de solda, utilizando uma liga a base de Ni-Cr-Mo como material de adição. Já a composição analisada no ponto 2 do espectro apresentou níveis muito inferiores de Ni-Cr-Mo, e um nível elevado de Fe. Disso pode-se concluir que não houve uma fusão homogênea dos materiais neste ponto, tratando-se de uma zona não misturada.

Este fenômeno, da falta de homogeneidade durante a fusão dos materiais, explica o motivo das variações nas trajetórias e na largura dos riscos e no tamanho e forma dos pile-ups (formação de bordas). Regiões de propriedades físicas e químicas muito diferentes acabam sendo formadas, influenciando nos mecanismos de desgaste da superfície (ASM, 1993), (DAVIS, 2001), (BOLSHAKOV E PHARR, 1998), (FRANCO JÚNIOR, 2003).

A Tabela 16 apresenta os valores obtidos na medição de área deformada para cada uma das amostras analisadas.

Tabela 16 – Coeficiente de atrito de cada amostra

n° Cordão	Im [A]	Vs [cm/min]	Va [cm/min]	la [A]	Gs [%He]	Dsc
1	280	49	238	60	40	0,1258
2	280	49	238	40	20	0,1385
3	280	38	238	60	20	0,1491
4	280	49	238	60	20	0,1232
5	305	49	238	60	20	0,1436
6	267	43	257	70	30	0,1094
7	293	53	219	50	30	0,1041
8	293	53	257	50	10	0,1085
9	293	53	219	70	10	0,1225
10	293	43	219	50	10	0,1193
11	280	49	238	60	0	0,0928
12	280	49	200	60	20	0,1355
13	280	49	276	60	20	0,0940
14	280	49	238	60	20	0,1143
15	280	49	238	60	20	0,0951
16	280	49	238	60	20	0,1064
17	280	49	238	60	20	0,1189
18	293	53	257	70	30	0,1738
19	293	43	257	50	30	0,1383
20	267	53	219	70	30	0,1512
21	267	43	219	70	10	0,1580
22	267	43	257	50	10	0,0953
23	267	53	219	50	10	1,0739
24	280	49	238	80	20	0,0389
25	254	49	238	60	20	0,0935
26	280	49	238	60	20	0,0746
27	280	58	238	60	20	0,1299
28	293	43	257	70	10	0,1439
29	267	53	257	70	10	0,0969
30	267	53	257	50	30	0,1307
31	293	43	219	70	30	0,1247
32	267	43	219	50	30	0,1239

Fonte: Autoria própria

O valor medido variou entre 0,0389 e 1,0739 correspondendo às amostras 24 e 23, respectivamente.

Por meio de análise estatística os fatores que influenciaram nesta variação serão apresentados.

4.2.1 Análise linear dos efeitos

Utilizando uma correlação de 1ª ordem sobre as variáveis de soldagem e as interações entre elas, foi realizado uma análise linear estatística. Os efeitos foram avaliados em relação ao teste t de student e p-valor, estando em negrito as variáveis que foram consideradas significantes para a resposta conforme Tabela 17.

Tabela 17 – Efeitos principais dos fatores e interações no modelo linear

Termo	Efeito	t(5) calculado	t(5) tabelado	p	Significativo
Im	-0,0670	-9,0832	2,571	0,000271	Sim
Vs	0,0759	10,2840	2,571	0,000149	Sim
Va	-0,0886	-12,0161	2,571	0,000070	Sim
Ia	-0,0844	-11,4404	2,571	0,000089	Sim
Gs	-0,0663	-8,9935	2,571	0,000284	Sim
Im.Vs	-0,1229	-13,6026	2,571	0,000038	Sim
Im.Va	0,1461	16,1688	2,571	0,000016	Sim
Im.Ia	0,1254	13,8782	2,571	0,000035	Sim
Im.Gs	0,1194	13,2201	2,571	0,000044	Sim
Vs.Va	-0,1129	-12,4909	2,571	0,000058	Sim
Vs.Ia	-0,1165	-12,8947	2,571	0,000050	Sim
Vs.Gs	-0,1027	-11,3697	2,571	0,000092	Sim
Va.Ia	0,1145	12,6728	2,571	0,000054	Sim
Va.Gs	0,1347	14,9043	2,571	0,000025	Sim
Ia.Gs	0,1173	12,9789	2,571	0,000048	Sim

Fonte: autoria própria

Nesta análise dos efeitos, todas as variáveis, e todas as interações entre elas, foram consideradas com significância estatística. Interessante observar que os efeitos de maior magnitude são os das interações entre as variáveis e não delas isoladas.

Buscando a elaboração de um modelo linear para prever o coeficiente de atrito a ser encontrado numa superfície em função das variáveis de soldagem, foram calculados os termos da equação para um modelo linear, conforme apresentado na Tabela 18.

Tabela 18 – Coeficientes dos termos da equação de regressão linear múltipla

Termo	Coeficiente	-95 % Int. conf.	+95 % Int. conf.	Desvio Padrão
C₀ - constante	0,1484	0,1402	0,1566	0,0032
Im	-0,0335	-0,0430	-0,0240	0,0037
Vs	0,0379	0,0285	0,0474	0,0037
Va	-0,0443	-0,0538	-0,0348	0,0037
Ia	-0,0422	-0,0517	-0,0327	0,0037
Gs	-0,0332	-0,0427	-0,0237	0,0037
Im.Vs	-0,0615	-0,0731	-0,0498	0,0045
Im.Va	0,0730	0,0614	0,0847	0,0045
Im.Ia	0,0627	0,0511	0,0743	0,0045
Im.Gs	0,0597	0,0481	0,0713	0,0045
Vs.Va	-0,0564	-0,0680	-0,0448	0,0045
Vs.Ia	-0,0583	-0,0699	-0,0466	0,0045
Vs.Gs	-0,0514	-0,0630	-0,0398	0,0045
Va.Ia	0,0573	0,0456	0,0689	0,0045
Va.Gs	0,0673	0,0557	0,0789	0,0045
Ia.Gs	0,0586	0,0470	0,0702	0,0045

Fonte: autoria própria

A Equação 10 apresenta o modelo gerado.

$$\begin{aligned}
 \text{COF} = & -0,0335 \text{ Im} + 0,0379 \text{ Vs} - 0,0443 \text{ Va} - 0,0422 \text{ Ia} - 0,0332 \text{ Gs} \\
 & - 0,0615 \text{ Im} \cdot \text{Vs} + 0,0730 \text{ Im} \cdot \text{Va} + 0,0627 \text{ Im} \cdot \text{Ia} \\
 & + 0,0597 \text{ Im} \cdot \text{Gs} - 0,0564 \text{ Vs} \cdot \text{Va} - 0,0583 \text{ Vs} \cdot \text{Ia} - 0,0514 \text{ Vs} \cdot \text{Gs} \\
 & + 0,0573 \text{ Va} \cdot \text{Ia} + 0,0673 \text{ Va} \cdot \text{Gs} + 0,0586 \text{ Ia} \cdot \text{Gs} + 0,1484
 \end{aligned} \tag{10}$$

$$R^2 = 0,851$$

O menor valor encontrado para a Equação (10) é 0,0002, considerando conjunto imagem da equação somente números acima de zero, obtido para os valores codificados, conforme Tabela 19.

Tabela 19 - Valores para obter o menor Dsc segundo modelo linear

Variável	Im [A]	Vs [cm/min]	Ia [A]	Gs [%He]	Va [cm/min]
Valor Codificado	0	-1	0	2	-1
Valor real	280	43	60	40	219

Fonte: autoria própria

Segundo este resultado é possível obter uma superfície com coeficiente de atrito próxima a zero. Baseado no coeficiente de determinação R^2 , o modelo linear proposto explica 85,1 % do resultado.

4.2.2 Análise quadrática dos efeitos

Buscando elaborar um modelo matemático para prever o coeficiente de atrito de maneira ainda mais precisa, os efeitos das variáveis de soldagem foram avaliados também em 2ª ordem, conforme Tabela 20.

Tabela 20 – Efeitos principais dos fatores e interações no modelo quadrático

Termo	Efeito	t(5) calculado	t(5) tabelado	p	Significativo
Im	-0,067008	-9,0832	2,571	0,000271	Sim
Im ²	0,031854	4,7736	2,571	0,004999	Sim
Vs	0,075867	10,2840	2,571	0,000149	Sim
Vs ²	0,042328	6,3432	2,571	0,001437	Sim
Va	-0,088645	-12,0161	2,571	0,000070	Sim
Va ²	0,029966	4,4907	2,571	0,006455	Sim
la	-0,084398	-11,4404	2,571	0,000089	Sim
la ²	0,016938	2,5383	2,571	0,052002	Não
Gs	-0,066346	-8,9935	2,571	0,000284	Sim
Gs ²	0,027253	4,0841	2,571	0,009502	Sim
Im.Vs	-0,122902	-13,6026	2,571	0,000038	Sim
Im.Va	0,146088	16,1688	2,571	0,000016	Sim
Im.la	0,125392	13,8782	2,571	0,000035	Sim
Im.Gs	0,119446	13,2201	2,571	0,000044	Sim
Vs.Va	-0,112857	-12,4909	2,571	0,000058	Sim
Vs.la	-0,116506	-12,8947	2,571	0,000050	Sim
Vs.Gs	-0,102727	-11,3697	2,571	0,000092	Sim
Va.la	0,114500	12,6728	2,571	0,000054	Sim
Va.Gs	0,134663	14,9043	2,571	0,000025	Sim
la.Gs	0,117267	12,9789	2,571	0,000048	Sim

Fonte: autoria própria

Segundo a análise dos efeitos em relação aos testes de t de student e p-valor, todas as variáveis lineares e quadráticas e as interações lineares entre as variáveis foram consideradas estatisticamente significantes com exceção do efeito de 2ª ordem da corrente de aquecimento do arame (la²).

Neste modelo, as interações lineares entre as variáveis também são as que apresentam maiores efeitos, enquanto que os efeitos de 2ª ordem possuem efeito menor.

Os coeficientes para a geração de um modelo quadrático de predição do coeficiente de atrito em função das variáveis de soldagem estão apresentados na Tabela 21.

Tabela 21 – Coeficientes dos termos da equação de regressão linear múltipla

Termo	Coeficiente	-95 % Int. conf.	+95 % Int. conf.	Desvio Padrão
C₀ - constante	0,0928	0,0742	0,1113	0,0072
Im	-0,0335	-0,0430	-0,0240	0,0037
Im²	0,0159	0,0074	0,0245	0,0033
Vs	0,0379	0,0285	0,0474	0,0037
Vs²	0,0212	0,0126	0,0297	0,0033
Va	-0,0443	-0,0538	-0,0348	0,0037
Va²	0,0150	0,0064	0,0236	0,0033
Ia	-0,0422	-0,0517	-0,0327	0,0037
Ia ²	0,0085	-0,0001	0,0170	0,0033
Gs	-0,0332	-0,0427	-0,0237	0,0037
Gs²	0,0136	0,0051	0,0222	0,0033
Im.Vs	-0,0615	-0,0731	-0,0498	0,0045
Im.Va	0,0730	0,0614	0,0847	0,0045
Im.Ia	0,0627	0,0511	0,0743	0,0045
Im.Gs	0,0597	0,0481	0,0713	0,0045
Vs.Va	-0,0564	-0,0680	-0,0448	0,0045
Vs.Ia	-0,0583	-0,0699	-0,0466	0,0045
Vs.Gs	-0,0514	-0,0630	-0,0398	0,0045
Va.Ia	0,0573	0,0456	0,0689	0,0045
Va.Gs	0,0673	0,0557	0,0789	0,0045
Ia.Gs	0,0586	0,0470	0,0702	0,0045

Fonte: autoria própria

O modelo matemático de 2ª ordem é apresentado na Equação 11.

$$\begin{aligned}
 \text{COF} = & 0,0159 \text{ Im}^2 - 0,0335 \text{ Im} + 0,0212 \text{ Vs}^2 + 0,0379 \text{ Vs} + 0,0150 \text{ va}^2 \\
 & - 0,0443 \text{ Va} - 0,0422 \text{ Ia} + 0,0136 \text{ Gs}^2 - 0,0332 \text{ Gs} \\
 & - 0,0615 \text{ Im} \cdot \text{Vs} + 0,0730 \text{ Im} \cdot \text{Va} + 0,0627 \text{ Im} \cdot \text{Ia} \\
 & + 0,0597 \text{ Im} \cdot \text{Gs} - 0,0564 \text{ Vs} \cdot \text{Va} - 0,0583 \text{ Vs} \cdot \text{Ia} - 0,0514 \text{ Vs} \cdot \text{Gs} \\
 & + 0,0573 \text{ Va} \cdot \text{Ia} + 0,0673 \text{ Va} \cdot \text{Gs} + 0,0586 \text{ Ia} \cdot \text{Gs} + 0,0928
 \end{aligned} \tag{11}$$

$$R^2 = 0,881$$

Resolvendo a Equação 11, são obtidos 3125 resultados diferentes. A Figura 44 apresenta o gráfico dos resultados ordenados em ordem crescente.

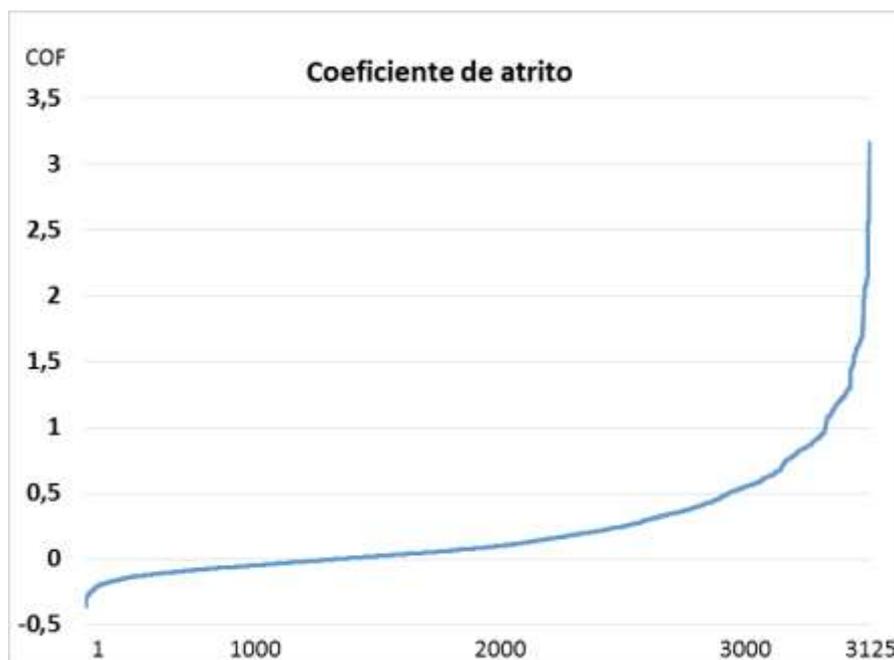


Figura 44 – Resultados da Equação 11
Fonte: autoria própria

O ponto em que o gráfico encontra o eixo da abcissa de $COF = 0$, é obtido para os valores codificados apresentados na Tabela 22.

Tabela 22 – Conjunto de valores para as variáveis de soldagem que geram o menor Dsc segundo o modelo quadrático

Variável	I_m [A]	V_s [cm/min]	I_a [A]	G_s [%He]	V_a [cm/min]
Valor Codificado	1	2	-1	-1	2
Valor real	293	58	50	10	276

Fonte: autoria própria

Este resultado não quer dizer que se espera a geração de uma superfície de condições ideais, de coeficiente de atrito nulo, mas que a utilização deste conjunto de variáveis pode ajudar a encontrar uma superfície com um baixo coeficiente. O modelo quadrático gerado neste trabalho explica 88,1 % dos fatores de influência sobre o resultado. O coeficiente de determinação R^2 não obteve grande variação entre os

modelos linear e quadrático, o que se permite dizer para este caso que o modelo linear já seria suficiente para um ponto de partida na busca de uma direção para encontrar os conjuntos de valores de variáveis de menor coeficiente de atrito.

4.3 Influência das variáveis de soldagem na área do sulco e no coeficiente de atrito

4.3.1 Área do sulco

Seguindo o estudo da influência das variáveis do processo de soldagem sobre a área do sulco, foram geradas superfícies de resposta como uma ferramenta de compreender com maior profundidade a correlação da interação entre as variáveis, e da magnitude dos fatores de influência das variáveis sobre a resposta analisada.

Foram geradas ao total 10 superfícies de resposta para avaliar a área do sulco. Cada superfície foi formada pela combinação de duas variáveis, mantendo as outras três variáveis no nível 0 do planejamento composto central.

4.3.1.1 Corrente média de soldagem

A superfície gerada pelos efeitos da corrente de soldagem e velocidade de alimentação sobre a área deformada é apresentada na Figura 45.

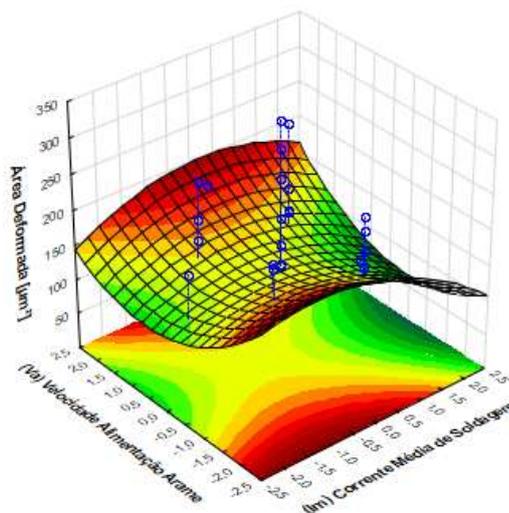


Figura 45 – Efeito da corrente de soldagem e da velocidade de alimentação do arame sobre a área deformada.
Fonte: autoria própria

Nesta superfície percebe-se que a corrente de soldagem (I_m) possui forma de “U” na sua influência sobre a área deformada. Mesmo que pontos centrais da corrente tendem a elevar a superfície de resposta, as grandes variações são geradas pela variável V_a – velocidade de alimentação do arame. Pontos axiais desta variável elevam a área deformada, enquanto os pontos centrais refletem uma menor deformação.

Os efeitos da variável corrente de soldagem versus: a corrente de aquecimento do gás de proteção, composição do gás de soldagem e velocidade de soldagem são apresentados na Figura 46.

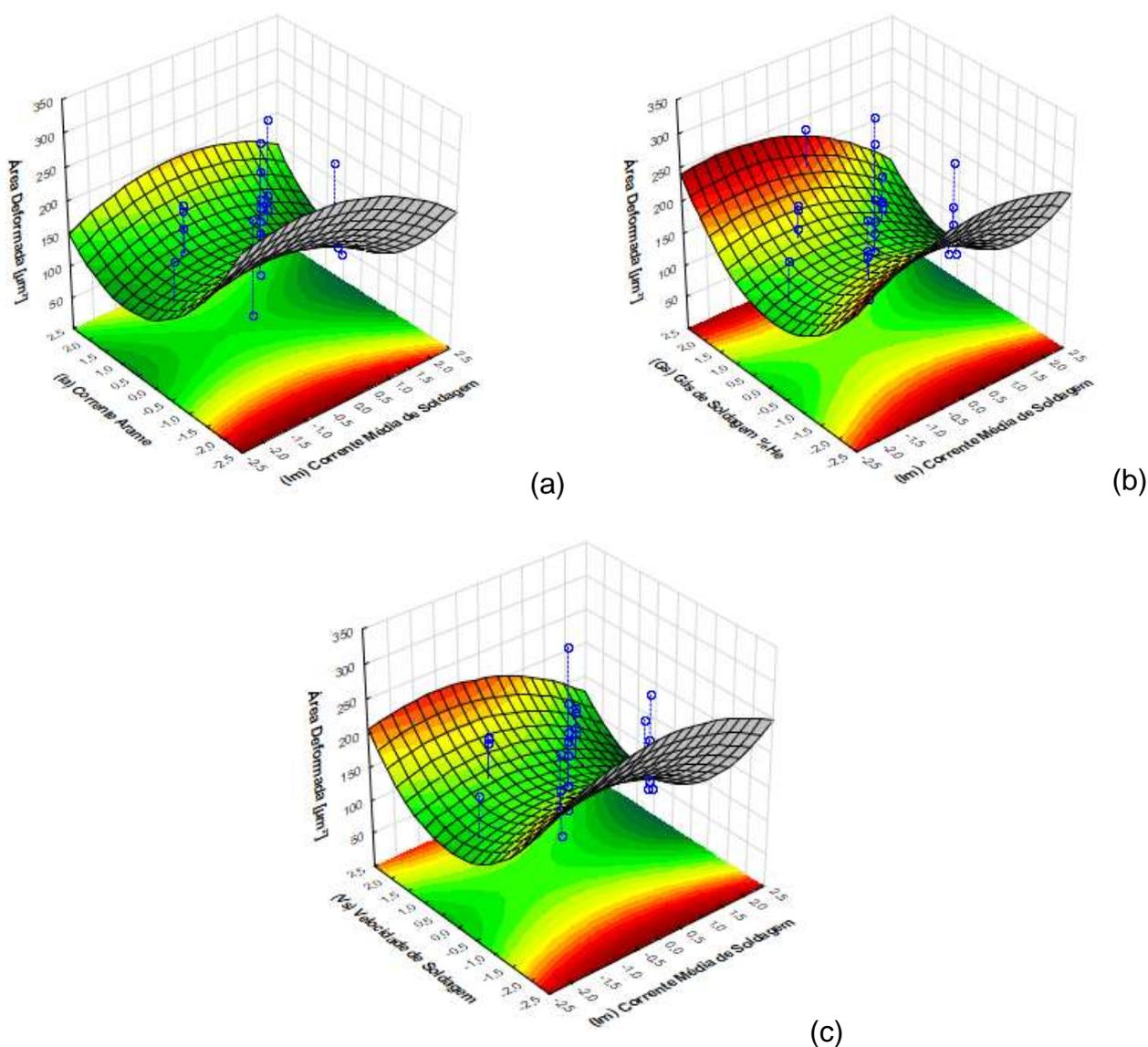


Figura 46 – Efeitos da corrente de soldagem (I_m) vs. (a) Corrente de aquecimento do arame (la); (b) Gás de soldagem (Gs); (c) Velocidade de soldagem (Vs)

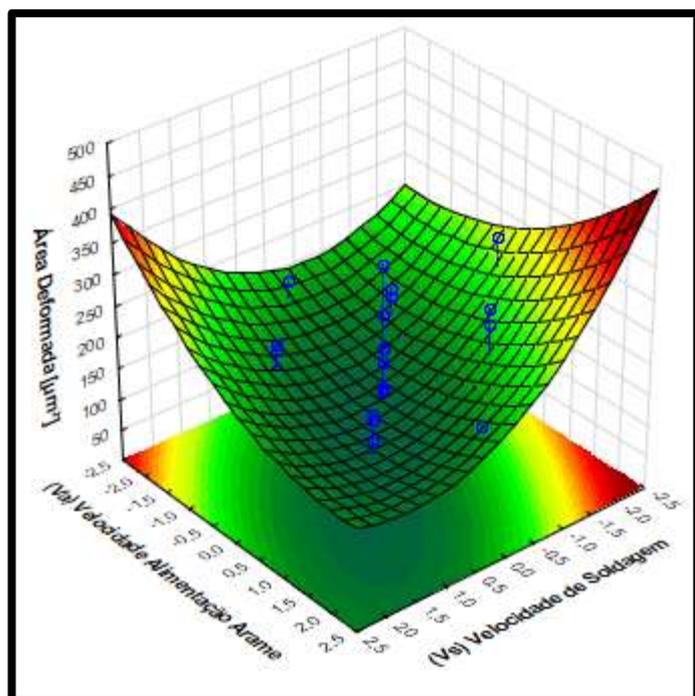
Fonte: autoria própria

A morfologia das superfícies geradas mostram que a corrente de soldagem possui uma característica semelhante quando avaliado frente a todas as outras variáveis de soldagem do processo. A superfície se mantém aproximadamente constante com a variação da corrente de soldagem, variando somente com o aumento ou redução dos níveis das outras variáveis. Este fenômeno confirma o que foi constatado no Diagrama de Pareto apresentado na Figura 36, em que a corrente de soldagem (I_m) possui uma das menores magnitudes dos efeitos sobre a resposta, tanto na forma linear como quadrática.

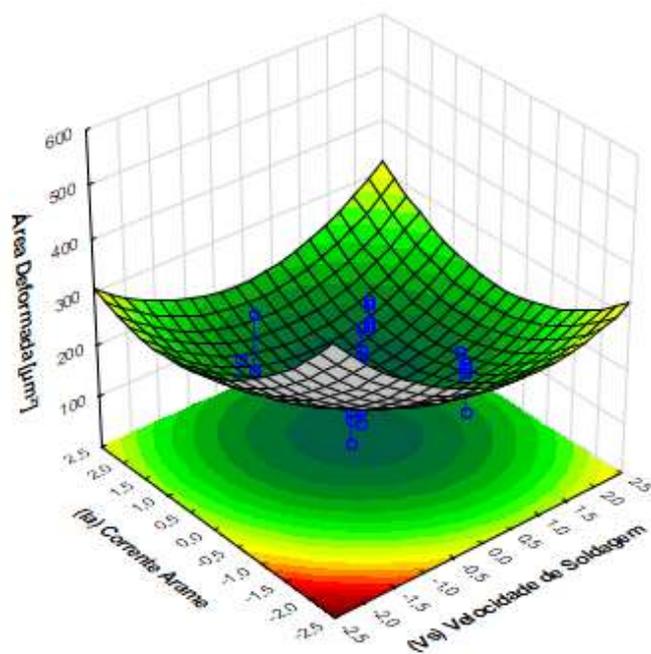
Nota-se, no entanto, que nos pontos axiais, a corrente de soldagem gera menores áreas deformadas. Apesar de os resultados de Sandhu, S. S. e Shahi, A. S. (2016) e Peng, D (2012) obterem aumento do desgaste com o aumento da corrente, o resultado deste trabalho vem de encontro com a conclusão de Kirchgasser, M.; Badisch, E.; Franek, F. (2006), que mostra que os revestimentos de uma camada são muito sensíveis à variações de corrente, e que podem inclusive obter redução do desgaste em resposta à elevações de corrente.

4.3.1.2 Velocidade de soldagem

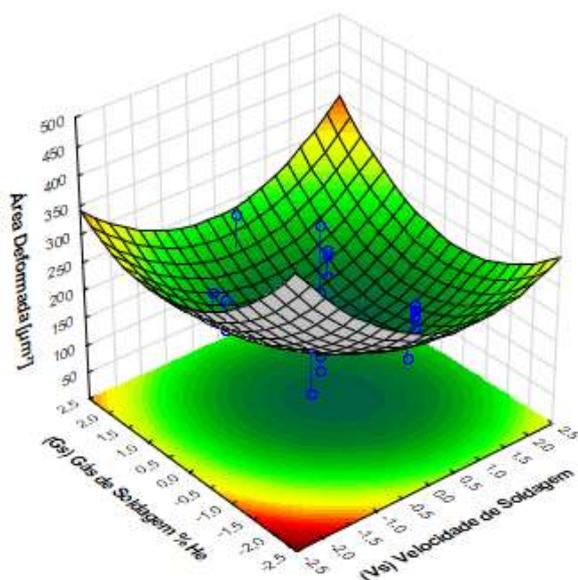
A verificação dos efeitos da velocidade de soldagem (V_s) junto à outras três variáveis: velocidade de alimentação do arame (V_a); corrente de aquecimento do arame (I_a) e gás de soldagem (G_s) é apresentado na Figura 47.



(a)



(b)



(c)

Figura 47 – Efeitos da velocidade de soldagem (I_m) vs. (a) Velocidade de alimentação do arame (V_a); (b) Corrente do arame (I_a); (c) Gás de soldagem (G_s)

Fonte: autoria própria

Ao analisar o Diagrama de Pareto de magnitude dos efeitos das variáveis, Figura 36, observa-se que a velocidade de soldagem é o fator de maior influência, quando utilizada em 2ª ordem, e dentre as variáveis de 1ª ordem é a segunda com maior influência, atrás apenas da corrente de aquecimento do arame.

Conforme (AWS, 1998), existe uma forte correlação entre as variáveis de velocidade de soldagem e velocidade de alimentação de arame, sendo consideradas análogas em muitos sentidos. A Figura 47 (a) apresenta justamente o efeito desta correlação, e por isso encontra-se destacada. De acordo com a superfície obtida, ao utilizar estas variáveis deve-se buscar sempre um equilíbrio, ou seja, o aumento de uma delas deve ser acompanhado do aumento da outra, e vice-versa, para se obter a menor deformação do material, com destaque para o ponto +1 fatorial para ambas as variáveis, que obtém a melhor relação. A forma obtida nesta resposta, se comparada com todas as outras superfícies vistas até agora, possui uma geometria diferente. Isto ocorre justamente por ela possuir alto grau de significância, como apresentado no Diagrama de Pareto Figura 36.

A Figura 48 apresenta a comparação entre o resultado obtido na geração da superfície de resposta entre V_s e V_a mostrado na Figura 47a e o resultado obtido no trabalho de Peng, D. (2012).

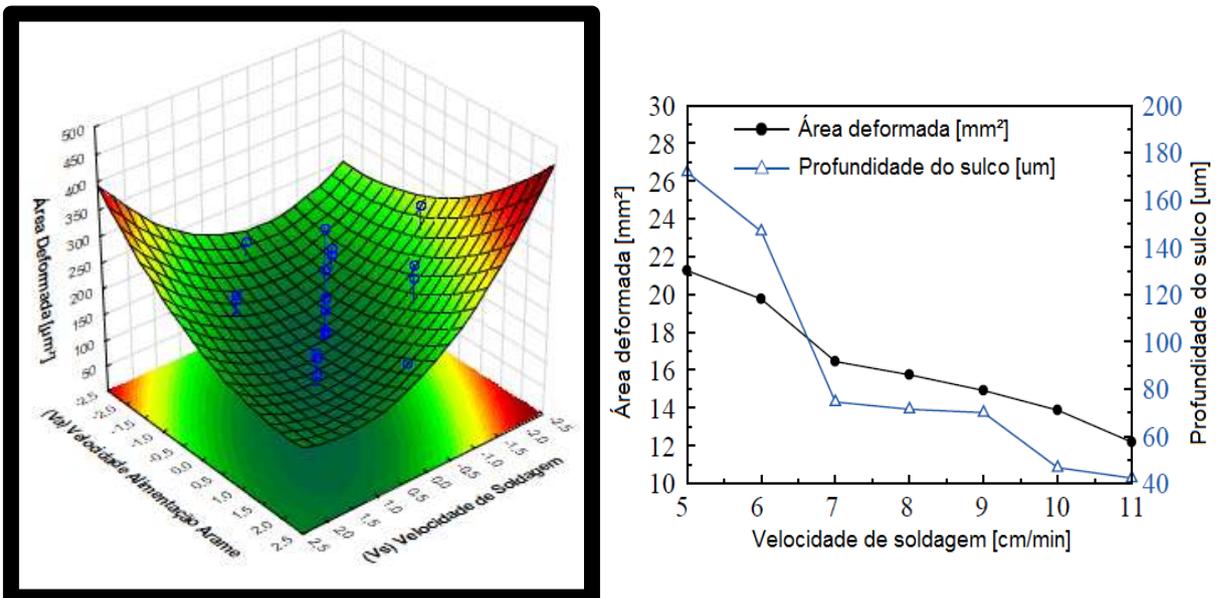


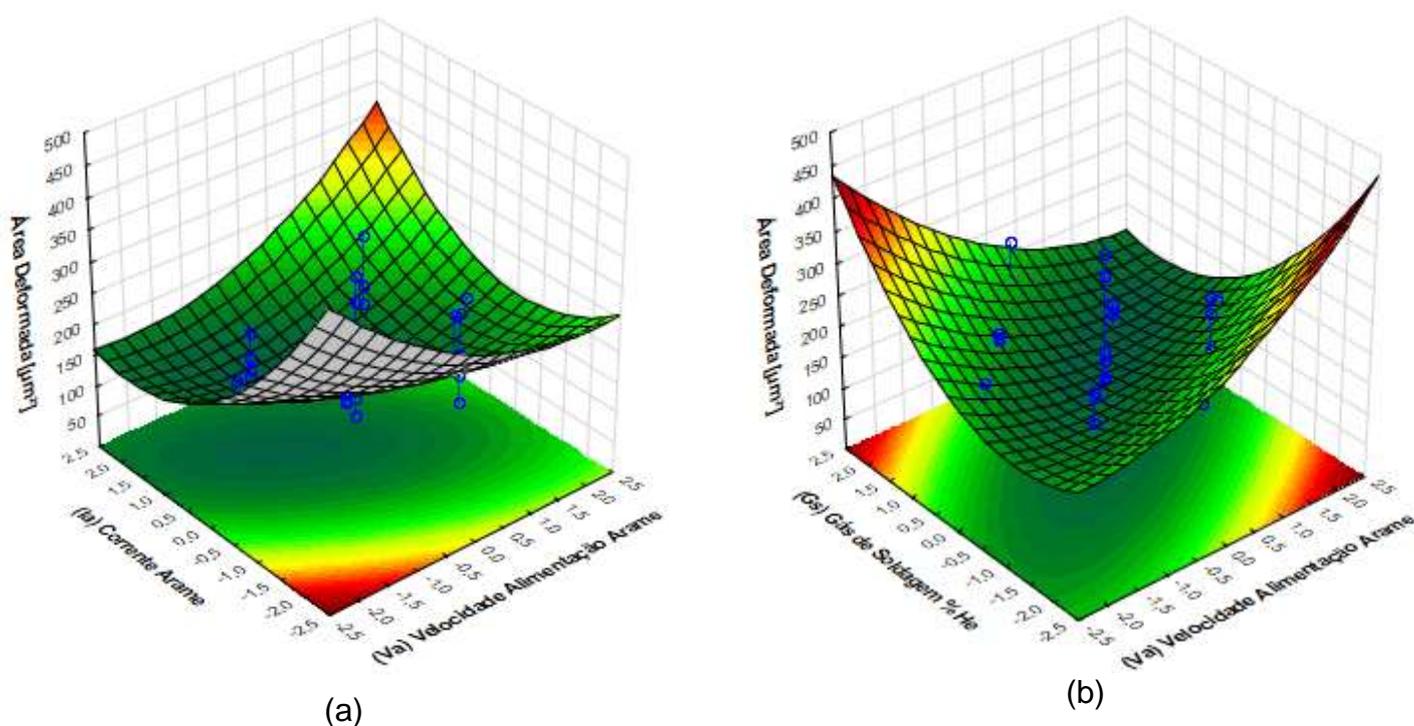
Figura 48 – Comparação entre resultado de V_a x V_s (Figura 47a) e o resultado obtido por PENG, D (2012) (Figura 17)

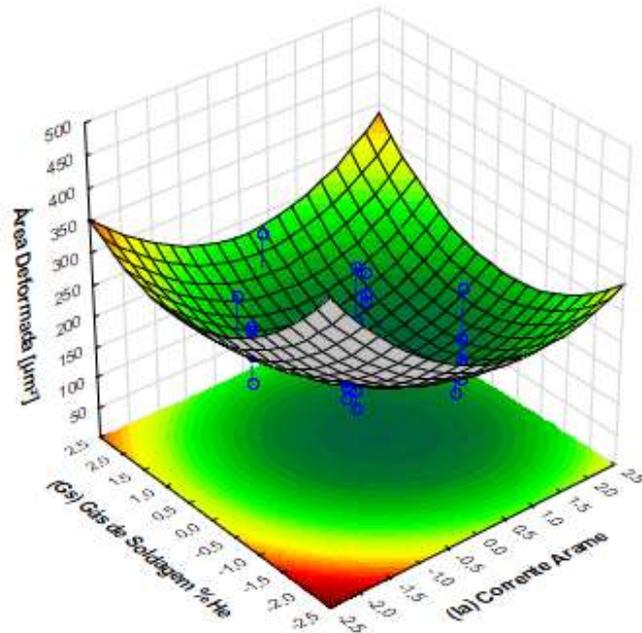
Ao analisar separadamente a velocidade de soldagem, é possível observar, que em ambos os trabalhos, a área deformada diminuiu com o aumento da velocidade.

As relações da velocidade de soldagem com a corrente de aquecimento do arame e com a composição do gás de soldagem apresentam menor grau de significância e comportamento semelhante. A utilização dos parâmetros de soldagem próximo aos pontos centrais geram as menores deformações. Nota-se também um elevado gradiente na morfologia das superfícies, principalmente próximo às regiões axiais, que mostram que a utilização dos parâmetros fora dos pontos centrais já muda drasticamente o resultado a ser obtido.

4.3.1.3 Velocidade de alimentação do arame, Corrente de aquecimento do arame e Gás de soldagem

As superfícies com os efeitos da velocidade de alimentação do arame versus a corrente de aquecimento do arame e versus o gás de soldagem, e a superfície com o efeito da corrente de aquecimento do arame versus o gás de soldagem são apresentadas na Figura 49.





(c)

Figura 49 - Efeitos da velocidade de alimentação do arame (V_a) vs. (a) Corrente do arame (I_a); (b) Gás de soldagem (G_s); (c) Gás de soldagem (G_s) x Corrente do arame (I_a)

Fonte: autoria própria

No gráfico de velocidade de alimentação do arame versus corrente do arame, Figura 49 (b), percebe-se que há uma forte correlação entre essas duas variáveis, o que é também confirmado pelo Diagrama de Pareto, Figura 36. A combinação destas duas variáveis tem o potencial de gerar valores muito elevados de deformação como valores reduzidos. O mesmo fenômeno acontece para a relação entre velocidade de alimentação do arame e o gás de soldagem, que é o fator de interação de variáveis de maior influência no resultado.

O efeito da corrente de aquecimento do arame versus o gás de proteção apresenta um comportamento no qual a adoção de níveis centrais para ambas as variáveis gera a superfície com os resultados mais desejados.

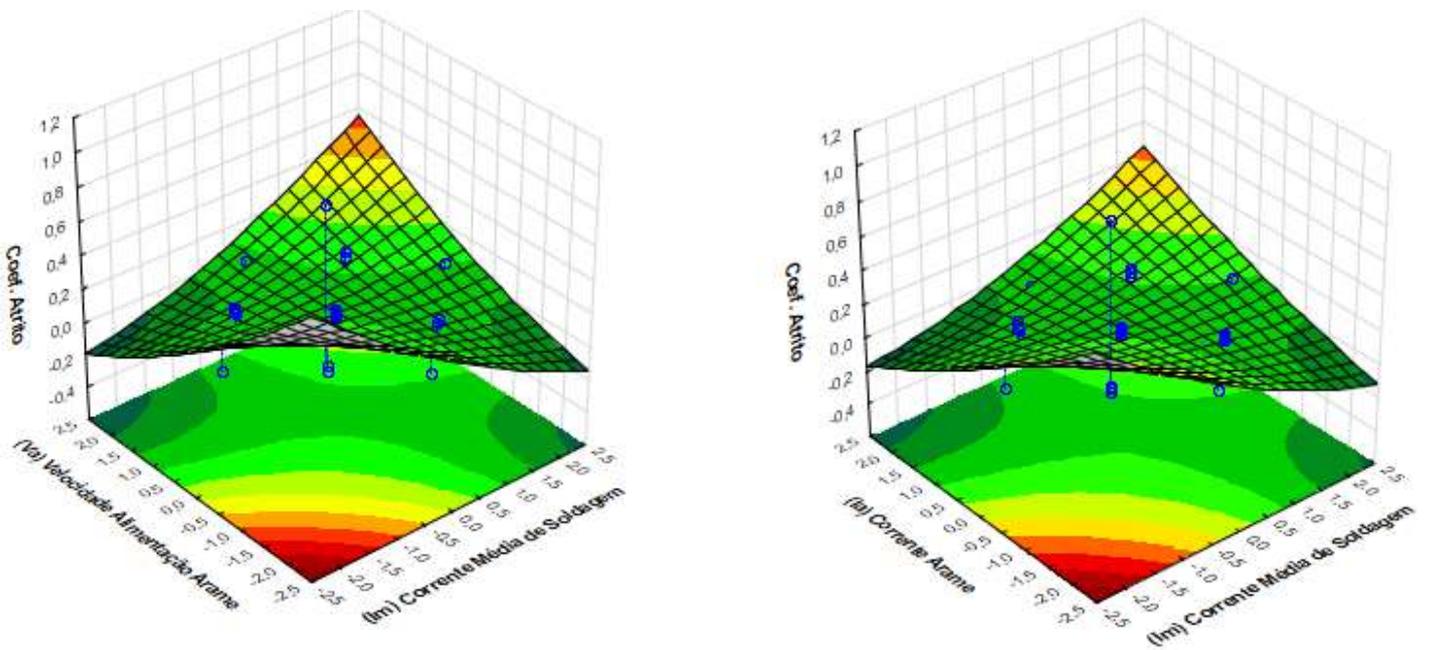
4.3.2 Coeficiente de atrito (Dsc)

Foram geradas superfícies de resposta como ferramenta de visualizar mais facilmente a influência das variáveis sobre o coeficiente de atrito. Foram geradas 10 superfícies ao todo, com a combinação de todas as variáveis duas a duas. Cada

superfície gerada manteve as outras variáveis no nível 0 do planejamento composto central.

4.3.2.1 Corrente média de soldagem

As superfícies geradas visando o efeito da corrente média de soldagem são apresentadas na Figura 50



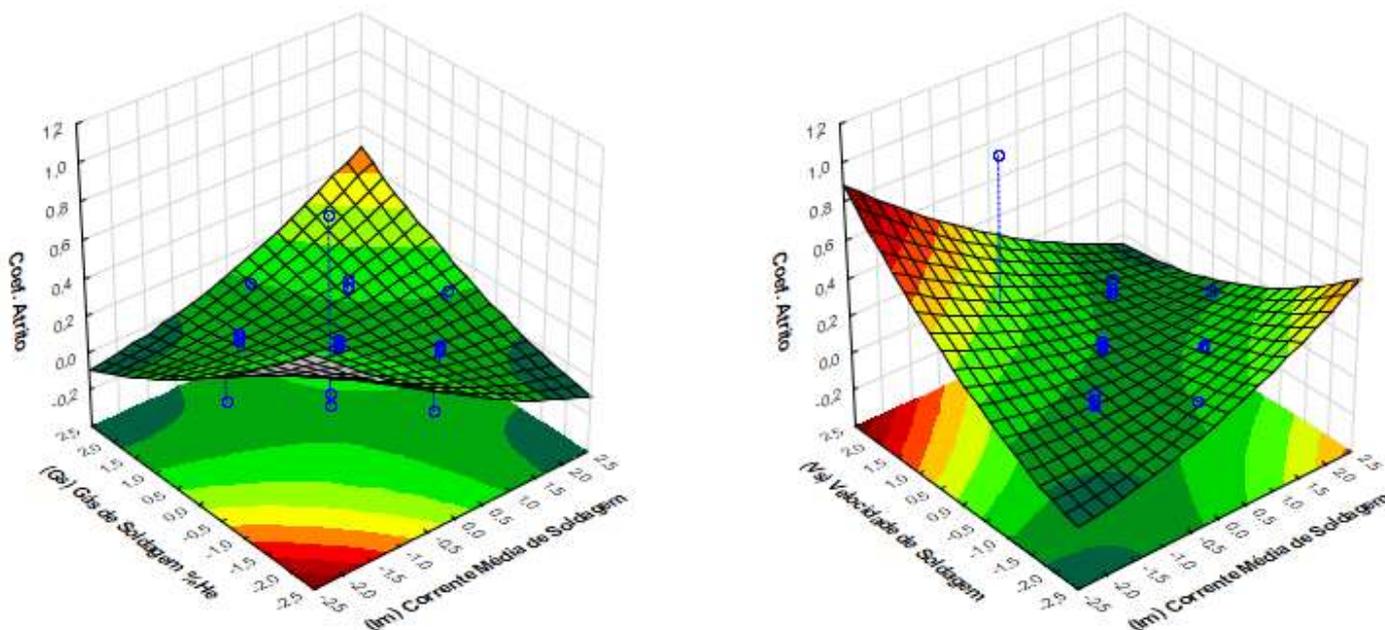


Figura 50 – Efeito da corrente de soldagem sobre o coeficiente de atrito
Fonte: autoria própria

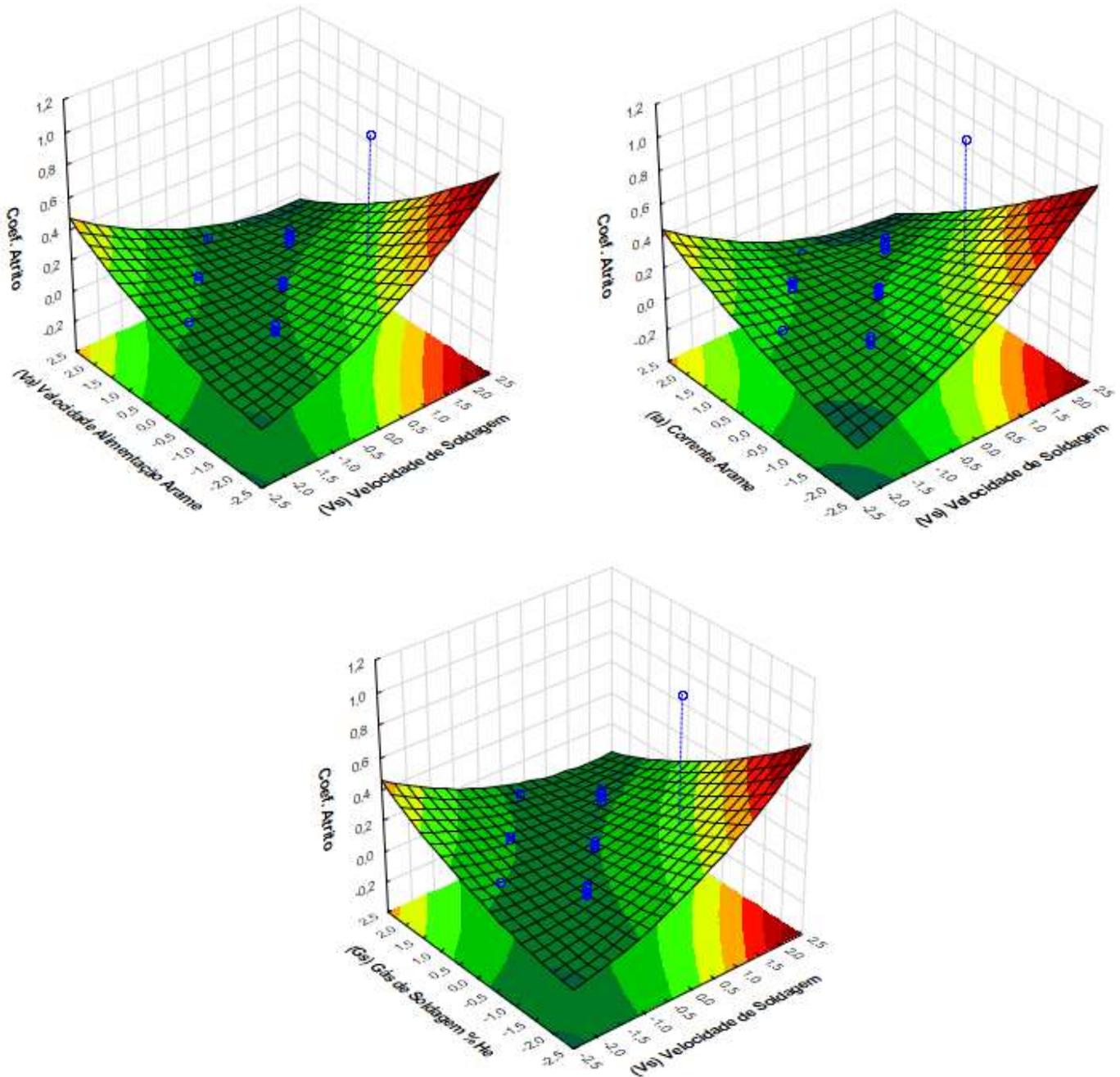
Conforme observado na Tabela 20, em que são apresentados a magnitude dos efeitos, a interação entre as variáveis possui grande importância, o que é verificado pela forma das superfícies geradas. Somente com a combinação entre as variáveis é possível alcançar valores mais reduzidos de coeficiente de atrito. Já determinadas combinações podem gerar valores muito mais elevados.

Todas as superfícies possuem em comum os pontos de mínimo próximo ao centro, o que leva a concluir que a corrente de soldagem deve estar mais longe dos níveis axiais para obter resultados desejados.

4.3.2.2 Velocidade de soldagem

Os efeitos da velocidade de soldagem são apresentados na Figura 51.

Figura 51 – Efeito da velocidade de soldagem sobre o coeficiente de atrito.



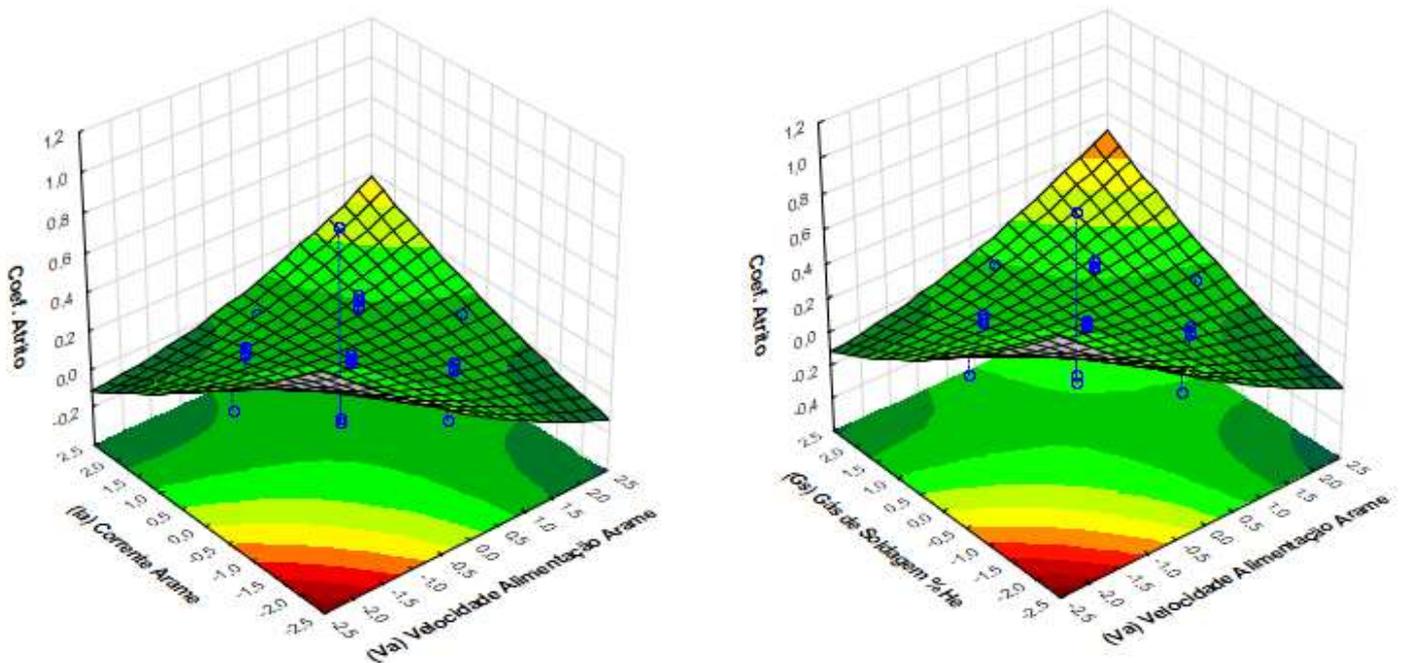
Fonte: autoria própria

As superfícies geradas mostram os resultados obtidos na literatura. Quando a velocidade de soldagem é aumentada, a velocidade de alimentação do arame e a corrente de soldagem devem aumentar para conseguir compensar o fornecimento de material à poça de fusão (YE, D.; HUA, X.; ZHANG, J., 2015), (ZHANG, G. J.; LENG,

X. S.; WU, L., 2006), (SIVA, K.; MURUGAN, N.; RAGHUPATHY, V.P. 2009), (AWS, 1998). Assim como no gás de proteção, em que o aumento no teor de He eleva o aporte térmico na poça de fusão, aumentando a taxa de fusão do material de adição.

4.3.2.3 Velocidade de alimentação do arame, Corrente de aquecimento do arame e Gás de soldagem

A forma geométrica das superfícies geradas, Figura 52, não poderia ser diferente das outras anteriores, com os valores de pico e de mínimos nos pontos axiais. Isto se deve ao forte efeito que as interações entre as variáveis possuem neste processo quando se analisa o coeficiente de atrito gerado.



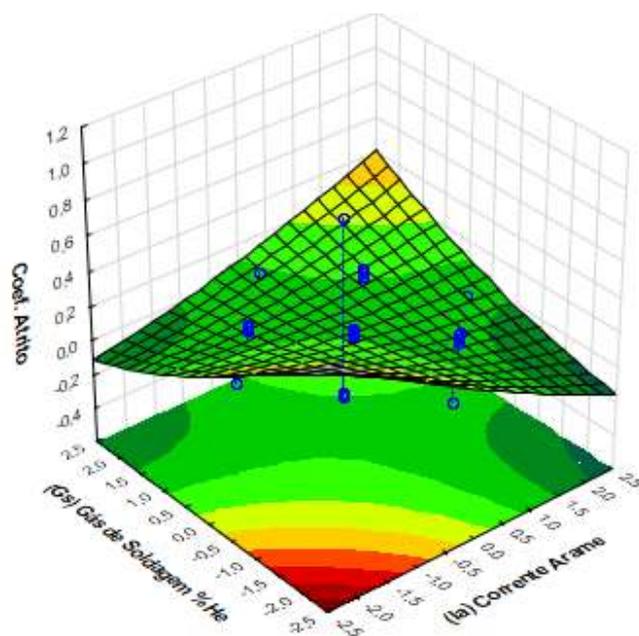


Figura 52 - Efeitos da velocidade de alimentação do arame (V_a) vs. (a) Corrente do arame (I_a); (b) Gás de soldagem (G_s); (c) Gás de soldagem (G_s) x Corrente do arame (I_a) sobre o coeficiente de atrito

Fonte: autoria própria

Segundo as superfícies geradas, ao aumentar a velocidade de alimentação do arame, Figuras 52 (a) e (b), deve-se diminuir ao máximo a corrente de aquecimento, e a proporção de He na mistura gasosa. Este fator faz com que o grau de diluição diminua, pois há mais material de adição sendo adicionado, e menos calor fornecido, que poderia fundir o metal de base e aumentar a diluição, de acordo com a literatura apresentada (YE, D.; HUA, X.; ZHANG, J., 2015), (ZHANG, G. J.; LENG, X. S.; WU, L., 2006), (SIVA, K.; MURUGAN, N.; RAGHUPATHY, V.P. 2009), (AWS, 1998).

A corrente do arame, Figura 52 (c), quando aumentada, deve ser acompanhada de redução no teor de He, para reduzir o aporte térmico e a diluição.

5 CONCLUSÕES

Os objetivos propostos neste trabalho foram alcançados. A influência das variáveis do processo de soldagem TIG alimentado com duplo arame quente na resistência ao desgaste de cordões de solda de Inconel 625 depositados sobre um substrato de aço AISI 4130 foram avaliados.

Os modelos matemáticos de predição de comportamento da superfície em relação à deformação superficial e ao coeficiente de atrito gerado durante um ensaio de riscamento apontaram a possibilidade de se obter área deformadas de somente 64 μm^2 .

Cada variável de soldagem teve a magnitude dos seus efeitos sobre as propriedades obtidos no cordão de solda avaliados.

Para a área deformada em ensaio de riscamento:

- Corrente de Soldagem (I_m) – Elevada sensibilidade sobre os resultados, preferencialmente deve ser utilizada nos pontos axiais.
- Velocidade de Soldagem (V_s) – Seu efeito é de grande influência no resultado, sendo utilizada preferencialmente nos pontos central e axiais.
- Velocidade de Alimentação do Arame (V_a) – Possui forte influência quando correlacionado com as variáveis V_s , V_a e G_s , porém não é possível determinar sua influência quando analisada de maneira independente.
- Corrente de Aquecimento do Arame (I_a) – Forte influência sobre o resultado, obtendo melhores propriedades quando utilizada nos pontos central e axiais.
- Gás de Soldagem (G_s) – Sua maior influência ocorre quando combinado com V_a . Maiores velocidades de alimentação de arame exigem maiores proporções de He na mistura, assim como menores velocidades de alimentação de arame exigem menor teor de He.

Para o coeficiente de atrito obtido em ensaio de riscamento:

O ponto mais importante a se observar é que para a determinação do coeficiente de atrito as variáveis não possuem tanta influência quando analisadas de forma independente. É nas interações entre as variáveis que ocorre as principais variações no resultado.

Este trabalho serve como base para auxiliar na busca pelo conjunto de valores para as variáveis de soldagem que propiciam as propriedades desejadas na resistência ao desgaste de componentes de extração de petróleo em águas profundas.

6 REFERÊNCIAS

ASM HANDBOOK, **Volume 18 – Friction, Lubrication, and Wear Technology**. ASM Internacional, 1993.

ASTM. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM G171-03. Standard Test Scratch Hardness of Materials Using a Diamond Stylus**. Estados Unidos, 2009.

AWS, AMERICAN WELDING SOCIETY - **Welding Handbook**, 8ª edição, Miami, American Welding Society. volume 4. parte 2. p. 621. 1998. Materials and Application.

BALDRIDGE, T.; POLING, G.; FOROOZMEHR, E.; et al. Laser cladding of Inconel 690 on Inconel 600 superalloy for corrosion protection in nuclear applications. **Optics and Lasers in Engineering**, v. 51, n. 2, p. 180–184, 2013.

BANOVIC, S. W.; DUPONT, J. N.; MARDER, A. R. Dilution and microsegregation in dissimilar metal welds between super austenitic stainless steel and nickel base alloys. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 7, n. 6, p. 374–383, 2002.

BERNS H., FISCHER A., KLEFF J. **Scratch tests on iron-, nickel- and cobalt-based alloys at elevated temperatures**. *Wear* 162–164 64: 585-589. 1993.

BLAU, P. J., **The Significance and use of the Friction Coefficient**. *Tribology International*, 2001. v 34, p. 585-591.

BLAU, P.J.; DeVORE, C.E.; **Sliding Friction and Wear Behaviour of Several Nickel Aluminide Alloys Under Dry And Lubricated Conditions**, *Trill. Int.*, 23 226-234, 1990.

BOLSHAKOV A.; PHARR G. M. **Influences of pileup on the measurement of mechanical properties by load and depth sensing indentation techniques**. *Journal of Materials Research*, v.134, n. 4, p. 1049-1058, 1998

BOOKER, J. D.; SWIFT, K. G. **Manufacturing Process Selection Handbook**. Estados Unidos. 2013.

BRACARENSE, A.Q.; **Processo de Soldagem TIG – GTAW**. 2000

BROWN, A. Weld overlay cladding – the solution to pump corrosion?. October, p. 50–53, 2005.

BROWN, A.; MANAGER, S.; RESOURCES, A. E. Increasing the life efficiency of oil and gas pumps. **World Pumps**, , n. October, p. 28–31, 2003. Disponível em: <www.worldpumps.com>. .

CHUNG, Y. C. **Magnified Sand Grains**. Disponível em: <<https://www.slideshare.net/changcy0326/magnified-sand-grains>>. Acesso em mar 2016.

DAVIS, J. R. **Surface Engineering for Corrosion and Wear Resistance**. ASM International. USA, 2001

DELGADO, L. C.; DUTRA, J. C. **Estudo e desenvolvimento do processo TIG com alimentação automática de arame**, 2000. UFSC.

DuPONT, J.N., LIPPOLD, J.C., KISER, S.D., *Welding Metallurgy and Weldability of Nickel-Base Alloys*, Ed. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, USA, 2009, 440p.

FRANCO JÚNIOR, A. R. **Obtenção De Revestimento Duplex Por Nitretação A Plasma E Pvd-Tin Em Aços Ferramenta AISI D2 E Aisi H13**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2003.

FRONIUS. **FPA9000 ETR. Operating Instructions. System Controller**. 2007

GERKEN J. M., **Gas Tungsten Arc Welding**. The Lincoln Electric Company. 1995

GJSENTINEL. **Salt Crystal US GOV**. 2016. Disponível em <<http://www.gjsentinel.com/blogs/images/120611%20SaltCrystaUSGOV.jpg>>. Acesso em 27 out 2016.

HENON, B. K. **Technical paper: Hot wire narrow groove welding and cladding with nickel-based alloys**. n. August, p. 20–23, 2010.

HENON, B. K.; ANGELES, L. **Advances in Automatic Hot Wire GTAW (TIG) Welding** | Arc Machines, Inc. , p. 1–7, 2014. Disponível em: <<http://www.arcmachines.com/news/case-studies/advances-automatic-hot-wire-gtaw-tig-welding>>.

HODGE, F. G. The history of solid-solution-strengthened Ni alloys for aqueous corrosion service. **JOM**, 2006.

JARVIS, B. L. **New Developments in Advanced Welding**. Capítulo 3. Woodhead Publishing Limited, Cambridge, Inglaterra. 2005

KIRCHGASNER, M.; BADISCH, E.; FRANEK, F. Influence of Welding Parameters on Microstructure and Abrasive Wear Behaviour of Synthetic Multiphase Materials. **Surface Modification Technologies**. Austria. 2006.

KORRAPATI, P. K.; AVASARALA, V. K.; BHUSHAN, M.; et al. Assessment of Mechanical Properties of PCGTA Weldments of Inconel 625. **Procedia Engineering**, v. 75, p. 9–13, 2014. Elsevier B.V.

KOSHY, P.; DIV, W.; MFG, J. OTC 4973 Alloy 625 Weld Cladding of Wellheads and Valves : Review of Dilution-Control Techniques and Weld Process Development. , 1985.

LIN, C. M. Relationships between microstructures and properties of buffer layer with Inconel 52M clad on AISI 316L stainless steel by GTAW processing. **Surface and Coatings Technology**, v. 228, p. 234–241, 2013. Elsevier B.V.

LU, K. Materials science. The future of metals. **Science (New York, N.Y.)**, v. 328, n. April, p. 319–320, 2010.

LUCAS, W. **TIG and Plasma Welding Process Technique. Handbook**. Abington Publishing, Cambridge, Inglaterra. 1990.

LV, S. X.; TIAN, X. B.; WANG, H. T.; YANG, S. Q. Arc heating hot wire assisted arc welding technique for low resistance welding wire. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 12, n. 5, p. 431–435, 2007.

MADADI, F.; ASHRAFIZADEH, F.; SHAMANIAN, M. Optimization of pulsed TIG cladding process of stellite alloy on carbon steel using RSM. **Journal of Alloys and Compounds**, v. 510, n. 1, p. 71–77, 2011. Elsevier B.V.

MARQUES, P. V.; MODENESE .P. J.; BRACARENSE A. Q. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia**. 2. ed. Minas Gerais: UFMG, 2007. 362 p.

MUNCASTER. P. W. **Practical TIG (GTA) Welding**. Abington Publishing, Cambridge, Inglaterra. 1991.

MYERS, R. H., **Response Surface Methodology**. Boston: Allyn and Bacon, Inc., 1971

NAGESH, D. S.; DATTA, G. L. Genetic algorithm for optimization of welding variables for height to width ratio and application of ANN for prediction of bead geometry for TIG welding process. **Applied Soft Computing**, v. 10, n. 3, p. 897–907, 2010.

NĚMEČEK, S.; FIDLER, L.; FIŠEROVÁ, P. Corrosion Resistance of Laser Clads of Inconel 625 and Metco 41C. **Physics Procedia**, v. 56, p. 294–300, 2014.

NETWELDING. **History if TIG (GTAW) Welding**. 2015. Disponível em: <http://www.netwelding.com/history_tig_welding.htm>. Acesso em 09 ago. 2015.

NORTHROP AIRCRAFT INC. Russel Meredith. **Welding Torch**. US Patent # US 2,274,631 A. 04 jan. 1941. Estados Unidos. Disponível em: <<https://www.google.com/patents/US2274631>>. Acesso em 14 jun. 2015

OTT, R. D.; BLUE, A.; SANTELLA, M. L.; BLAU, P. J.; **Tribological performance of a novel high wear resistant high Si Al–Si alloy weld overlay**. *Journal of Vacuum Science & Technology A* 19, 1399 (2001); doi: 10.1116/1.1339021

PALANI, P. K.; MURUGAN, N. Optimization of weld bead geometry for stainless steel claddings deposited by FCAW. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 190, n. 1-3, p. 291–299, 2007.

PATEL, S. J. A century of discoveries, inventors, and new nickel alloys. **Jom**, v. 58, p. 18–20, 2006.

PENG, K. et. al. **Mechanical properties and wear resistance of aluminum composite welded by electron beam.** Trans Nonferrous Met. Soc. China. 2011.

PENG, D. The effects of welding parameters on wear performance of clad layer with TiC ceramic. **Industrial Lubrication and Tribology.** China. 2012.

PEREPEZKO, J. H. The Hotter the Engine, the Better. **Science**, v. 326, n. November, 2009. Disponível em: <<http://www.sciencemag.org/content/326/5956/1068.full.pdf>>.

PESSOA, A. R. P.; DE MIRANDA, H. C.; FARIAS, J. P.; AGUIAR, W. M.; DE ASSIS FILHO, F. Seleção dos parâmetros através dos custos de soldagem para aplicação de revestimento com ligas de níquel depositadas pelo processo MIG/MAG. **Soldagem e Inspeção**, v. 16, n. 1, p. 71–78, 2011.

PETROBRAS. **Exploração e produção de petróleo e gás.** 2015. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br/pt/nossas-atividades/areas-de-atuacao/exploracao-e-producao-de-petroleo-e-gas/>>. Acesso em 07 mai. 2015.

PFINGSTAG, M. E.; MULLER, I. L.; SCHAEFFER, L. Avaliação em relação à corrosão-fadiga de juntas soldadas da liga Inconel 625. **Ciência & Tecnologia dos Materiais**, v. 22, n. 1, p. 65–70, 2010.

PINTAÚDE, G. **Análise dos regimes moderado e severo de desgaste abrasivo utilizando ensaios instrumentados de dureza.** 2002. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2002.

POHL, F; HARDES, C; THEISEN, W. **Scratch behavior of soft metallic materials.** AIMS Materials Science, 2016, 3(2): 390-403. doi: 10.3934/matersci.2016.2.390. Ruhr-Universität Bochum, Bochum, Germany. 2016.

RABINOWICZ, E. **Friction and wear of materials.** John Wiley and Sons. Estados Unidos. 1963.

REALUM. **Inconel 625 - Produtos.** 2015. Disponível em: <<http://www.realum.com.br/inconel2.php>>. Acesso em 12 ago. 2015.

ROBERGE, P. R. **Handbook of Corrosion Engineering.** 2000.

RODRIGUES, A.; LOUREIRO, A. Effect of shielding gas and activating flux on weld bead geometry in tungsten inert gas welding of austenitic stainless steels. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 10, n. 6, p. 760–765, 2005.

ROWE, M. D.; NELSON, T. W.; LIPPOLD, J. C. Hydrogen-Induced Cracking along the fusion boundary of dissimilar metal welds. **Welding Journal-supplement**, , n. February, p. 31–37, 1999.

SANDHU, S. S.; SHAHI, A. S. Metallurgical wear fatigue performance of inconel 625 weld claddings. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 233, p. 1-8. 2016.

SCHWEDERSKY, M. B.; DUTRA, J. C.; OKUYAMA, M. P.; GONÇALVES E SILVA, R. H. Soldagem TIG de elevada produtividade: Influência dos gases de proteção na velocidade limite para formação de defeitos. **Soldagem e Inspecao**, v. 16, n. 4, p. 333–340, 2011.

SHAKIL, M.; AHMAD, M.; TARIQ, N. H.; et al. Microstructure and hardness studies of electron beam welded Inconel 625 and stainless steel 304L. **Vacuum**, v. 110, p. 121–126, 2014. Elsevier Ltd.

SHI, C.; ZOU, Y.; ZOU, Z.; WU, D. Electromagnetic characteristic of twin-wire indirect arc welding. **Chinese Journal of Mechanical Engineering**, v. 28, n. 1, p. 123–131, 2014.

SIVA, K.; MURUGAN, N.; RAGHUPATHY, V.P. **Modelling, analysis and optimisation of weld bead parameters of nickel based overlay deposited by plasma transferred arc surfacing**. Computational Materials Science and Surface Engineering. 2009.

SILVA, C. C.; MIRANDA, E. C. DE; MOTTA, M. F.; MIRANDA, H. C. DE; FARIAS, J. P. Minimização de defeitos em revestimentos de superligas de níquel depositada pelo processo tig com alimentação de arame frio. **6 Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, v. 19, p. 323–332, 2011.

SMITH, L. Control of corrosion in oil and gas production tubing. **British Corrosion Journal**, v. 34, n. 4, p. 247–253, 1999.

SUN, Z.; KUO, M.; PAN, D. Twin-Wire Gas Tungsten Arc Cladding Offers Increased Deposition Rates. **WELDING JOURNAL -NEW YORK-**; **78, 10; 61-64**, p. 61–65, 1999.

TANG, J.; SHAO, Y.; ZHANG, T.; MENG, G.; WANG, F. Corrosion behaviour of carbon steel in different concentrations of HCl solutions containing H₂S at 90°C. **Corrosion Science**, v. 53, p. 1715–1723, 2011.

TESKE, M.; ALLENSTEIN, C.L.M.; MARTINS, F.; **Influência da Composição do Gás de Proteção na Resistência ao Impacto do Aço ASTM A516 Grau 70 Soldado pelo Processo GMAW**. COBEF. 2007.

VILARINHO, L. O. O arco TIG a 100 a e argônio puro e um arco especial? **Soldagem e Inspeção**, v. 14, n. 4, p. 353–357, 2009.

WAINER, E., BRANDI, S.D., HOMEM DE MELLO, F.D. **Soldagem: processos e metalurgia**. São Paulo: Edgard Blucher, 1992. 494 p.

XU X, VAN DER ZWAAG S, XU W. **The effect of martensite volume fraction on the scratch and abrasion resistance of a ferrite-martensite dual phase steel**. *Wear* 348–164 49: 80-88. 2016.

YE, D.; HUA, X.; ZHANG, J.; et al. Analysis of arc interference and welding stability in twin wire GMA welding. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 2015.

ZAHRANI, M. E.; ALFANTAZI, A. M. Molten salt induced corrosion of Inconel 625 superalloy in PbSO₄-Pb₃O₄-PbCl₂-Fe₂O₃-ZnO environment. **Corrosion Science**, v. 65, p. 340–359, 2012.

ZHANG, G. J.; LENG, X. S.; WU, L. Physics characteristic of coupling arc of twin-tungsten TIG welding. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)**, v. 16, p. 813–817, 2006.

ZHANG, G.; XIONG, J.; GAO, H.; WU, L. Effect of process parameters on temperature distribution in twin-electrode TIG coupling arc. **Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer**, v. 113, n. 15, p. 1938–1945, 2012. Elsevier.

ZHEN, X. et. al., **Effects of Si Content and Aging Temperature on Wear Resistance of Surfacing Layers Welded with 4043 Aluminum Welding Wires**. Rare Metal Materials and Engineering. 2016

ZHENG, S.; MIN, K.; DAYOU, P. **Twin Wire Gas Tungsten Arc Cladding**. , p. 1–9, 1999.