

CENTRO UNIVERSITÁRIO DA FEI

FELIPE ARAUJO DE QUEIROGA

**SOLDA A PONTO POR ATRITO E MISTURA EM JUNTAS SIMILARES DE AÇO
AO BORO 22MnB5**

São Bernardo do Campo

2022

FELIPE ARAUJO DE QUEIROGA

**SOLDA A PONTO POR ATRITO E MISTURA EM JUNTAS SIMILARES DE AÇO
AO BORO 22MnB5**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Centro
Universitário da FEI, como parte dos requisitos
necessários para obtenção do Título de Mestre
em Engenharia Mecânica, orientado pelo Prof.
Dr. Sérgio Delijaicov

São Bernardo do Campo

2022

Queiroga, Felipe Araujo de.

SOLDA A PONTO POR ATRITO E MISTURA EM JUNTAS
SIMILARES DE AÇO AO BORO 22MnB5 / Felipe Araujo de Queiroga.
São Bernardo do Campo, 2022.

149 f. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Delijaicov.

1. solda a ponto por atrito e mistura. 2. aço conformado a quente. 3.
fssw. I. Delijaicov, Sérgio, orient. II. Título.

Aluno(a): Felipe Araújo de Queiroga

Matrícula: 220308-1

Título do Trabalho: Solda a ponto por atrito e mistura em juntas similares de aço ao boro 22MnB5

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador(a): Prof. Dr. Sergio Delijaicov

Data da realização da defesa: 21/12/2022

ORIGINAL ASSINADA

Avaliação da Banca Examinadora:

A Banca Examinadora considerou o candidato aprovado.

A Banca Julgadora acima-assinada atribuiu ao aluno o seguinte resultado:

APROVADO ☒

REPROVADO ☐

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Sergio Delijaicov

Prof. Dr. Adalto de Farias

Profª Drª Ana Paola Villalva Braga

Aprovação do Coordenador do Programa de Pós-graduação

Prof. Dr. Rodrigo Magnabosco

Dedico esta obra à minha família por todo o apoio cedido e à minha esposa Karen pelo suporte e compreensão nos momentos de ausência

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais, Sebastião Martins de Queiroga e Francinete Araujo Martins por todo o suporte na minha jornada.

À minha esposa, dra. Karen de Souza do Prado, por todos os conselhos, instruções e auxílio nas horas difíceis e por toda a compreensão nos momentos de ausência.

Ao professor Sérgio Delijaicov, pelo comprometimento e por estar sempre de prontidão para me orientar e concluir o trabalho.

À Volkswagen do Brasil por apoiar o meu ingresso ao curso de mestrado e por dar acesso à recursos importantes para a realização do estudo.

À Amortemp Tratamentos Térmico Eireli por ter realizado os tratamentos térmicos das chapas metálicas.

Ao Laboratório de Estruturas Leves (LEL), localizado no Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT) de São José dos Campos, pelo trabalho realizado para obtenção dos pontos de solda por Friction Stir Spot Welding (FSSW).

À Luciano Xavier de Souza, por ter ajudado na obtenção das soldas ponto por resistências e por estar sempre disposto a ajudar.

Ao Centro de Laboratórios Mecânicos (CLM), da FEI, pela ajuda na realização das atividades referentes ao trabalho e pela celeridade de sempre para atendermos os objetivos.

Ao Instituto Mauá de Tecnologia pelo suporte para execução do trabalho.

RESUMO

A soldagem a ponto por atrito e mistura (FSSW), método de união no estado sólido que usa ferramenta não consumível, já se mostrou eficaz para a união de chapas de alumínio e vem como uma alternativa interessante ao método de soldagem por resistência (RSW). Com a crescente utilização de aços 22MnB5 conformados a quente na indústria automobilística, o método de FSSW pode ser justificado pois une as chapas ainda no estado sólido e, por isso, tem potencial de ajudar a evitar defeitos microestruturais como porosidade e microtrincas. Dado esse contexto, o objetivo deste trabalho foi estudar o FSSW em aços 22MnB5, propondo geometrias de ferramenta, cujo material é Nitreto Cúbico de Boro Policristalino (PCBN), e estudando a influência do diâmetro pino. Além disso, foram estudadas influências dos parâmetros de soldagem e verificada a viabilidade deste método na indústria automobilística. Para isso, foram utilizadas chapas do material proposto e as mesmas foram recortadas conforme geometria necessária para ensaios de arrancamento de solda. Após esse processo, as mesmas foram tratadas termicamente a fim de simular a dureza de uma chapa conformada a quente. Essas chapas então foram soldadas em uma máquina de FSW, utilizando os parâmetros que foram baseados na literatura. Os resultados mostraram que é possível alcançar níveis satisfatórios de resistência mecânica com o método de FSSW e que a combinação de altas velocidades de rotação com baixas velocidade de penetração podem aumentar a força de arrancamento, alongando a zona de mistura, assim como ampliar a vida útil da ferramenta, além de ser um método ambientalmente amigável. No entanto, no comparativo com o método de Solda Ponto por Resistência (RSW), o FSSW ainda leva desvantagem. Além de ter demonstrado menor resistência mecânica e um pior aspecto visual, o FSSW levou à quebra prematura das ferramentas, principal motivo pelo qual é necessário ainda evoluir com este método a fim de encontrar meios de aumentar a vida útil da ferramenta para um número aceitável de soldas até a falha.

Palavras-chave: solda a ponto por atrito e mistura; aço conformado a quente; FSSW

ABSTRACT

Friction stir spot welding (FSSW), a solid-state joining method that uses a non-consumable tool, has already proven to be effective for joining aluminum sheets and comes as an interesting alternative to the resistance spot welding (RSW) method. With the increasing use of hot stamped 22MnB5 steels in the automotive industry, the FSSW method can be justified as it joins the sheets still in the solid state and, therefore, has the potential to help prevent microstructural defects such as porosity and cracks. Given this context, the objective of this work was to study the FSSW in 22MnB5 steels, proposing tool geometries, whose material is Polycrystalline Cubic Boron Nitride (PCBN), and studying the influence of the pin diameter. In addition, influences of welding parameters were studied and the viability of this method in the automobile industry was verified. For this, sheets of the proposed material were used and they were cut according to the geometry required for weld pullout tests. After this process, they were thermally treated in order to simulate the hardness of a hot stamped steel. These sheets were then welded in a FSW machine, using the parameters that were based on the literature. The results showed that it is possible to achieve satisfactory levels of mechanical resistance with the FSSW method and that the combination of high rotation speeds with low penetration rates can increase the pullout force, lengthening the mixing zone, as well as extending the life of the tool, in addition to being an environmentally friendly method. However, compared to the Resistance Spot Welding (RSW), the FSSW still has disadvantages. In addition to having demonstrated lower mechanical resistance and a worse visual appearance, the FSSW led to premature tool breakage, the main reason why it is still necessary to evolve with this method in order to find ways to increase the tool life to an acceptable number of weldings to failure.

Palavras-chave: Friction stir spot welding; hot stamped steel; FSSW

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química das amostras de aço Usibor® da ArcelorMittal	59
Tabela 2 - Propriedades mecânicas do aço Usibor® da ArcelorMittal	59
Tabela 3 - Intervalos de parâmetros para FSSW em aço ao boro conformado a quente	69
Tabela 4 - Planejamento experimental com os parâmetros de entrada selecionados.	70
Tabela 5 – Levantamento de soldas realizadas e soldas não realizadas para ferramenta D6-H2.1	87
Tabela 6 – Levantamento de soldas realizadas e soldas não realizadas para ferramenta D6-H1.2	92
Tabela 7 – Variáveis de Resposta em função das variáveis independentes	106
Tabela 8 - Efeitos para estudo do efeito das variáveis independentes sobre a força axial.	107
Tabela 9 - Efeitos para estudo do efeito das variáveis independentes sobre o torque.	109
Tabela 10 – Valores máximos de arrancamento para ferramenta D3.6-H2.1	116
Tabela 11 – Valores máximos de arrancamento para ferramenta D3.6-H2.1	117
Tabela 12 - Efeitos para força de arrancamento máxima	118
Tabela 13 – Forças de Arrancamento para amostras soldadas por método de solda ponto por resistência	138

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Número de publicações relacionadas a: a) FSW e b) FSW e aplicações automotivas.	18
Figura 2 - Esquema do processo de soldagem por atrito.	21
Figura 3 - Características física do ponto de solda realizado por FSSW	22
Figura 4 - Geometria da ferramenta de FSSW	23
Figura 5 - Exemplos de formatos de ombros.	24
Figura 6 - Exemplos de formatos de pinos	26
Figura 7 - Desgaste em ferramenta de metal duro (liga WC–13 wt% Co) usada para FSSW em chapas de metal de baixo carbono: a) antes da solda, e depois de b) 100, c) 300 e d) 500 soldas.	27
Figura 8 - Força de arrancamento para duas ferramentas de metal duro em função do número de soldas FSSW em chapas de metal de baixo carbono.	27
Figura 9 - Variação da força axial em função da rotação da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si.	30
Figura 10 - Variação da força de arrancamento em função do tempo de permanência da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si.	30
Figura 11 - Variação da área de ligação em função da rotação da ferramenta para FSSW em alumínio AA6082-T6	31
Figura 12 - Variação da força de arrancamento em função da profundidade de penetração da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si	32
Figura 13 - Variação da zona de mistura em função da profundidade de penetração da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si	33
Figura 14 - a) Ângulo de interface representado por α b) Variação da força de arrancamento (TSFL) e ângulo de interface em função zona de mistura em função da profundidade de penetração da ferramenta para FSSW em alumínio 5182.	33
Figura 15 - Variação da força de arrancamento em função da rotação para a) penetração de ombro de 0,3 mm e b) penetração de ombro de 0,7 mm para FSSW em liga de alumínio 2024-T3.	34
Figura 16 - Variação da área de ligação em função da profundidade de penetração e diâmetro da ferramenta para FSSW em aço DP780.	35

Figura 17 - Variação da energia dissipada em função taxa de penetração da ferramenta para FSSW em alumínio 6061-T6.....	36
Figura 18 - Variação da microdureza em função da taxa de penetração da ferramenta para FSSW em alumínio 6111	37
Figura 19 - Variação força axial em função da taxa de penetração da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si.....	37
Figura 20 - Variação força de arrancamento em função do tempo de permanência da ferramenta para FSSW em aço DP780	39
Figura 21 - Variação da zona de mistura em função do tempo de permanência da ferramenta para FSSW em alumínio Série 6000	40
Figura 22 – Macro e micrografia típica de liga ZEK100 Mg no processo de FSSW em diferentes regiões – ZM (zona de mistura), ZTMA (zona termomecanicamente afetada) e ZTA (Zona termicamente afetada).....	41
Figura 23 - Macro e microestrutura típica de uma liga ZEK100 Mg em processo de FSSW ..	42
Figura 24 - Perfil de dureza no ponto de solda de alumínio 6061-T6 em processo de FSSW ..	44
Figura 25 – Mapeamento de microdureza de ponto de solda de FSSW para aço DP600	45
Figura 26 – Perfil de dureza de aço ao boro conformado a quente em ponto de solda realizado por FSSW	46
Figura 27 – Ponto de solda formado em processo de FSSW de alumínio 5754-O onde é visualizada a: a) Geometria de gancho b) largura das uniões formadas no ponto de solda e c) espessura efetiva da chapa superior	47
Figura 28 – a) Macroestrutura de ponto de solda produzido com FSSW em aço M190 e microestrutura da b) zona termomecanicamente afetada e c) material base	48
Figura 29 - a) Macroestrutura de ponto de solda produzido com FSSW em aço ao boro conformado a quente e microestrutura da b) zona termicamente afetada com característica de martensita e c) banda de ferrita na zona de mistura	49
Figura 30 – Microestrutura do ponto de solda produzido por FSSW em aço DP600 em diferentes regiões: a) metal base b) zona termicamente afetada c) zona termomecanicamente afetada e d) zona de mistura.....	50
Figura 31 – Variação da força para falha em ensaio de arrancamento em função da área de ligação da solda produzida por FSSW em aço DP600	51
Figura 32 – Carroceria de automóvel com aços conformados à quente.	52
Figura 33 – Modelos de Planejamento fatorial (a) e Central Composto (b).	54

Figura 34 – Fluxograma de trabalho.....	56
Figura 35 – Geometria das ferramentas de PCBN para FSSW: a) D3.6-H2.1 b) D6-H2.1 e c) D6-H1.2	58
Figura 36 – Configuração das chapas de aço 22MnB5 para a soldagem de FSSW	60
Figura 37 – Diagrama CCT de aço Usibor® da ArcelorMittal	61
Figura 38 – Máquina de martêmpera na região a) frontal b) posterior.....	62
Figura 39 – Estrutura para banho de sal na máquina de martêmpera.....	63
Figura 40 – Máquina de FSW, localizada no IPT de São José dos Campos	64
Figura 41 – Geometria da base de apoio para FSSW	65
Figura 42 – Geometria da base de fixação para FSSW	66
Figura 43 – Geometria de sujeitadores para FSSW	66
Figura 44 – Conjunto para fixação das chapas sobrepostas para FSSW	67
Figura 45 – Haste de fixação de ferramenta para FSSW	68
Figura 46 – Câmera térmica FLIR T450sc	71
Figura 47 – Máquina de Tração MTS 810.	72
Figura 48 – Equipamento de microscopia óptica ZEISS Axio Scope A1.	73
Figura 49 – Microscópio Eletrônico de Varredura Tescan Vega 4 LMS	74
Figura 50 – Microdurômetro Shimadzu HMV-2.....	75
Figura 51 - Microscópio óptico Olympus BX60MF5.	76
Figura 52 – Pinça de solda manual Düring modelo CB150.	77
Figura 53 – Variação da força axial e deslocamento da ferramenta em função do tempo. 1. Início da penetração do pino da ferramenta na chapa superior; 2. Primeiro pico de força axial causado pelo pino 3. Atrito do pino com chapa gera menor resistência; 4. Segundo pico de força axial causado pelo ombro; 5. Atrito do ombro com chapa gera menor resistência; 6. Tempo de permanência; 7. Ferramenta é recolhida	79
Figura 54 - Variação do torque e deslocamento da ferramenta em função do tempo. 1. Início da penetração do pino da ferramenta na chapa superior; 2. Primeiro pico de torque causado pelo pino; 3. Segundo pico de torque causado pela máxima projeção da ferramenta sobre a chapa superior; 4. Atrito do ombro com chapa gera menor resistência; 5. Tempo de permanência; 6. Ferramenta é recolhida	80
Figura 55 - Montagem da ferramenta D3.6-H2.1 em haste de fixação	81
Figura 56 - Quebra frágil da ferramenta D3.6-H2.1	82
Figura 57 - União de chapas em quarto ensaio com quebra frágil da ferramenta H3.6-H2.1 ..	82

Figura 58 – Variação da força axial e deslocamento da ferramenta D3.6-H2.1 em função do tempo para ensaio 5.	83
Figura 59 – Aspecto visual dos pontos de solda realizados com ferramenta D3.6-H2.1.	84
Figura 60 – Aspecto visual em vista lateral de pontos de solda produzidos em ensaios 10 e 11 com ferramenta D3.6-H2.1.	85
Figura 61 - Montagem da ferramenta D6-H2.1 em haste de fixação	86
Figura 62 – Variação da força axial em função do tempo para as ferramentas D6-H2.1 e D3.6-H2.1 em ensaio 9	88
Figura 63 - Variação do torque em função do tempo para as ferramentas D6-H2.1 e D3.6-H2.1 em ensaio 9	89
Figura 64 - Aspecto visual dos pontos de solda realizados com ferramenta D6-H2.1.	90
Figura 65 – Ferramenta D6-H1.2	90
Figura 66 – Soldagem sem sucesso realizada com ferramenta D6-H1.2.	91
Figura 67 - Aspecto visual dos pontos de solda realizados com ferramenta D6-H1.2.	93
Figura 68 – Variação da força axial em função do tempo para ferramentas D3.6-H2.1, D6-H2.1 e D6-H1.2 em ensaio 5.	93
Figura 69 - Variação do torque em função do tempo para ferramentas D3.6-H2.1, D6-H2.1 e D6-H1.2 em ensaio 5.	94
Figura 70 – Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 para diferentes rotações, taxas de penetração iguais	95
Figura 71 – Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 para diferentes rotações, taxas de penetração iguais.	96
Figura 72 - Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D6-H2.1 para diferentes rotações, taxas de penetração iguais.	97
Figura 73 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 em diferentes rotações, taxas de penetração iguais.	98
Figura 74 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 em diferentes rotações, taxas de penetração iguais.	99
Figura 75 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D6-H2.1 para diferentes rotações, taxas de penetração iguais	99
Figura 76 - Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 para taxas de penetração, rotações iguais.	100

Figura 77 - Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 em diferentes taxas de penetração, rotações iguais	101
Figura 78 - Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D6-H2.1 em diferentes taxas de penetração, rotações iguais	102
Figura 79 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 em diferentes taxas de penetração, rotações iguais.	103
Figura 80 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D6-H2.1 em diferentes taxas de penetração para mesma rotação	104
Figura 81 – Variação da força axial e do torque em função do tempo para diferentes tempos de permanência em rotação e velocidade de penetração iguais (ferramenta D3.6-H2.1)	105
Figura 82 – Gráfico de Pareto para análise de efeitos na força axial.	107
Figura 83 - Superfície de resposta para força axial em relação à rotação e velocidade de penetração	108
Figura 84 – Gráfico de Pareto para análise de efeitos no torque.	110
Figura 85 - Superfície de resposta para força axial em relação à rotação e velocidade de penetração.....	110
Figura 86 – a) Montagem do dispositivo com chapas e b) quadro de filmagem de câmera térmica durante soldagem.	111
Figura 87 - Gradiente de temperatura nos instantes iniciais de soldagem – Comparativo de ferramentas	112
Figura 88 - Gradiente de temperatura nos instantes iniciais de soldagem para ferramenta D3.6-H2.1 – variação de velocidade de rotação	113
Figura 89 - Gradiente de temperatura nos instantes iniciais de soldagem para ferramenta D6-H2.1 – variação de velocidade de rotação	114
Figura 90 - Gradiente de temperatura nos instantes iniciais de soldagem para Ferramenta D6-H2.1 – Variação de Velocidade de Penetração.....	115
Figura 91 – Superfície de resposta para força de arrancamento em relação à rotação e velocidade de penetração	119
Figura 92 – A) Influência da rotação na força de arrancamento para velocidade de penetração 0,80 m/s e tempo de permanência de 4 s. B) Influência da rotação na força de arrancamento para velocidade de penetração 0,80 m/s e tempo de permanência de 8 s.	120

Figura 93 - A) Influência da velocidade de penetração na força de arrancamento para rotação de 1000 rpm e tempo de permanência de 4 s. B) Influência da velocidade de penetração na força de arrancamento para rotação de 1000 rpm e tempo de permanência de 8 s	121
Figura 94 - Superfície de resposta para força de arrancamento em relação à rotação e tempo de permanência.....	122
Figura 95 - A) Influência do tempo de permanência na força de arrancamento para rotação de 1800 rpm e velocidade de penetração de 0,8 mm/s. B) Influência do tempo de permanência na força de arrancamento para rotação de 1800 rpm e velocidade de penetração de 2,0 mm/s. .	122
Figura 96 - A) Influência do tempo de permanência na força de arrancamento para rotação de 1000 rpm e velocidade de penetração de 0,8 mm/s. B) Influência do tempo de permanência na força de arrancamento para rotação de 1000 rpm e velocidade de penetração de 2,0 mm/s. .	123
Figura 97 - Influência da ferramenta na força de arrancamento em função da rotação.	125
Figura 98 – Micrografia do ensaio 16C_2 com ferramenta D3.6-H2.1.	126
Figura 99 - Micrografia da MB – Aumento de 200x.....	127
Figura 100 - Imagem obtida por MEV na MB – Aumento de 5000x.	128
Figura 101 - Micrografia da ZTA – Aumento de 200x.	129
Figura 102 - Imagem obtida por MEV na ZTA – Aumento de 5000x.....	130
Figura 103 - Micrografia da ZTMA – Aumento de 200x.....	131
Figura 104 - Imagem obtida por MEV na ZTMA – Aumento de 5000x.	132
Figura 105 – Micrografia da ZM – Aumento de 500x.	133
Figura 106 – Imagem obtida por MEV na ZM – Aumento de 5000x.	134
Figura 107 – Quebra da amostra 6 a partir do gancho em ensaio de arrancamento.	135
Figura 108 – Quebra da amostra 8 a partir do gancho em ensaio de arrancamento.	136
Figura 109 – Perfil de microdureza para ponto de solda obtido de ensaio 16(C) com ferramenta D3.6-H2.1 por FSSW	137
Figura 110 – Micrografia com destaque para região onde foi medida a microdureza Vickers.	137
Figura 111 - Forças de arrancamento máximas para os diferentes métodos de soldagens realizados neste trabalho.....	139

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

American Welding Society (AWS)
Continuous Cooling Transformation (CCT)
Centro de Laboratório Mecânicos (CLM)
Comando numérico computacional (CNC)
Design of Experiments (DOE)
Electric resistance spot welding (ERSW)
Friction Stir Spot Welding (FSSW)
Friction Stir Welding (FSW)
Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT)
Laboratório de Estruturas Leves (LEL)
Microscópio eletrônico de varredura (MEV)
Nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN)
Nitreto de Silício (Si_3N_4)
Resistance Spot Welding (RSW)
The Welding Institute (TWI)
Zona de Mistura (ZM)
Zona Termicamente Afetada (ZTA)
Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
2	OBJETIVOS	20
2.1	Objetivos Específicos	20
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
3.1	<i>Friction Stir Spot Welding (FSSW)</i>	21
3.2	Ferramenta de FSSW	22
3.2.1	Ombro da Ferramenta	23
3.2.2	Pino da Ferramenta	24
3.2.3	Materiais e Desgaste de Ferramenta	26
3.3	Parâmetros de Processo	29
3.3.1	Velocidade de Rotação da Ferramenta	29
3.3.2	Profundidade de Penetração da Ferramenta	32
3.3.3	Taxa de Penetração da Ferramenta	35
3.3.4	Tempo de Permanência da Ferramenta	38
3.4	Macro e Microestrutura no FSSW	41
3.4.1	Macroestrutura	41
3.4.2	Microestrutura	42
3.5	Propriedades Mecânicas	44
3.5.1	Microdureza	44
3.5.2	Resistência ao Arrancamento	46
3.6	FSSW em Aços	47
3.7	Aço 22MnB5	51
3.8	Design of Experiments (DOE)	53
3.8.1	Delineamento Central Composto	54
4	MATERIAIS E MÉTODOS	56

4.1	Ferramentas	56
4.2	Material das chapas	58
4.3	Métodos	60
4.3.1	Corpos de prova	60
4.3.2	Tratamento Térmico	60
4.3.3	Equipamento de Soldagem de FSSW	63
4.3.4	Base de fixação	64
4.3.5	Haste para Fixação de Ferramenta	67
4.3.6	Planejamento Experimental	68
4.3.7	Temperatura	70
4.3.8	Ensaio de Arrancamento	71
4.3.9	Microscopia Óptica	72
4.3.10	Microscopia Eletrônica de Varredura	73
4.3.11	Microdureza	74
4.3.12	Soldagens por Resistência	76
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	78
5.1	Variáveis de Resposta	78
5.2	Comportamento das Ferramentas	81
5.2.1	Ferramenta D3.6-H2.1	81
5.2.2	Ferramentas D6-H2.1 e D6-H1.2	85
5.3	Parâmetros de Processo	94
5.3.1	Rotação	94
5.3.2	Taxa de Penetração	100
5.3.3	Tempo de Permanência	104
5.3.4	DOE para Análise das Variáveis de Resposta	105
5.4	Gradientes de Temperatura	111
5.5	Ensaio de Arrancamento	115

5.5.1	Influência da Ferramenta na Força de Arrancamento	124
5.6	Microestrutura	125
5.6.1	Material Base	127
5.6.2	Zona Termicamente Afetada	128
5.6.3	Zona Termomecanicamente Afetada.....	131
5.6.4	Zona de Mistura.....	132
5.6.5	Modo de Falha	135
5.7	Microdureza	136
5.8	Comparativo entre FSSW e RSW	138
6	CONCLUSÕES	140
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	142

1 INTRODUÇÃO

Nos últimos 15 anos houve um grande progresso no desenvolvimento do *Friction Stir Spot Welding* (FSSW), processo de soldagem feito com o uso de uma ferramenta rotativa que gera a união de materiais por ponto de solda, através do atrito e da mistura dos mesmos. O avanço deste método de soldagem o levou a se tornar uma alternativa interessante ao método de soldagem por resistência (*Resistance Spot Welding*, RSW), mais utilizado na indústria automobilística para diferentes tipos de aços (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

Com as constantes evoluções de legislações e órgãos de consumidores, que estão cada vez mais exigentes no que diz respeito à segurança automotiva, combinadas à necessidade de reduzir o peso dos veículos para diminuir o consumo de combustível e atender às demandas ambientais, as montadoras vêm utilizando cada vez mais aços de alta resistência. Este tipo de aço une o uso de menor quantidade de material com uma grande capacidade de absorção de energia, e contribui para manter o habitáculo dos passageiros íntegros.

Já se mostrou que o método de FSSW foi aplicado com sucesso em ligas de alumínio. Ao longo dos anos, também se obteve sucesso ao soldar aços de alta resistência como DP600, DP800 usando o FSSW, e isso sugere que este método de soldagem tem potencial para aplicação em aços conformados a quente, que possuem uma classe de resistência superior (FENG et al., 2005; KYFFIN et al., 2006). Ademais, é um processo ambientalmente amigável por não utilizar materiais de adição e ter boa eficiência energética (CAMPANELLI; DE ALCÂNTARA; DOS SANTOS, 2011). Contudo, a aplicação em aços de alto carbono com ultra resistência ainda não evoluiu como em outros materiais devido às cargas maiores de penetração da ferramenta e às altas temperaturas associadas (THOMAS; THREADGILL; NICHOLAS, 1999).

Na Figura 1a é possível observar que existe uma tendência crescente no uso da soldagem por fricção (*Friction Stir Welding*, FSW) em aço nas duas últimas décadas. Embora o Brasil esteja entre os dez países que mais publicaram na área, ele ocupa a nona posição, enquanto países como EUA, Índia e Japão lideram a publicação nesta área. Com relação aos trabalhos que mencionam o uso da soldagem por atrito em aplicações automotivas (Figura 1b), observa-se que o número de resultados é significativamente inferior, visto que produtividade e custo são o que motivam a indústria automobilística e é o que falta evoluir nos estudos de FSW, o que demonstra a importância de estudos de soldagem por atrito para aços com aplicação automotiva, representada pelo importante aumento no número de trabalho publicados nos últimos anos.

Figura 1 - Número de publicações relacionadas a: a) FSW e b) FSW e aplicações automotivas.

Fig. 1a - Número de publicações relacionadas a FSW

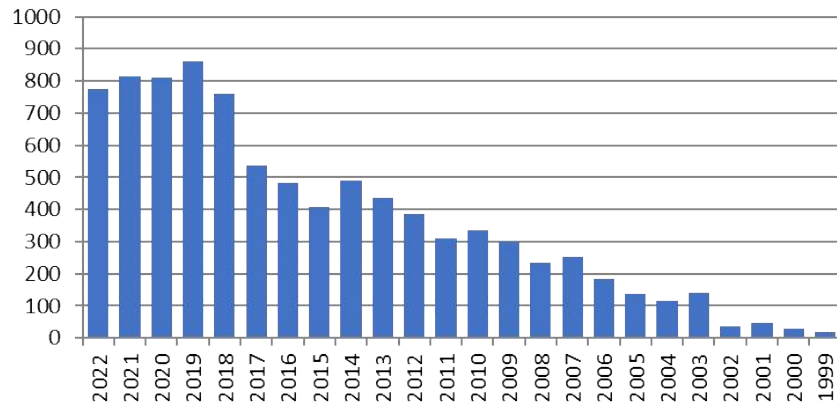
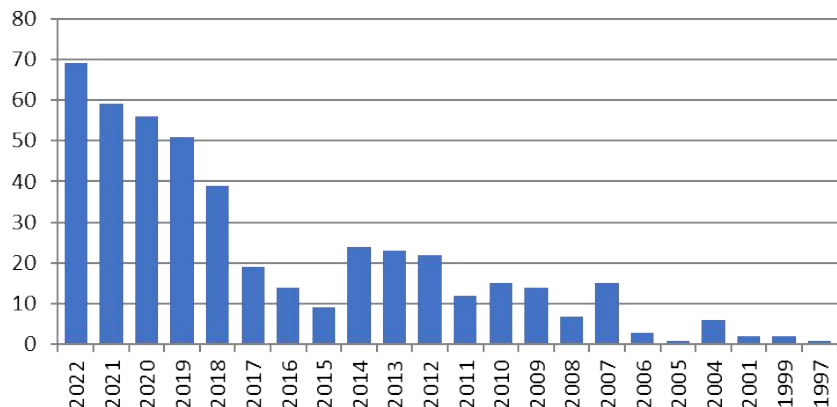


Fig. 1b - Número de publicações relacionados a FSW e aplicações automotivas



Nota: Dados obtidos de acordo com uma busca realizada na base *Web of Science* em 16 de janeiro de 2023 com os termos “*Friction Stir Weld**” OR “*FSW*” AND “*steel*” e posterior adição dos termos “*automo**” à pesquisa, respectivamente.

Fonte: Autor

No método de soldagem por resistência, por fundir o material e resfriá-lo, são formadas microestruturas frágeis no ponto de solda (CORTÉZ; VALDÉS; TREVIÑO, 2009). O FSSW, por outro lado, tem a vantagem de trabalhar em temperaturas abaixo do ponto de fusão dos materiais selecionados e, por conta disso, minimiza problemas vinculados à solidificação, porosidade, distorção térmica e microtrincas. Isso resulta em uma força de soldagem igual ou superior à da soldagem por resistência (KHAN et al., 2007).

Hovanski et al. (2007) mostraram que é possível a aplicação de FSSW para aços 22MnB5 conformados a quente. Nos automóveis, peças como soleira, coluna A e coluna B são algumas em que aços conformados a quente de 22MnB5 são utilizados por conta de sua resistência superior (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007). A aplicação do FSSW para essas

regiões, que geralmente sofrem maior solicitação em ensaios de *crash test* se justifica pois, métodos de uniões no estado sólido podem ser importantes para aços com alto teor de liga a fim de manter as características microestruturais do ponto (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007).

Com base nisso, busca-se estudar com maior profundidade este método para aços conformados a quente, entender sua viabilidade e, por fim, propor possíveis melhorias no processo.

2 OBJETIVOS

Este trabalho teve como objetivo analisar o efeito dos parâmetros e das diferentes geometrias de ferramenta nas propriedades de união de chapa do aço 22MnB5 tratado termicamente, obtidas por FSSW.

2.1 Objetivos Específicos

Os objetivos específicos foram:

- a) Avaliar como os parâmetros de soldagem podem influenciar na vida útil da ferramenta;
- b) Analisar como os parâmetros de soldagem influenciam na resistência mecânica do ponto de solda.
- c) Avaliar a influência do diâmetro de pino da ferramenta no ponto de solda;
- d) Avaliar a influência do comprimento do pino da ferramenta no ponto de solda;
- e) Caracterizar a microestrutura e resistência mecânica do ponto de solda realizado com o método FSSW usando as diferentes geometrias de ferramentas propostas;
- f) Comparar os resultados obtidos por FSSW com o método de soldagem por resistência;
- g) Verificar se o FSSW em aços conformados a quente é tecnicamente viável de ser implementado na indústria automobilística para aplicações específicas.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

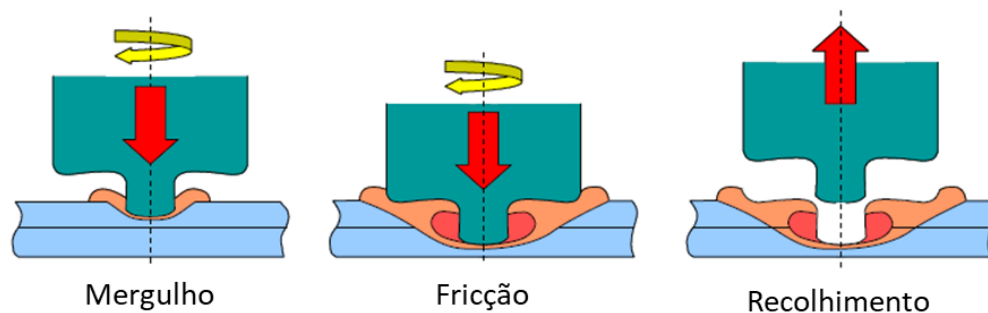
3.1 *Friction Stir Spot Welding (FSSW)*

O *Friction Stir Spot Welding* é um processo de união realizado em fase sólida que utiliza ferramenta não consumível e surgiu em 1991, patenteado no *The Welding Institute* (TWI), em Abbingdon, Reino Unido (THOMAS et al., 1991). Essa tecnologia foi utilizada inicialmente em alumínio por conta das particularidades complexas de soldá-los com técnicas que envolvem fusão (SHEN; DING; GERLICH, 2020) e foi implementada pela indústria automotiva, aeroespacial, ferroviária de alta velocidade e naval.

Os materiais soldados por esse processo sofrem deformações plásticas a altas temperaturas, criando uma zona de solda que consiste em extrusão gerada pela força de compressão da ferramenta sobre a peça. Além disso, é gerada uma microestrutura forjada ao invés de solidificada, produzida por métodos de soldagem por fusão (LIU; MA, 2008; SU et al., 2003).

Para realizar a soldagem por este método, é realizado o mergulho de uma ferramenta cilíndrica não consumível, que possui uma geometria de pino em sua extremidade sobre duas chapas sobrepostas, como ilustrado na Figura 2. Abaixo das chapas, utiliza-se uma bigorna como suporte. Ao mergulhar, a ferramenta exerce uma força axial e simultaneamente gira ao encontrar o material. Neste momento, o pino penetra na peça e o giro cria atrito capaz de aquecer a peça. Dessa forma, a combinação do aquecimento da peça, que reduz a dureza localmente, a força axial presente na ferramenta e o giro que causa o atrito, além do escoamento plástico presente na região, resulta na união dos materiais sem ocorrer a fusão do mesmo. Após esse processo, a ferramenta é recolhida e a união está feita (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007).

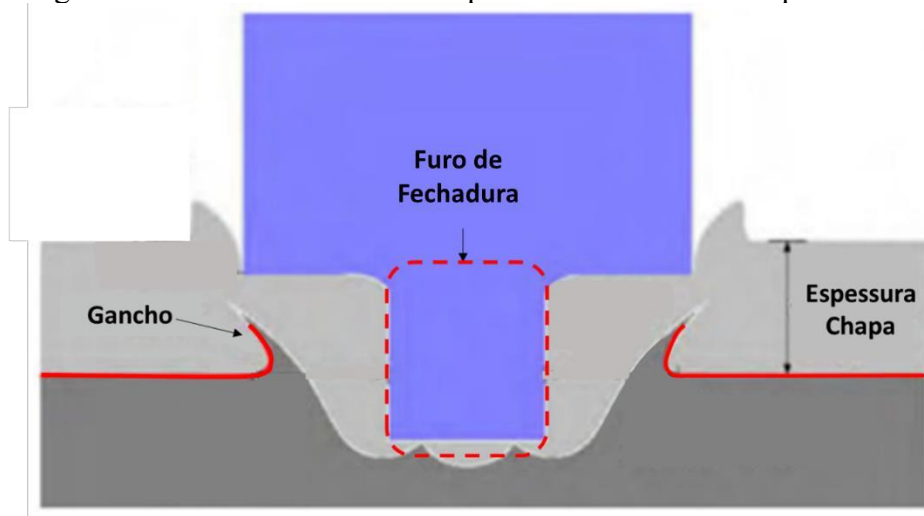
Figura 2 - Esquema do processo de soldagem por atrito.



Fonte: Autor “adaptado de” HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007.

No ponto de solda, há algumas regiões a se destacar, conforme Figura 3. Observa-se que ao recolher a ferramenta, após ter concluído o processo, obtém-se uma depressão no ponto de solda que é chamado de “furo de fechadura”. Próximo ao ponto de solda, o material sofre uma ampla deformação e isso gera uma geometria na região de interface entre as chapas, em destaque na linha contínua vermelha, chamada de “gancho”. Ela é a última região de interface entre chapas, que termina no ponto onde se tem união entre elas, e possui um formato de gancho devido ao fluxo de material da chapa inferior para a superior (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

Figura 3 - Características física do ponto de solda realizado por FSSW



Fonte: Autor “adaptado de” YIN et al., 2010

3.2 Ferramenta de FSSW

As funções primárias da ferramenta de FSSW são: a) promover o rápido aquecimento do material base a partir do atrito entre ferramenta e peça, b) induzir o escoamento de material para que ocorra a mistura, e c) restringir o escoamento excessivo de material para fora da zona de solda (KHAN et al., 2007). Conforme esquematizado na Figura 4, a ferramenta de FSSW convencional é composta por duas regiões de extrema importância que formam apenas uma peça: o ombro e o pino.

Figura 4 - Geometria da ferramenta de FSSW



Fonte: Autor “adaptado de”
BADARINARAYAN et al., 2009.

O ombro da ferramenta de FSSW é responsável por criar uma ação de forja, necessária para consolidação da solda através da força compressiva aplicada sobre a chapa de metal superior. Além disso, ele é responsável por restringir o fluxo de material que escoar do pino da ferramenta até o ombro e também promove a geração de calor da região de solda por meio do atrito entre ferramenta e material, o que indica que o escoamento de material não ocorre apenas na região do pino como também na superfície inferior do ombro (DE LEON; SHIN, 2016; KHAN et al., 2007).

Essa região só atua sobre a peça que será soldada quando há uma penetração suficiente para que o material extrudado escoe na direção vertical e passe a preencher o espaço vazio entre o ombro e chapa de metal superior. Nesse caso, há contato entre as duas superfícies que resulta em atrito e mistura do material, com a geração de calor e carga compressiva que facilita a formação da união das duas chapas que estão em contato (GERLICH; SU; NORTH, 2005).

Por sua vez, o pino da ferramenta de FSSW tem como papel principal romper a superfície de contato entre as duas chapas que serão soldadas, transportar e cisalhar o material da zona de mistura e gerar calor pelo atrito do ponto de solda (YUAN et al., 2011).

3.2.1 Ombro da Ferramenta

Santella et al. (2007, 2010) mostraram que a ferramenta é um importante parâmetro para a qualidade de solda. Isso acontece porque a depender de sua geometria a área de união de chapas pode ser maior ou menor, afetando sua resistência de maneira significativa (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007; SANTELLA et al., 2010).

De forma geral, a maioria progressos em termos de geometria de ferramenta se dá por meio de técnicas empíricas (TAKHAKH; AL-KHATEEB, 2011). Para o ombro, as principais

variáveis que afetam a qualidade da solda são o diâmetro e seu formato. Takhakh et al. (2011) reportaram que o diâmetro do ombro tem papel importante na força da ligação entre as chapas metálicas. Quanto maior o diâmetro do ombro, maior a tendência de ter uma área de ligação superior e, por consequência, maior resistência na solda. Isso se dá por conta de uma área mais ampla de mistura em conjunto a uma maior geração de calor causada pela superfície de contato (TAKHAKH; AL-KHATEEB, 2011).

Porém, verificou-se que para trabalhos de FSSW em aços, quando trabalhado com chapas de espessura entre 1 mm e 2 mm, o diâmetro ideal manteve-se em torno de 10 mm (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007; HSU; WU; TSAI, 2018; KHAN et al., 2007; SANTELLA et al., 2010; SAUNDERS et al., 2014).

Por outro lado, o formato do ombro é de fundamental importância para a geração de calor, escoamento plástico e geometria de gancho que é formada após o recuo da ferramenta (TOZAKI; UEMATSU; TOKAJI, 2007). Arul et al (2005) e Lin et al (2008) mostraram que a geometria côncava do ombro tem vantagem em relação às geometrias planas e convexas testadas em alumínio (ARUL et al., 2005; LIN; PAN; PAN, 2008). O ombro côncavo consegue reter de forma mais eficiente o material extrudado da peça de trabalho e cria uma maior zona de mistura em comparação com as outras geometrias. A **Erro! Fonte de referência não encontrada.** mostra alguns exemplos de formatos de ombros. Na Figura 5 a), observa-se o ombro côncavo, mais usado, e nas Figura 5 b) e c) os ombros plano e convexo, respectivamente.

Figura 5 - Exemplos de formatos de ombros.



Fonte: Autor “adaptado de” BADARINARAYAN et al., 2009

3.2.2 Pino da Ferramenta

Durante o FSSW convencional, o ombro da ferramenta só contribui para a geração de calor uma vez que o pino penetra na chapa metálica, dessa forma, grande parte da energia gerada durante a operação de soldagem tem origem no pino da ferramenta e a forma como ela é capaz

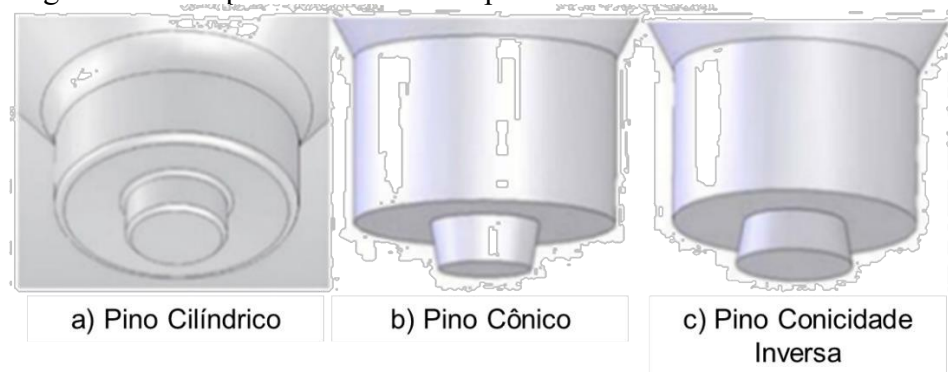
de romper a superfície (SU et al., 2006a). Tal afirmação é reforçada pelo estudo de Su et al. (2006), que calcularam a contribuição do pino da ferramenta na geração de energia durante todo o processo de união de uma liga de alumínio à uma liga de magnésio. Eles calcularam que em torno de 66% da geração de energia é originada pelo pino, sem contar o período de permanência da ferramenta (SU et al., 2006a).

Ademais, a quantidade de deformação na zona de mistura é afetada de maneira preponderante pelo pino. Ele é responsável por auxiliar no fluxo vertical do material, que determina a quantidade de deformação necessária para consolidar a solda (TOZAKI; UEMATSU; TOKAJI, 2007).

Estudos recentes mostraram que a resistência do ponto de solda feito por FSSW em ligas de baixo ponto de fusão depende em grande parte da formação do gancho, causada pela dobra da interface no sentido vertical devido à ação da ferramenta rotativa. O formato do pino desempenha papel importante na formação da zona de mistura e, conseqüentemente, na formação do gancho (BADARINARAYAN; YANG; HUNT, 2008).

As variáveis geométricas do pino que influenciam a qualidade da solda por FSSW são o formato, o comprimento e o diâmetro. Na Figura 6, observa-se alguns exemplos de formatos, como o cilíndrico (a), cônico (b) e de conicidade inversa (c). Os formatos mais comuns de pinos são cilíndricos e cônicos (CHEN; LIU; NI, 2017; DOURANDISH et al., 2018; GARG; BHATTACHARYA, 2017; LACKI et al., 2013; LYU et al., 2018; MAHGOUB et al., 2019; PICCINI; SVOBODA, 2017; ZARGHANI et al., 2018; ZHANG et al., 2019), com predominância do formato cônico para aços. De forma geral, os comprimentos de pino mais usados para aços são maiores do que a espessura da peça de trabalho superior (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007; HSU; WU; TSAI, 2018; KHAN et al., 2007; SANTELLA et al., 2010; SAUNDERS et al., 2014), porém Santella et al. (2010) observaram que o uso de comprimento de pino menor resultou em resistência ao arrancamento superior para aços de alta resistência (SANTELLA et al., 2010).

Figura 6 - Exemplos de formatos de pinos



Fonte: Autor “adaptado de” BADARINARAYAN et al., 2009

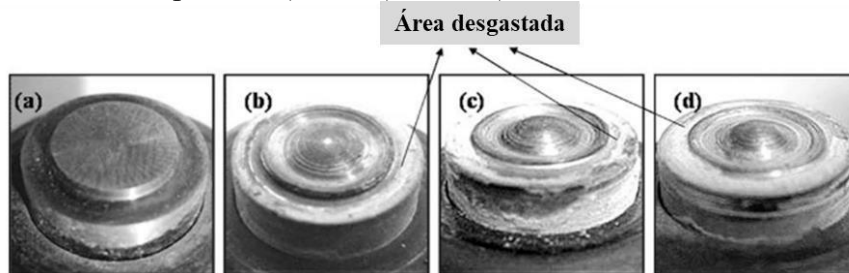
O diâmetro do pino também é um parâmetro importante para a geometria da ferramenta por ser a primeira parte da mesma que entra em contato com a peça de trabalho. Trabalhos da literatura (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007; HSU; WU; TSAI, 2018; KHAN et al., 2007; SANTELLA et al., 2010; SAUNDERS et al., 2014) mostram que a razão entre diâmetro do pino e diâmetro do ombro que variam entre 40% e 63% para aços têm maior área de ligação de solda e maior resistência ao arrancamento para o maior valor da razão. O maior diâmetro do pino tende a ter maior superfície de contato para gerar calor e, portanto, a peça de trabalho passa a ter menor dureza, oferece menor resistência contra a ferramenta e aumenta a temperatura máxima durante o mergulho da mesma. Dessa forma, há tendência de ter uma solda de maior resistência (LACKI et al., 2013).

3.2.3 Materiais e Desgaste de Ferramenta

Outro aspecto importante a ser levado em consideração no que diz respeito à ferramenta é seu material. A ferramenta de FSSW está sujeita à severo desgaste devido ao atrito, força compressiva e altas temperaturas a que é solicitada, e por isso ela pode ter sua geometria desgastada depois de constante utilização e degradação, resultando em menor resistência da solda (KHAN et al., 2007).

Choi et al. (2009) estudaram o desgaste de uma ferramenta de metal duro para FSSW em chapas de metal de baixo carbono. Como pode ser observado na Figura 7, a cada 100 soldas observou-se um alto grau de desgaste do pino e do ombro (CHOI et al., 2009).

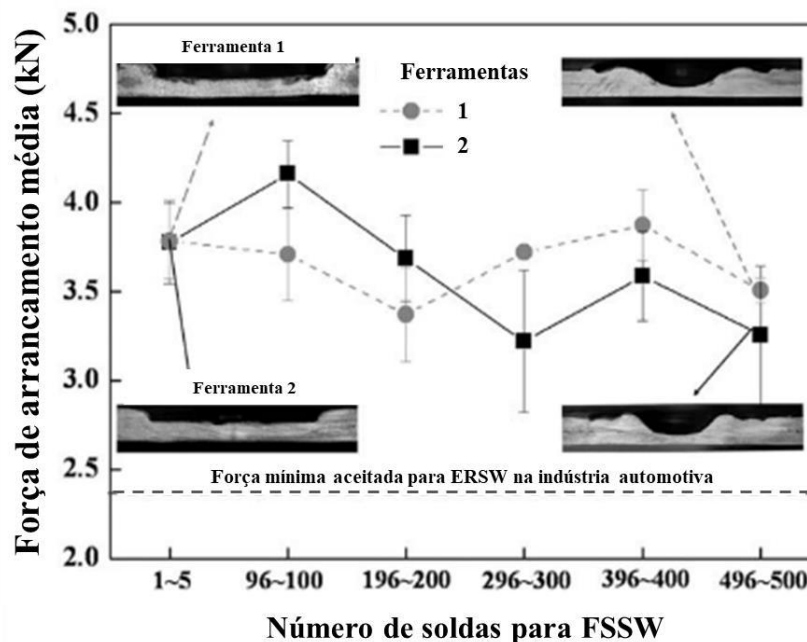
Figura 7 - Desgaste em ferramenta de metal duro (liga WC-13 wt% Co) usada para FSSW em chapas de metal de baixo carbono: a) antes da solda, e depois de b) 100, c) 300 e d) 500 soldas.



Fonte: Autor “adaptado de” CHOI et al., 2009.

O desgaste da ferramenta tem influência na força de união das chapas quando testadas em ensaios de arrancamento, como mostrado na Figura 8. A tendência, conforme o número de soldas aumenta, é de diminuir a qualidade da solda e, conseqüentemente, a força de união (CHOI et al., 2009).

Figura 8 - Força de arrancamento para duas ferramentas de metal duro em função do número de soldas FSSW em chapas de metal de baixo carbono.



Fonte: Autor “adaptado de” CHOI et al., 2009.

Quando é feita união de materiais de baixo ponto de fusão como polímeros, alumínio e ligas de magnésio, a variedade de materiais de ferramenta é grande. Nesses casos, a ferramenta que é utilizada mais comumente é a de aço ferramenta H13 (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

Com uma menor temperatura de trabalho e um material mais próximo de seu ponto de fusão, a tendência é que a exigência da ferramenta seja reduzida e ferramentas menos nobres possam ser utilizadas.

No entanto, quando se trata de união de materiais de alto ponto de fusão o desafio é obter vida de ferramenta que seja suficiente para que o processo seja viável. Caso o desgaste da ferramenta seja alto, o número de trocas necessárias aumenta e os custos de produção passam a crescer (HARTMAN et al., 2015). Além disso, a ferramenta deve ter alta resistência a temperatura pois pode ter seu limite de escoamento reduzido durante a soldagem e ficar mais sujeita a deformações, visto que está submetida a altos carregamentos. É necessário também verificar a possibilidade de interação do material da ferramenta com o material da peça por difusão e reações químicas e, ademais, possíveis fases que podem ser formadas por se trabalhar em temperaturas altas (SHEN; DING; GERLICH, 2020). Outro fator estudado foi o de expansão térmica da ferramenta que pode levar a variações de geometria da solda, afetando sua qualidade (BADARINARAYAN; HUNT; OKAMOTO, 2007). Portanto, diversos fatores devem ser levados em consideração na seleção de uma ferramenta adequada de FSSW, como estabilidade, resistência ao desgaste, resistência à fratura, custo, entre outros (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

O tungstênio comercialmente puro é resistente a altas temperaturas, porém à temperatura ambiente tende a ser menos resistente e desgasta rapidamente quando utilizado em FSW de ligas de titânio e aços (RAI et al., 2011). Quando utilizado como elemento de liga, no entanto, o tungstênio tem a capacidade de aprimorar as propriedades de ferramentas. Isso motivou a utilização de ligas de tungstênio e rênio que possuem resistência ao desgaste e à abrasão melhoradas (LIYANAGE et al., 2009).

O nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN) é o material mais promissor para ferramentas de FSSW utilizadas em soldagens de materiais com alto ponto de fusão por conta de sua estabilidade, dureza e alta resistência em altas temperaturas (SHEN; DING; GERLICH, 2020). Estudos já mostraram que a ferramenta de PCBN foi capaz de produzir mais de cem pontos de solda de material DP600, mais de duzentos pontos de solda de material DP590 ou centenas de pontos de solda em aços ao boro conformados a quente sem degradação perceptível (FENG et al., 2005; HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007; SARKAR; PAL; SHOME, 2014).

Por outro lado, as ferramentas de PCBN tem alto custo devido à sua produção em altas pressões e temperaturas, e tendem a fraturar nos momentos iniciais de mergulho da ferramenta sobre a peça de trabalho. Isso se deve à sua alta dureza e pouca capacidade de absorção de

energia. Dessa forma, a ferramenta tende a falhar por fratura ao invés de desgaste (SORENSEN; NELSON, 2007).

Outro material alternativo para ferramentas de FSSW de aço é o nitreto de silício (Si_3N_4). Embora possua resistência e dureza menores do que o PCBN, esse tipo de ferramenta tem menor custo e ofereceu menor carga e um resultado semelhante àquele obtido com PCBN, de acordo com Feng et al. (2005).

Por estar em contato por mais tempo, o pino é a região da ferramenta que sofre maior desgaste. É uma vez que o pino está desgastado toda a ferramenta deve ser trocada para não comprometer a qualidade da solda (ZHANG et al., 2012). Portanto, uma forma estudada de aumentar a vida útil da ferramenta é utilizar materiais mais duros e resistentes ao desgaste nessa região e mantendo materiais relativamente menos duros na região do ombro, como fizeram Ohishi et al. (2016) e Bozzi et al. (2008).

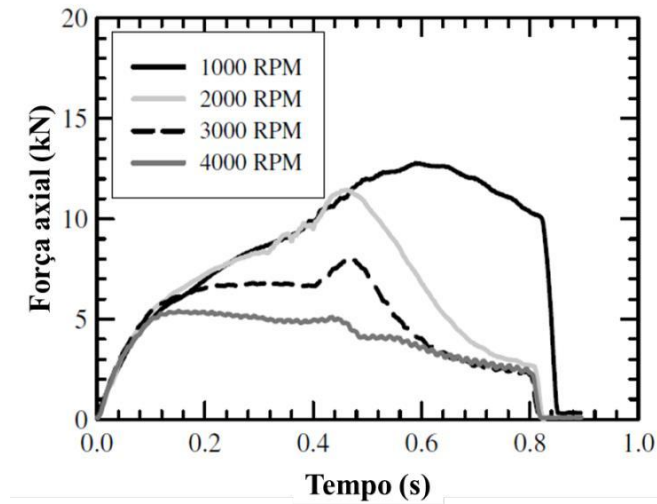
3.3 Parâmetros de Processo

3.3.1 Velocidade de Rotação da Ferramenta

Como já citado anteriormente, para que se obtenha sucesso no processo de FSSW a geração de calor é um fator importante para que o material se plastifique com maior facilidade. Variáveis como força axial, profundidade de penetração da ferramenta, torque e velocidade de rotação são importantes para que se gere calor e permita que a temperatura de trabalho seja suficiente para que as chapas inferior e superior possam se deformar de modo que haja intertravamento mecânico. Dentre essas variáveis, a velocidade de rotação se destaca, pois, como citado por Su et al. (2006b), a contribuição energética da rotação da ferramenta pode chegar até a 200 vezes a contribuição da penetração da ferramenta no processo como um todo. Portanto, uma alta rotação gera altas temperaturas e o resultado é uma união maior de material com consequente aumento da área de ligação e maior força de solda (SANTELLA et al., 2010; SU et al., 2006b).

Estudos feitos em ligas de alumínio indicaram que altas velocidades de rotação para FSSW produzem uma maior redução de dureza por ativação térmica. Na Figura 9, observa-se que com uma maior rotação o atrito aumenta e, com a menor resistência, ocorre a redução da força axial das ferramentas (LATHABAI et al., 2006a).

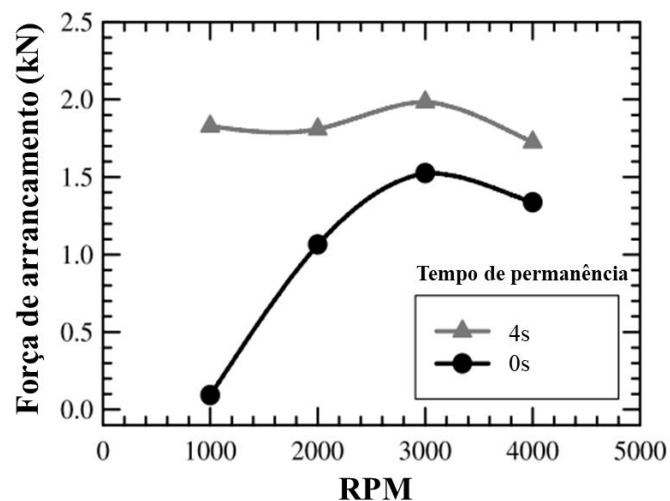
Figura 9 - Variação da força axial em função da rotação da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si.



Fonte: Autor “adaptado de” LATHABAI et al., 2006.

Quando o tempo de permanência da ferramenta sobre a peça é reduzido, a velocidade de rotação também acaba ganhando papel importante, como pode ser observado na Figura 10. Nesse caso, quanto maior a velocidade de rotação da ferramenta, maior será a força de arrancamento da solda (LATHABAI et al., 2006a).

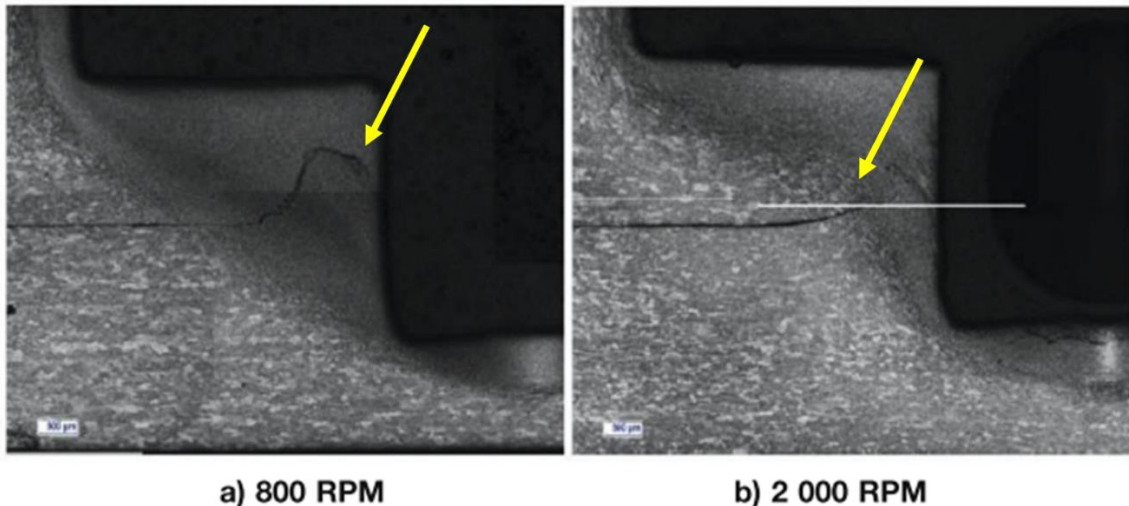
Figura 10 - Variação da força de arrancamento em função do tempo de permanência da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si.



Fonte: Autor “adaptado de” LATHABAI et al., 2006.

Khosa et al. (2010) mostraram que tanto a área de união quanto o tamanho da zona de mistura foram aumentadas quando se aumentou a velocidade de rotação em liga de alumínio. Esse resultado corrobora com os estudos mencionados anteriormente e pode ser observado na Figura 11.

Figura 11 - Variação da área de ligação em função da rotação da ferramenta para FSSW em alumínio AA6082-T6



Fonte: Autor “adaptado de” KHOSA; WEINBERGER; ENZINGER, 2010.

Apesar de a velocidade de rotação ser diretamente proporcional à geração de calor, já foi observado que em ligas de alumínio altas rotações produziram na zona de mistura alta temperatura e consequente fusão local, fato que causa escorregamento da ferramenta. Isso gera perda por deformação e prejudica a união das chapas (GERLICH; YAMAMOTO; NORTH, 2007).

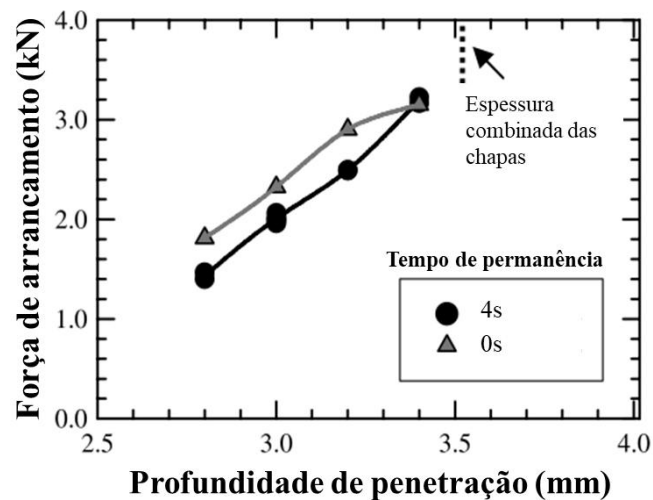
Como citado anteriormente, no processo de FSSW convencional, o pino da ferramenta entra em contato primeiro com o material e apenas depois disso o ombro passa a atingi-lo. E como grande parte da geração de calor no processo é feita pelo atrito do ombro, há uma baixa eficiência do uso de energia. Ao aumentar a velocidade de rotação da ferramenta, o pino tem a capacidade de gerar maior atrito e, consequentemente, gerar maior calor para que o tempo do ciclo total seja reduzido a fim de competir com a soldagem por resistência (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

3.3.2 Profundidade de Penetração da Ferramenta

A profundidade de penetração é determinada pela espessura das chapas que estão em contato e pelo comprimento do pino da ferramenta. Estudos realizados já observaram que quando ocorre o contato do ombro da ferramenta com a superfície superior das chapas que farão a soldagem, a força de arrancamento é aumentada em FSSW (GERLICH et al., 2009).

Estudos realizados com ligas de alumínio indicam que a profundidade de penetração tem grande influência na resistência mecânica da solda. Como pode ser visto na Figura 12, conforme a profundidade aumenta a força de arrancamento cresce. Isso acontece por conta da maior projeção do ombro da ferramenta sobre o material, que afeta diretamente o resultado (LATHABAI et al., 2006a).

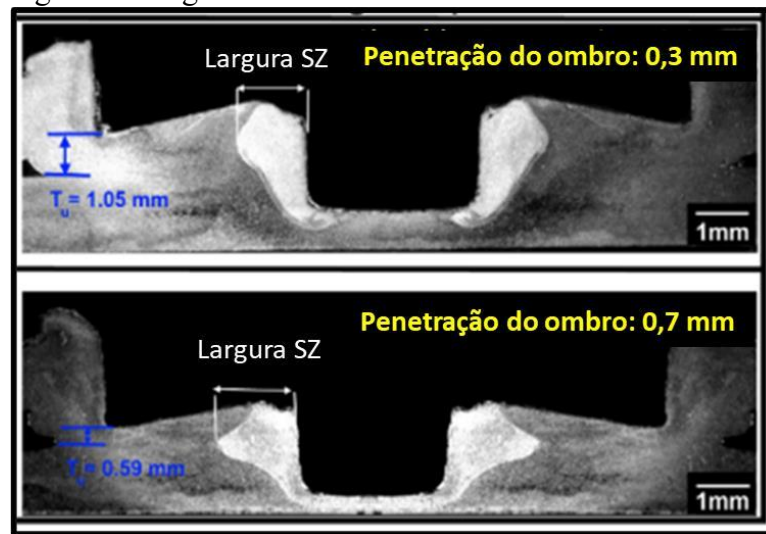
Figura 12 - Variação da força de arrancamento em função da profundidade de penetração da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si



Fonte: Autor “adaptado de” LATHABAI et al., 2006.

Paidar et al. (2015) mostraram que quanto maiores as penetrações da ferramenta sobre a peça, a tendência é de que a zona de mistura do ponto de solda tenha área e largura maior. Além disso, há um maior fluxo de material da chapa inferior em direção à chapa superior, como pode ser observado na Figura 13. Nela, observa-se que quando utilizada penetração de 0,3 mm, a largura da zona de mistura foi menor quando comparada com uma penetração de ombro de 0,7 mm.

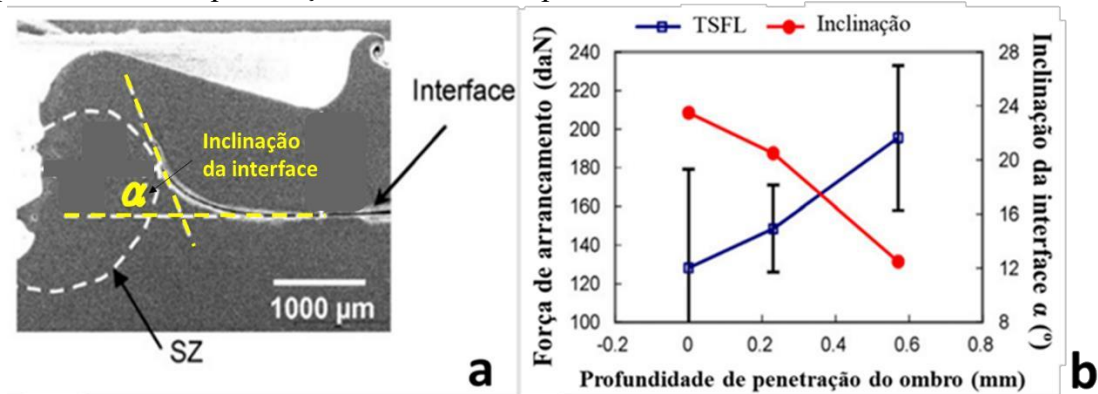
Figura 13 - Variação da zona de mistura em função da profundidade de penetração da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si



Fonte: Autor “adaptado de” PAIDAR et al., 2015.

Bozzi et al. (2010) mostraram que há uma relação entre a profundidade de penetração da ferramenta e a posição da zona de mistura quando se trata de ligas de alumínio. Ao aumentar a profundidade de penetração da ferramenta (até o ponto em que o efeito se satura) o ombro entra em maior contato com a peça e as chapas superior e inferior ficam sob maior pressão, e isso indica que elas ficam mais intensamente unidas durante a soldagem. O resultado disso é um ângulo menor da posição da interface até a zona de mistura. A Figura 14 mostra que quando esse ângulo tende a ficar mais próximo da horizontal, a força de arrancamento cresce.

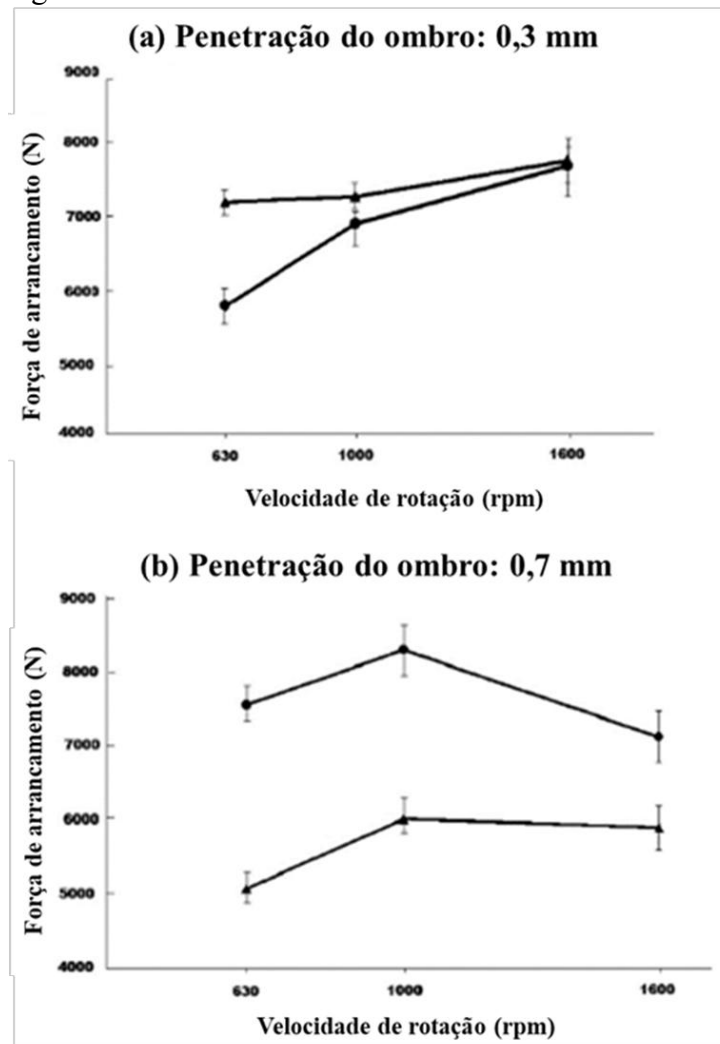
Figura 14 - a) Ângulo de interface representado por α b) Variação da força de arrancamento (TSFL) e ângulo de interface em função zona de mistura em função da profundidade de penetração da ferramenta para FSSW em alumínio 5182.



Fonte: Autor “adaptado de” BOZZI et al., 2010.

No entanto, há um limite para o quanto a penetração da ferramenta pode ser benéfica para a resistência mecânica da solda. A depender dos parâmetros de soldagem utilizados, bem como a profundidade determinada, a espessura do “furo de fechadura”, região de depressão no material soldado criado pelo pino da ferramenta, é reduzida (BADARINARAYAN et al., 2009b). Essa característica pode ser observada na Figura 15. Diferentes profundidades de penetrações são comparadas nos dois gráficos, onde se observa duas curvas para diferentes ferramentas em cada gráfico, e ao aumentar a velocidade de rotação quando utilizada maior profundidade, a força de arrancamento sofre uma queda, devido à redução da espessura do “furo de fechadura”.

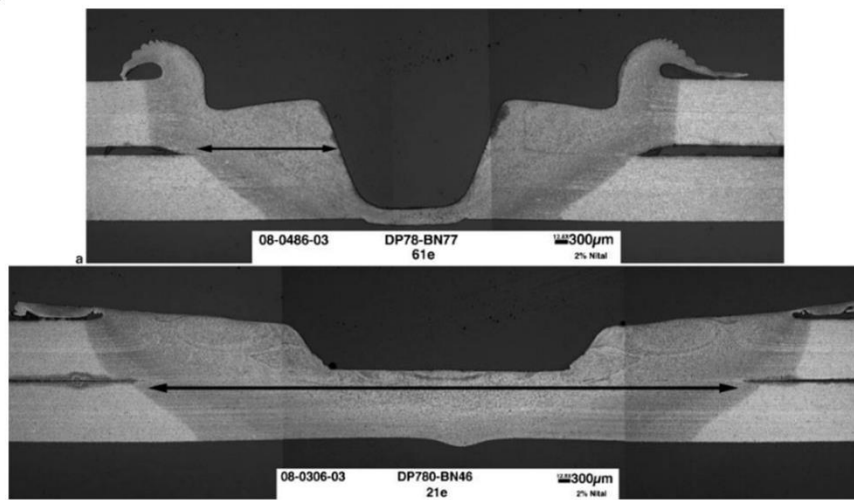
Figura 15 - Variação da força de arrancamento em função da rotação para a) penetração de ombro de 0,3 mm e b) penetração de ombro de 0,7 mm para FSSW em liga de alumínio 2024-T3.



Fonte: Autor “adaptado de” PAIDAR et al., 2015.

Santella et al. (2010) estudaram esse comportamento em aços e chegaram a uma conclusão similar. Na Figura 16, a soldagem feita com uma ferramenta de menor penetração e maior largura de pino levou a uma maior área de ligação (região de união entre as chapas, da parede do furo de fechadura até o gancho). Essa geometria de solda teve resultado superior no ensaio de arrancamento pois, além de ter uma área de ligação maior, ela também obteve uma espessura de “furo de fechadura” maior. Essa característica está fortemente correlacionada à força de arrancamento.

Figura 16 - Variação da área de ligação em função da profundidade de penetração e diâmetro da ferramenta para FSSW em aço DP780.

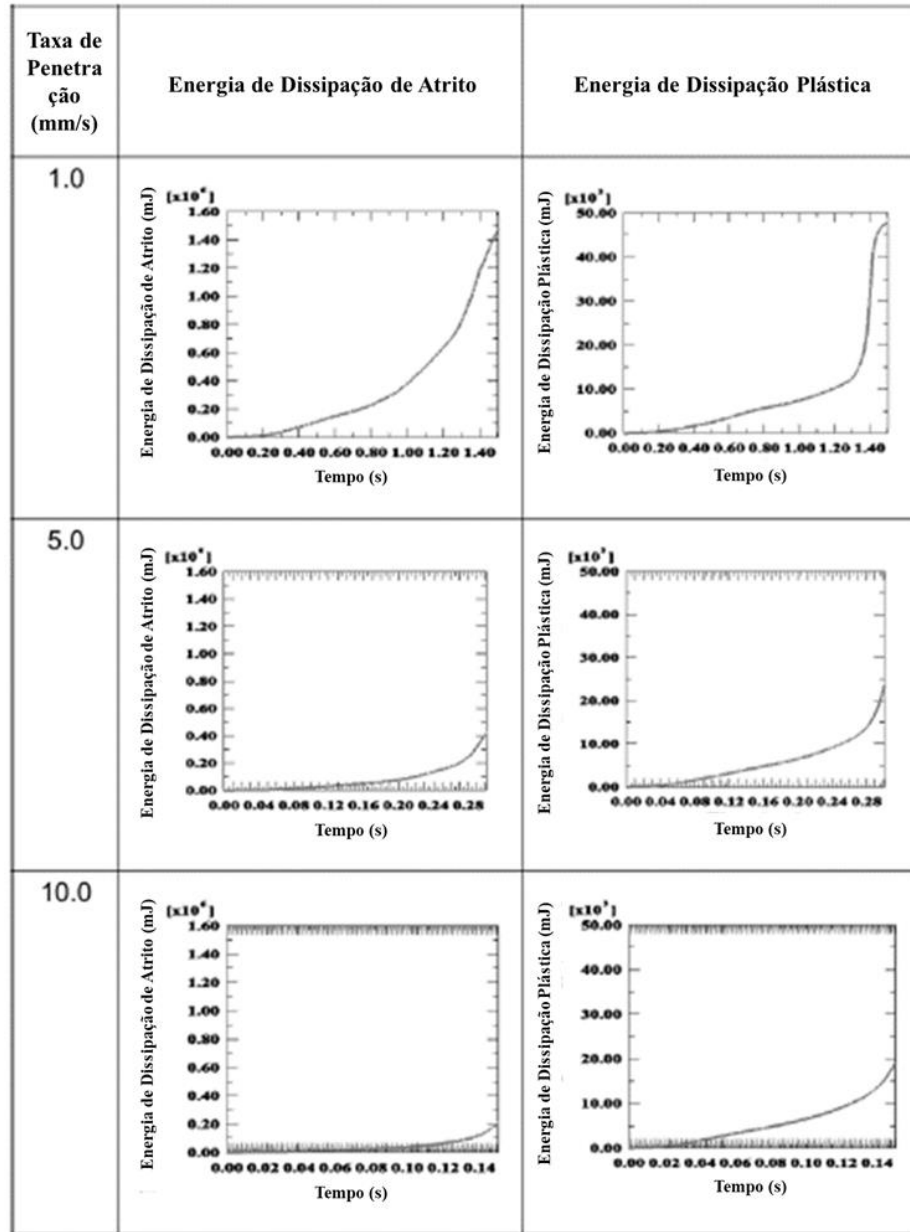


Fonte: Autor “adaptado de” SANTELLA et al., 2010.

3.3.3 Taxa de Penetração da Ferramenta

A taxa de penetração da ferramenta é outro fator importante no processo de FSSW e ela afeta consideravelmente a quantidade de energia utilizada durante a soldagem. Awang e Mucino (2010) estudaram o comportamento de diferentes taxas de penetração para FSSW em alumínio, no que diz respeito a dissipação de energia, e observou que quanto maior a taxa de penetração menor era a energia dissipada. Ao aumentar de 1 mm/s para 5 mm/s houve um decréscimo de 29% de energia dissipada e aumentando novamente de 5 mm/s para 10 mm/s a tendência se repetiu com decréscimo de 14% da energia dissipada. A Figura 17 ilustra o que foi citado acima. Esse comportamento se deve ao maior tempo gasto para a ferramenta girar sobre a peça de trabalho, devido à menor velocidade, que resulta em maior energia produzida.

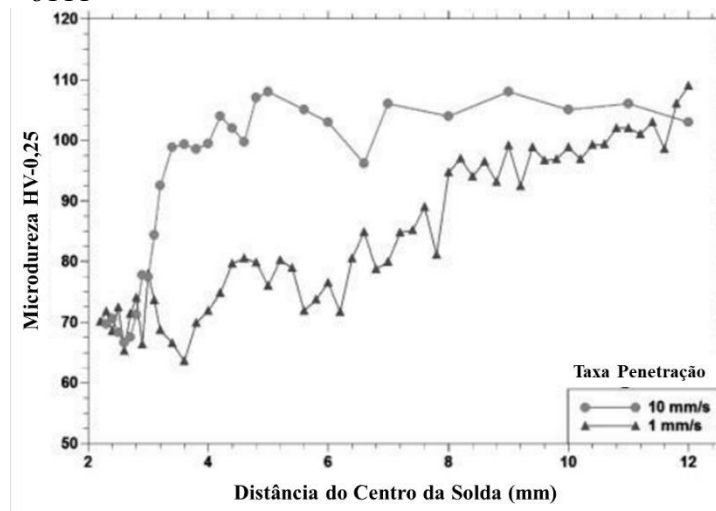
Figura 17 - Variação da energia dissipada em função taxa de penetração da ferramenta para FSSW em alumínio 6061-T6



Fonte: Autor “adaptado de” AWANG; MUCINO, 2010.

Su et al. (2006b) também notaram tendência similar e observaram que maiores taxas de penetração tiveram uma maior eficiência de energia utilizada. Tanto é verdade que a região próxima do centro da solda apresentou maior microdureza para taxas de penetração maiores, conforme é mostrado na Figura 18.

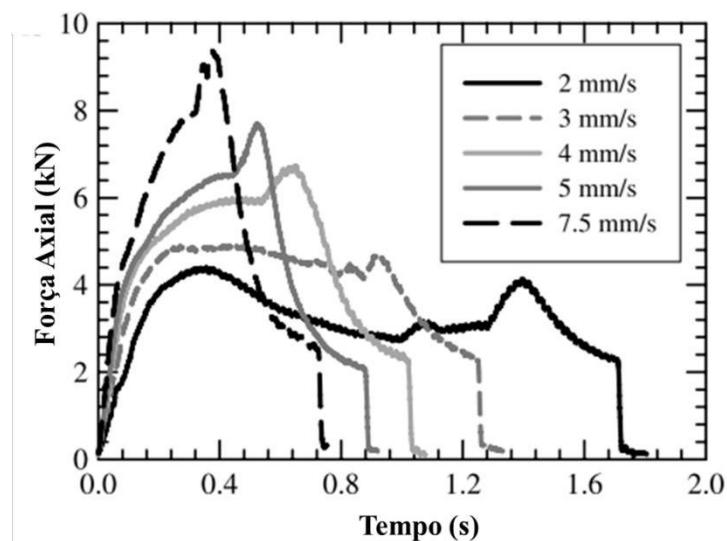
Figura 18 - Variação da microdureza em função da taxa de penetração da ferramenta para FSSW em alumínio 6111



Fonte: Autor “adaptado de” SU et al., 2006b.

Lathabai et al. (2006) estudaram diferentes taxas de penetração para concluir as soldas por FSSW e observou que conforme se aumenta a taxa, o tempo de processo é melhorado e o ciclo completo é menor, como pode ser visto na Figura 19. Isso configura uma vantagem em termos de processo. No entanto, para maiores taxas de penetração também se observou aumentos significativos nas forças axiais, o que pode ter efeito na vida útil da ferramenta.

Figura 19 - Variação força axial em função da taxa de penetração da ferramenta para FSSW em liga de Al-Mg-Si



Fonte: Autor “adaptado de” LATHABAI et al., 2006.

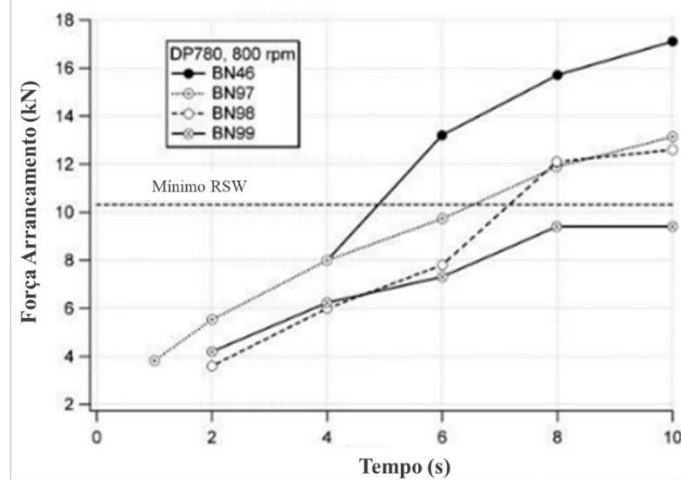
Sarkar, Pal e Shome (2014) observaram a influência deste parâmetro em aços DP590 e concluíram que o aumento da taxa de penetração reduziu o tempo de processo e, como consequência, houve menor tempo para geração de calor e o pico de temperatura atingido também foi menor. Por isso que para materiais com alto ponto de fusão as taxas de penetração tendem a ser menores, a fim de gerar calor o suficiente para plastificar o material (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

3.3.4 Tempo de Permanência da Ferramenta

A fim de se obter sucesso na solda, é importante ressaltar o tempo de permanência da ferramenta sobre as chapas de metal. Quando o pino penetra na peça, a área de projeção, e consequente atrito, ainda não atinge seu nível máximo. Isso só acontece quando o ombro da ferramenta entra em contato com o material, e é neste momento que a temperatura do material passa a atingir níveis maiores, de modo que a maior parte da energia gerada no processo se dá nesse período (COX et al., 2014). Esse período em que o ombro da ferramenta entra em contato com a peça até o fim do processo se denomina “tempo de permanência”.

Já foi notado por pesquisadores que quanto maior o tempo de permanência sobre a peça, maior será a força da união entre as chapas (Figura 20). Para que uma união satisfatória ocorra é necessário que haja um intertravamento mecânico causado pela difusão do material da chapa superior com a chapa inferior. Isso acontece mais facilmente quando a temperatura do material está próxima do ponto de fusão, de forma que haja redução de dureza e resulte em uma mistura mais intensa entre as chapas (SANTELLA et al., 2010).

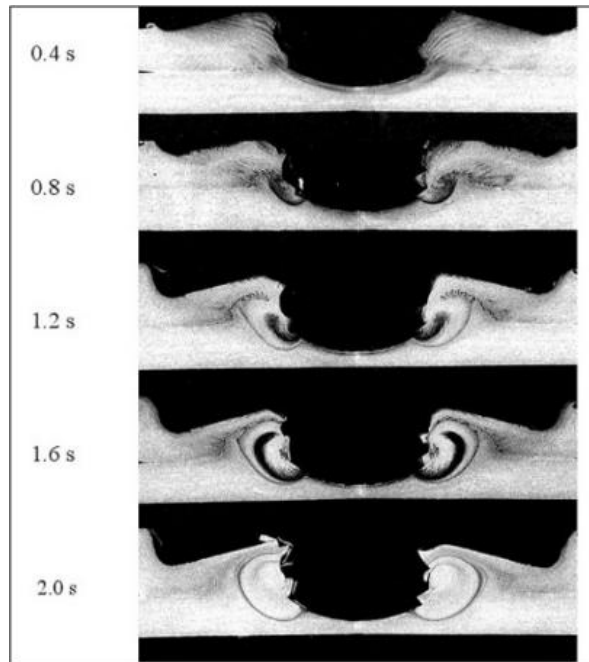
Figura 20 - Variação força de arrancamento em função do tempo de permanência da ferramenta para FSSW em aço DP780



Fonte: Autor “adaptado de” SANTELLA et al., 2010.

Fujimoto et al., (2005) mostraram empiricamente que para tempos de permanência muito curtos, não há tempo suficiente para que o atrito entre ferramenta e chapa seja estabelecido e diversas regiões sem união ainda estejam presentes na zona de mistura do material. Por outro lado, quando o tempo aumenta, a mistura passa a acontecer e menos regiões sem união são vistas em sua macroscopia (Figura 21), o que indica maior intertravamento mecânico. Esse aumento coincide com uma maior força de arrancamento por tração.

Figura 21 - Variação da zona de mistura em função do tempo de permanência da ferramenta para FSSW em alumínio Série 6000



Fonte: FUJIMOTO et al., 2005

A fim de se obter um bom resultado no FSSW de metais com alto ponto de fusão, portanto, deve-se utilizar tempos de permanência mais longos, para aumentar o atrito e a temperatura de trabalho, de modo que se intensifique a plastificação (SHEN; DING; GERLICH, 2020). No entanto, o aumento do tempo de permanência para metais de maior temperatura de fusão pode levar a um ciclo de soldagem maior do que se espera para que o FSSW seja competitivo à RSW (SANTELLA et al., 2010).

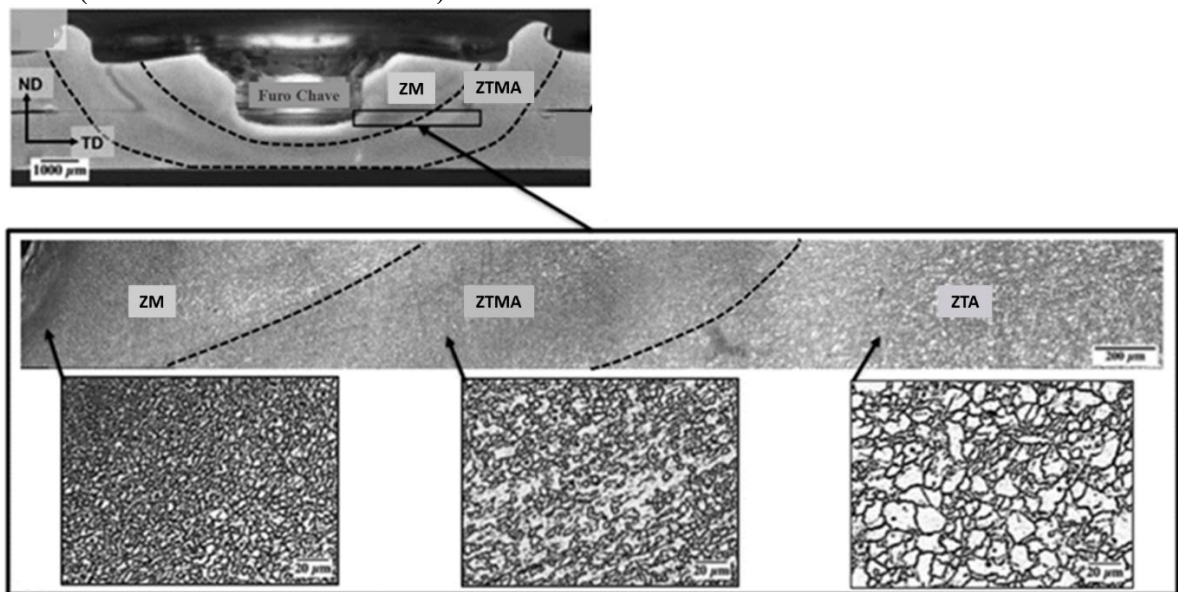
Como citado acima, o período em que se acresce maior calor é no momento do contato do ombro com o material. Com base nisso, foram feitos estudos de FSSW com ferramental sem pino. Foi evidenciado que esse tipo de ferramenta reduz o tempo de permanência e o ciclo de soldagem como um todo (PRANGNELL; BAKAVOS, 2010). Portanto, pode-se chegar a menores ciclos de soldagem se a área de projeção for aumentada.

3.4 Macro e Microestrutura no FSSW

3.4.1 Macroestrutura

A macroestrutura da solda por FSSW depende de variantes do processo como geometria da ferramenta, velocidade de rotação da ferramenta, taxa de penetração, tempo de permanência e outros parâmetros de soldagem. Além disso, a condutividade térmica do material de trabalho e as condições externas de resfriamento também podem influenciar no resultado final. Devido à natureza do esforço realizado durante o processo, a região onde é feita a solda é axissimétrica. A Figura 22 apresenta uma típica macroestrutura de uma solda feita por FSSW convencional (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

Figura 22 – Macro e micrografia típica de liga ZEK100 Mg no processo de FSSW em diferentes regiões – ZM (zona de mistura), ZTMA (zona termomecanicamente afetada) e ZTA (Zona termicamente afetada)



Fonte: Autor “adaptado de” RODRIGUEZ et al., 2014.

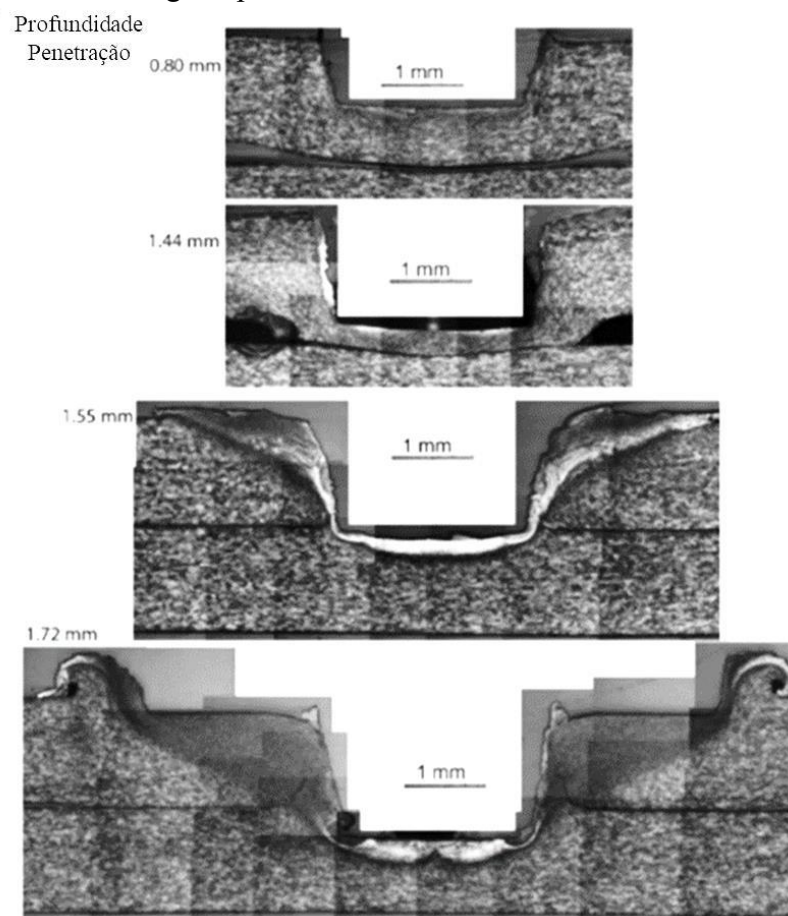
São formadas três regiões distintas a partir do centro da solda que são denominadas na sequência Zona de Mistura (ZM), Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA) e Zona Termicamente Afetada (ZTA). Como mostrado na Figura 22 essas zonas estão distribuídas ao longo do ponto de solda em forma de “bacia” e podem ser encontradas mesmo em outros tipos de FSSW menos convencionais. Observa-se que uma boa porção de material é extrudado do furo de fechadura por conta da geometria, volume e penetração da ferramenta do FSSW

convencional. Caso a penetração do ombro seja ampliada a espessura do ponto de solda também é reduzida (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

3.4.2 Microestrutura

Conforme o pino da ferramenta penetra sobre a região da solda, altas taxas de deformação são impostas sobre a peça de trabalho e, ao trabalhar com uma liga ZEK100 Mg por exemplo, a evolução da microestrutura pode ser observada, conforme Figura 23. Próximo à periferia da ferramenta vai se criando uma microestrutura de grão mais refinado quando comparado com as proximidades do material base, conforme a ferramenta penetra. Isso significa que houve uma recristalização na ZM (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

Figura 23 - Macro e microestrutura típica de uma liga ZEK100 Mg em processo de FSSW



Fonte: Autor “adaptado de” SHEN; DING; GERLICH, 2020.

Quando a ferramenta penetrou completamente, conforme definido no parâmetro de processo, uma solda de sucesso vai apresentar uma região de ligação ao redor do “furo de fechadura” que indica a união entre a chapa superior e inferior. O rápido aquecimento e deformação não só refina os grãos da estrutura como também afeta as discordâncias, a textura cristalográfica e os possíveis precipitados que se formam a depender do material de trabalho (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

O principal aspecto do FSSW é que o material não se funde durante o processo, porém a microestrutura acaba se desenvolvendo por meio de mecanismos de deformação à alta temperatura. Os principais mecanismos envolvidos são recuperação dinâmica e recristalização dinâmica (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

Liu et al. (1997) observaram em uma soldagem de FSW de alumínio 6061-T6 que na ZM do material de trabalho havia uma redução do tamanho de grão em até 10 vezes quando comparado com aqueles do material base e, mesmo nessa condição, por meio de microscopia eletrônica de transmissão, observou-se que o número de discordâncias havia sido reduzido. Por conta dessa característica, foi concluído que houve uma recristalização dinâmica descontínua, visto que em um contexto mais clássico a recristalização levaria a um crescimento de grão cercado por contornos de alto ângulo.

Foi notado no estudo de Murr, Liu e McClure (1998), ao trabalhar com FSW, que os grãos na ZM estão sujeitos a crescimento à medida que essa região é exposta a altas temperaturas por uma quantidade maior de tempo. Estrutura final de grãos esperada no FSSW é resultado de uma combinação do tamanho inicial de grãos formados durante a alta taxa de deformação ao qual o material é submetido com o seu crescimento subsequente devido à alta temperatura de trabalho no momento em que a ferramenta é retirada (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

Na ZTMA, localizada nas vizinhanças da ZM, as deformações não são suficientes para gerar uma recristalização dinâmica completa, porém são o suficiente para gerar recuperação estática e uma recristalização estática parcial, que ocorre quando os grãos do metal base são finos. Outro fenômeno que ocorre nessa região, ainda mais quando se trata de alumínio, é a transformação de precipitados e em termos de impacto nas propriedades mecânicas, esse último acaba sendo preponderante. Ele determina a distribuição de microdureza e isso é especialmente importante para os ensaios de arrancamento, já que define a resistência da interface das chapas ao redor do “furo de fechadura” onde ocorrerá a fratura no ensaio mecânico (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

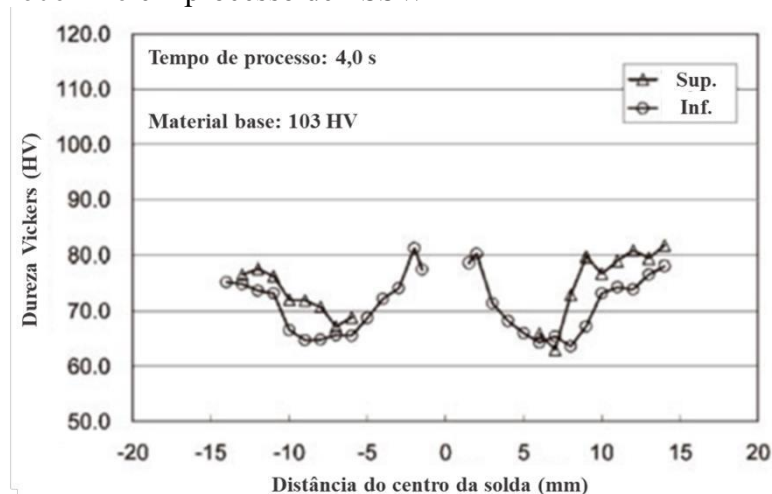
3.5 Propriedades Mecânicas

3.5.1 Microdureza

Quando FSSW é utilizado para unir chapas sobrepostas, a força de união entre elas vai depender da combinação das propriedades dos materiais e sua geometria. Os diferentes parâmetros de processo serão fatores decisivos para determinar a resistência e a qualidade de solda. Uma das formas de se medir essas características é pela Microdureza. No caso de alumínio, a dureza da solda depende significativamente da liga do material e do tratamento térmico pelo qual passou. Algumas ligas de alumínio são sensíveis à geração de calor da ferramenta e a dureza de tais ligas serão muito mais influenciadas pela fase, tamanho e distribuição de precipitados do que pelo tamanho de grão. É conhecido que o FSSW produzirá uma zona de solda com redução de dureza devido ao aumento ou dissolução de precipitados durante o ciclo térmico da soldagem, levando à perda de resistência na região (SHEN; DING; GERLICH, 2020). Essa redução de dureza na região da solda é bastante influenciada pela entrada de calor e, portanto, quanto maior o tempo de solda e velocidade de rotação da ferramenta maior a tendência de reduzir a dureza (SHEN et al., 2015).

A Figura 24 mostra um perfil de dureza típico de um alumínio 6061-T6. É possível observar que a região da solda, incluindo a ZM, está com uma dureza inferior quando comparada ao material base. A diferença entre a região superior e inferior teve pouca influência na distribuição de dureza.

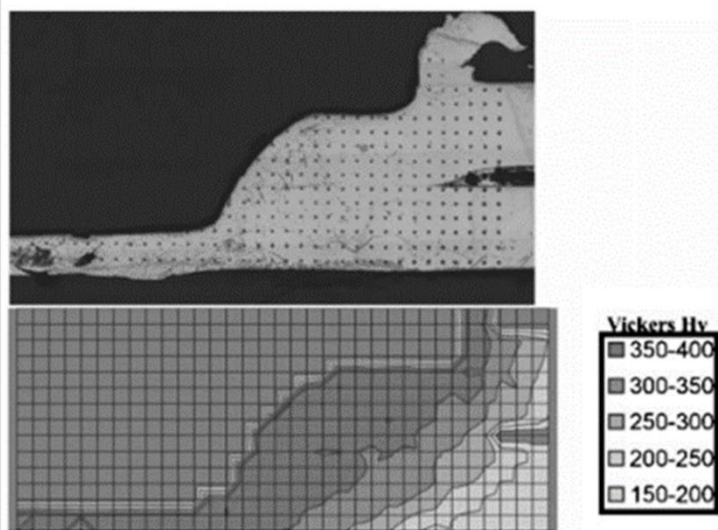
Figura 24 - Perfil de dureza no ponto de solda de alumínio 6061-T6 em processo de FSSW



Fonte: Autor “adaptado de” FUJIMOTO et al., 2008.

A tendência para aços de alta resistência pode ser diferente, como é o caso do aço DP600. Khan et al. (2007) estudaram a soldagem de FSSW em aço DP600 e mediram a distribuição de microdureza na região de solda (Figura 25). O metal base possuía uma dureza inferior à apresentada na região da solda. Isso se explica pela microestrutura obtida após o processo e, conforme a medição de dureza se aproximava do “furo de fechadura”, a começar pelo material base, mais refinada a martensita presente na microestrutura se tornava e, dessa forma, maior a dureza medida.

Figura 25 – Mapeamento de microdureza de ponto de solda de FSSW para aço DP600

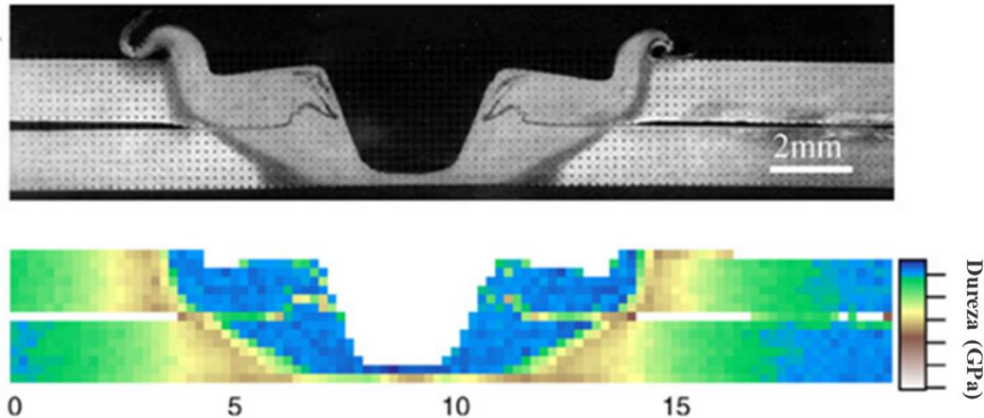


Mapas de microdureza de Seção transversal de FSSW

Fonte: Autor “adaptado de” KHAN et al., 2007.

Já para aço ao boro conformado a quente (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007), a microdureza estudada na região da solda apresentou características semelhantes às do material base, que foi tratado termicamente para simular uma peça conformada a quente. Conforme Figura 26, o perfil de dureza mostra que a partir do centro do “furo de fechadura” em direção à ZTMA a tendência é de a dureza aumentar levemente, exceto por uma região em que se formou uma banda de ferrita. Essa característica, portanto, indica que o material atingiu sua temperatura de austenitização e ao se resfriar naturalmente, após a ação da ferramenta, atingiu propriedades similares aos de uma têmpera.

Figura 26 – Perfil de dureza de aço ao boro conformado a quente em ponto de solda realizado por FSSW



Fonte: Autor “adaptado de” HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007.

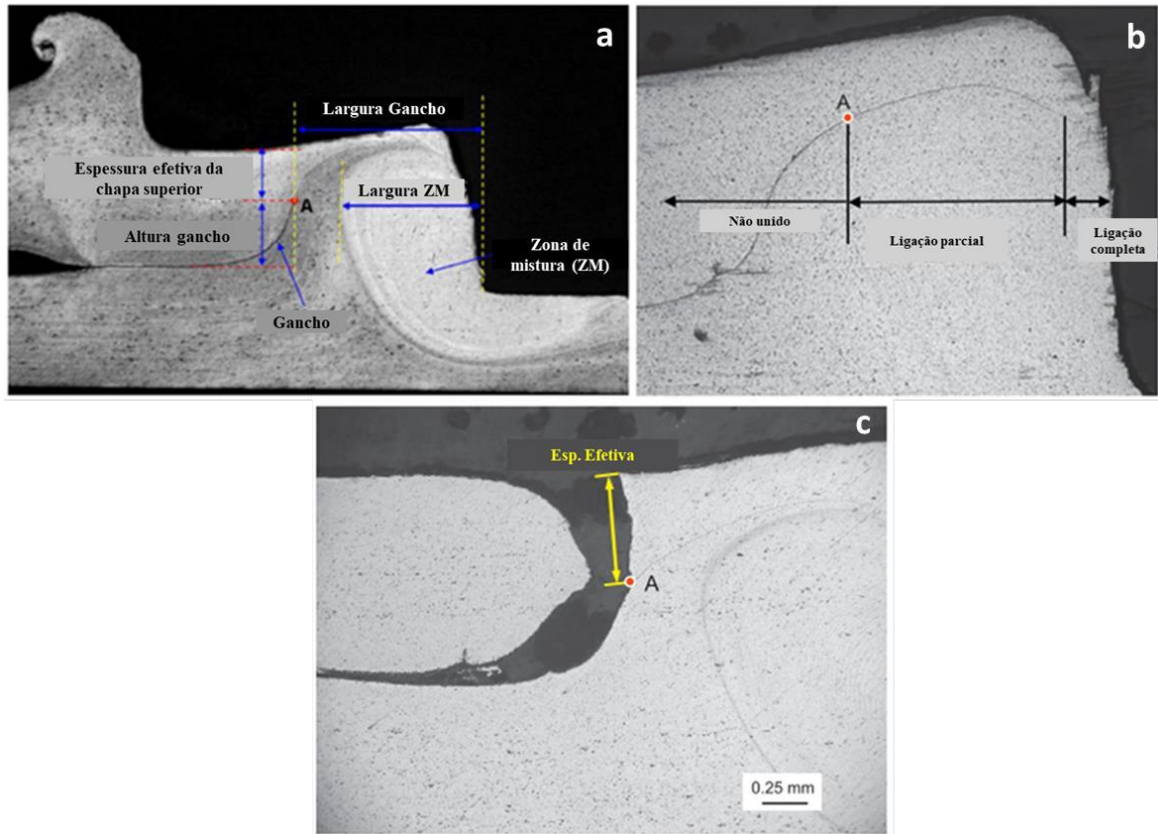
3.5.2 Resistência ao Arrancamento

A maioria dos trabalhos que avaliam as propriedades mecânicas de soldas por FSSW realizam ensaios de arrancamento por tração, já que esse tipo de método é utilizado com frequência como um requisito de qualidade para soldas automotivas com o objetivo de definir uma resistência mínima de união, especialmente para soldas por resistência (AWS D8.1M: 2007, 2016). No entanto, não foi definida ainda nenhuma norma para FSSW que possui uma geometria diferente daquela obtida pela solda por resistência. Enquanto a FSSW possui um “furo de fechadura” que limita a resistência da união, a solda por resistência pode conter porosidade e, da mesma forma, restringir sua propriedade mecânica (SHEN; DING; GERLICH, 2020).

O desempenho mecânico do FSSW é altamente dependente das propriedades do material base e do aspecto macroscópico, como a geometria do gancho formado na região da solda, largura de ligação e espessura efetiva da chapa superior (BADARINARAYAN; YANG; HUNT, 2008; SHEN et al., 2013). O que se observa nos ensaios mecânicos, Figura 27, é que é comum a trinca iniciar sua propagação a partir da região do gancho e daí em diante se alastra em direção à espessura efetiva da chapa superior. Por conta disso, entende-se que a espessura da chapa superior é um fator decisivo para a resistência mecânica da solda, pois é ela que oferece resistência contra cargas externas. Dessa forma, quanto maior for a espessura efetiva da chapa superior, maior será a resistência da solda. O gancho, por sua vez, tem papel fundamental na espessura efetiva da chapa superior pois é a partir do mesmo que a espessura

passa a ser medida. Sendo assim, se a altura do gancho é maior, menor será a espessura efetiva (BADARINARAYAN et al., 2009b).

Figura 27 – Ponto de solda formado em processo de FSSW de alumínio 5754-O onde é visualizada a: a) Geometria de gancho b) largura das uniões formadas no ponto de solda e c) espessura efetiva da chapa superior



Fonte: Autor “adaptado de” (BADARINARAYAN et al., 2009b).

Quanto à área de ligação, Khan et al (2007) mostraram que há uma forte correlação entre ela e a resistência mecânica. Foi observado que para maiores larguras de união, a resistência mecânica do ponto de solda de FSSW aumenta e o inverso acontece quando a largura é menor.

3.6 FSSW em Aços

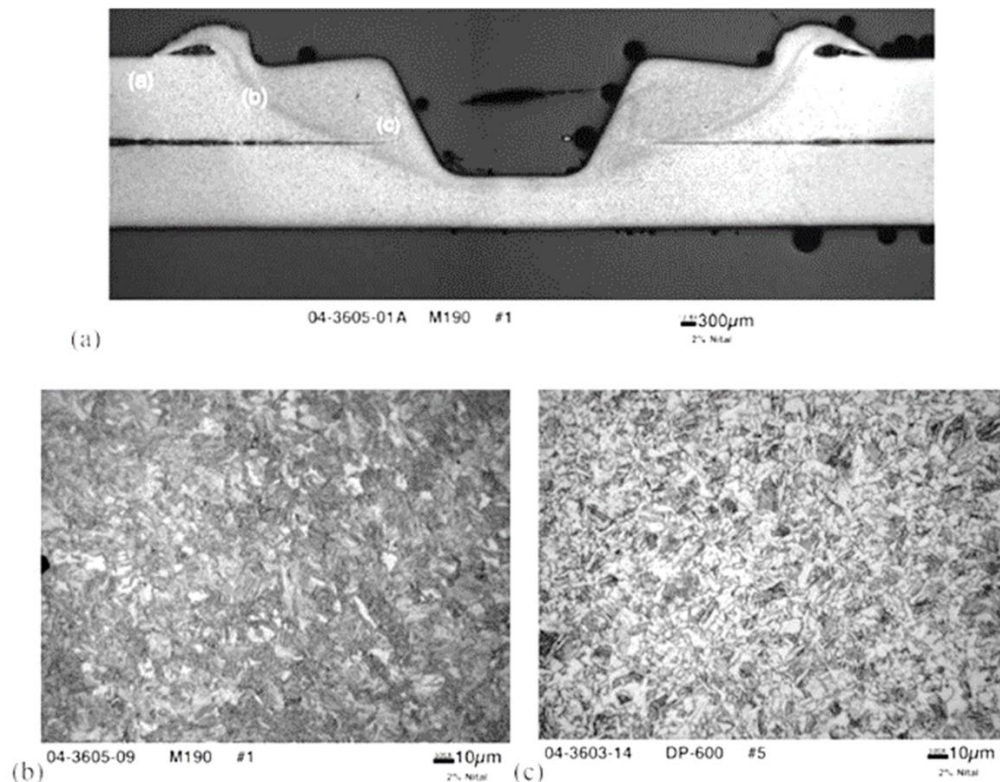
O desenvolvimento de materiais avançados para ferramentas de FSW e FSSW tornou possível a aplicação deste método de soldagem em aços e, com o passar do tempo, cada vez mais estudos em aços avançados de alta resistências foram realizados.

Um dos desafios que se tem em relação ao FSSW para aços de ultra alta resistência, como o 22MnB5 conformado a quente, são as forças axiais da ordem de 14-40 kN associadas ao processo, que são maiores do que o limite de 8 kN que um robô de soldagem padrão pode

sustentar (MILES; KARRI; HOVANSKI, 2014). Outro desafio que está associado ao FSSW em aços de ultra resistência é a vida útil da ferramenta. O desgaste tende a ser maior por trabalhar em forças axiais de alta magnitude e em altas temperaturas, o que ainda dificulta a implementação do método em larga escala (CHUNG et al., 2009). Além do número limitado de estudos na área, Hovanski, Santella e Grant (2007) sugerem ser necessário estudo maior dos parâmetros de soldagem e da geometria da ferramenta de FSSW para aprofundar como a técnica se aplica para esse tipo de material e, partir disso, usá-la em regiões específicas de carroçarias de automóveis onde a solicitação em ensaios de impacto é maior.

Feng et al. (2005) estudaram o FSSW com ferramenta PCBN em solda dissimilar de aço martensítico M190 e DP600 e obtiveram uma região de união ao redor do “furo de fechadura” estreita, porém com forças de arrancamento superiores a 10 kN. Na Figura 28, observa-se que a ZM apresenta, no aço M190, uma estrutura inteiramente martensítica, conforme o metal base. No entanto, o aço DP600 apresentou estrutura em parte de ferrita acicular e bainita, o que indica uma redução de dureza da estrutura em comparação ao metal base, que até então apresentava ferrita e martensita.

Figura 28 – a) Macroestrutura de ponto de solda produzido com FSSW em aço M190 e microestrutura da b) zona termomecanicamente afetada e c) material base



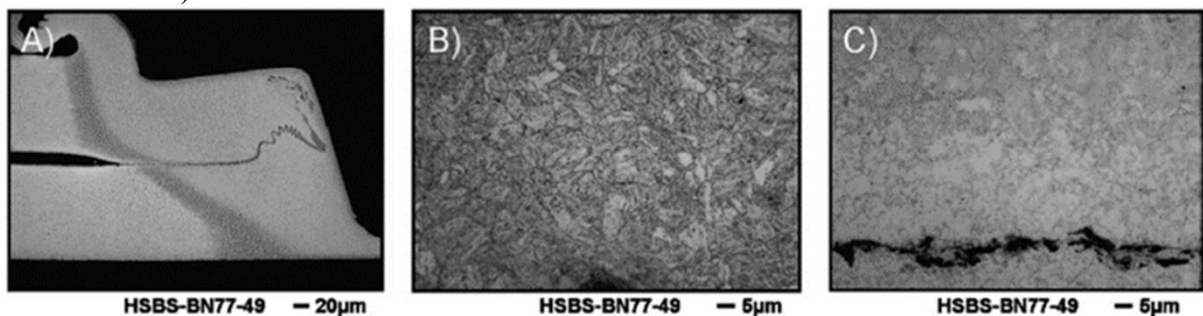
Fonte: FENG et al., 2005

Saunders et al. (2014) publicaram a aplicação de FSSW em aço DP980 com a utilização de ferramenta PCBN e observaram que até 900 soldas poderiam ser feitas com esse material antes de falha na ferramenta. Ensaio de arrancamento foram realizados e cargas de até 11 kN foram registradas. O modo de falha da união entre as chapas foi dependente da redução de dureza da ZTMA, assim como a área de ligação do ponto de solda.

Aldanondo et al. (2013) estudaram o FSSW em aço DP1200 ao utilizar ferramenta de WC-Co e conseguiram amostras com forças superiores a 16 kN em ensaios de arrancamento, obtendo bons resultados. O aço DP1200 tem por características apresentar fases de ferrita e martensita em seu metal base e a dureza dessa região foi medida com valores de 420 HV1. A ZTMA, no entanto, apresentou estruturas de ferrita e perlita, com grãos de tamanho reduzido, e uma dureza menor em comparação com o material base, devido à perda dos grãos de martensita, de 250 HV1. Por sua vez, a ZM já apresentou grãos de martensita, similar à do metal base, e por conta da dureza dessa microestrutura, a dureza do material na região teve recuperação da dureza.

Hovanski et al. (2007) fizeram um estudo de FSSW em aço ao boro estampado a quente, utilizando ferramenta de PCBN, e observou que a maior parte do ponto de solda apresentou características semelhantes à do material base, com estrutura comparável à de martensita, com exceção de uma fina camada de ferrita que foi originada na interface entre as duas chapas de aço e passava até o centro do “furo de fechadura”, conforme a Figura 29. A partir do centro da solda, houve um aumento gradual de dureza conforme se aproximava do metal base.

Figura 29 - a) Macroestrutura de ponto de solda produzido com FSSW em aço ao boro conformado a quente e microestrutura da b) zona termicamente afetada com característica de martensita e c) banda de ferrita na zona de mistura

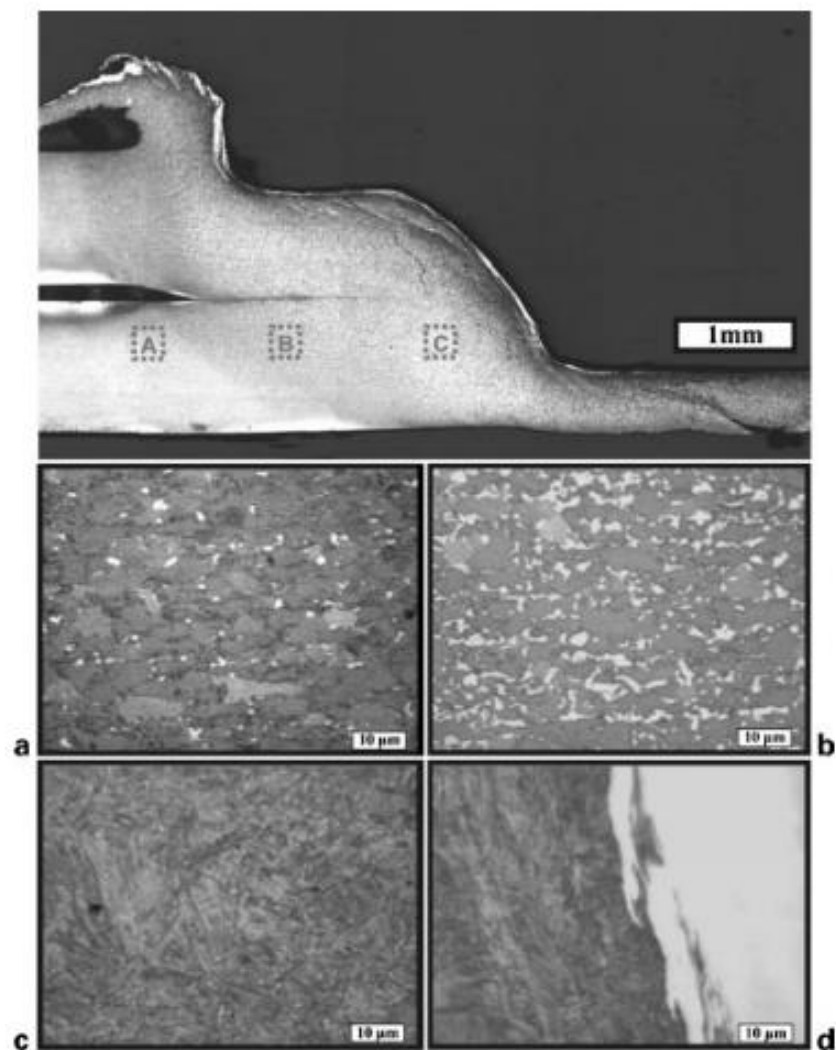


Fonte: HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007.

A banda de ferrita, por ter uma menor dureza do que a martensita, acabou por se tornar o “fusível” da falha e a conclusão é que estudos posteriores poderiam melhorar a homogeneidade da solda para obter melhores resultados mecânicos.

Khan et al. (2007) também estudaram o FSSW com aço DP600 ao utilizar ferramenta de W-Re. Conforme Figura 30, o material base era composto por ilhas de martensita em uma matriz de ferrita, com uma dureza de 200 HV. A ZTMA era composta de martensita em ripas e fina ferrita acicular. Essa região foi sujeita a altas temperaturas e altas taxas de deformação, resultando em recristalização dinâmica e crescimento de grãos. Essa região apresentou dureza de 300 HV. Na ZM a microestrutura é composta de uma martensita bastante refinada, com uma dureza de 350 HV.

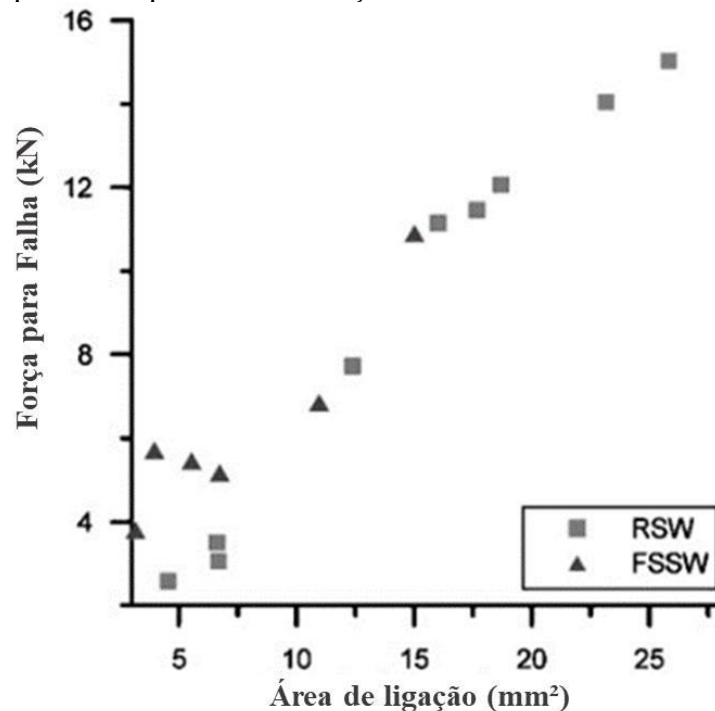
Figura 30 – Microestrutura do ponto de solda produzido por FSSW em aço DP600 em diferentes regiões: a) metal base b) zona termicamente afetada c) zona termomecanicamente afetada e d) zona de mistura



Fonte: KHAN et al., 2007.

Quanto aos ensaios de arrancamento, conforme Figura 31, foi feito um comparativo do FSSW e soldas ponto por resistência e houve uma forte correlação entre a força necessária para falhar no ensaio mecânico e a área de ligação entre as duas chapas. Foi concluído que o FSSW foi limitado já que a área de ligação passa a ser menor comparativamente à solda por resistência por conta da presença do “furo de fechadura”.

Figura 31 – Variação da força para falha em ensaio de arrancamento em função da área de ligação da solda produzida por FSSW em aço DP600



Fonte: Autor “adaptado de” KHAN et al., 2007.

A redução do “furo de fechadura” é um aspecto importante e necessita de maiores estudos para entender sua viabilidade, visto que caso seja feita com sucesso pode determinar a qualidade da solda, sua resistência e seu aspecto visual para aplicações automotivas.

3.7 Aço 22MnB5

O aço 22MnB5 tem por característica uma alta temperabilidade e, portanto, facilidade em formar martensita quando este material passa por um tratamento térmico de têmpera. O elemento Boro, presente na liga, é um dos responsáveis por esse comportamento. Uma pequena quantidade de Boro aumenta significativamente a temperabilidade do aço, baseado na premissa

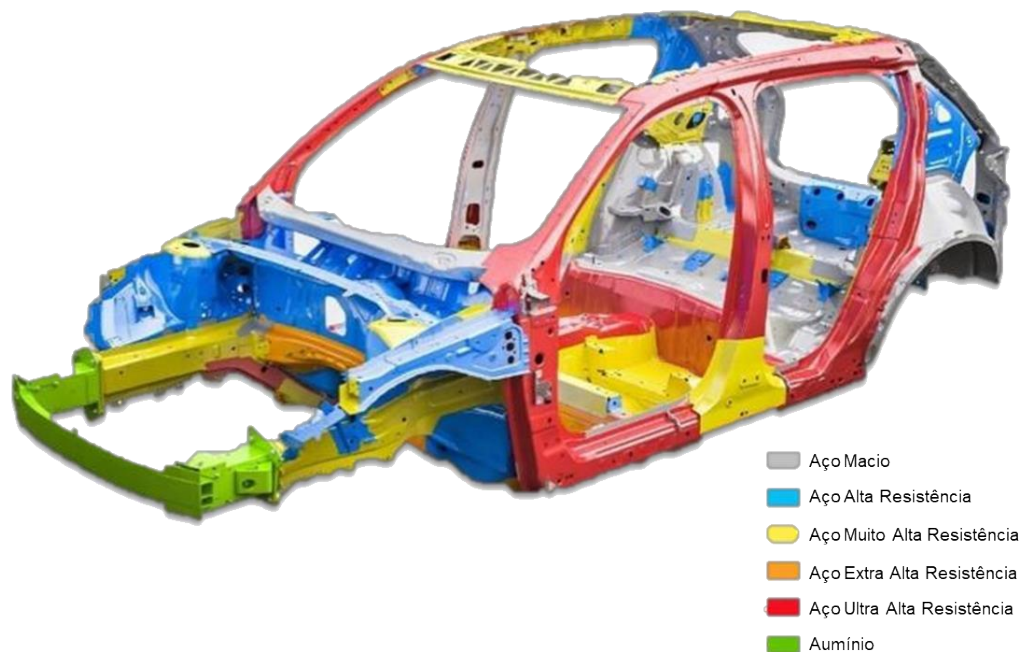
de que o elemento citado é segregado facilmente para o contorno de grão da austenita, uma vez que o material foi aquecido, dificultando a nucleação de ferrita e, conseqüentemente, melhorando a temperabilidade (MUN et al., 2012).

Por conta dessa propriedade, esse tipo de aço é bastante utilizado para conformação a quente, pois aços ao boro são os únicos que consegue produzir uma microestrutura completamente martensítica quando uma ferramenta resfriada por água é utilizada (KARBASIAN; TEKKAYA, 2010).

O processo de conformação a quente com o aço 22MnB5 consiste de aquecê-lo a uma temperatura entre 850°C e 950°C, para austenitização, até que o material é deformado por uma ferramenta de conformação resfriada para obter uma estrutura martensítica (TURETTA; BRUSCHI; GHIOTTI, 2006).

Ao se trabalhar com essa microestrutura, especialmente na indústria automobilística, é possível reduzir o peso por componente e aumentar a resistência mecânica da peça (RAMALHO et al., 2017). Atualmente, a indústria automobilística busca carros mais seguros, devido à requisitos cada vez mais severos, seja de legislações, seja de institutos independentes, e ao mesmo tempo mais leves para menor uso de recursos e menores emissões de poluentes (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007). Por conta disso, as carrocerias automotivas atualmente possuem em regiões estratégicas a presença de aços conformados a quente, conforme Figura 32.

Figura 32 – Carroceria de automóvel com aços conformados à quente.



Fonte: Autor “adaptado” de Arcelormittal, 2020.

Observa-se aços conformados a quente nas regiões de coluna A, coluna B, coluna C e soleira, pois são regiões que, em casos de colisões frontais ou laterais, absorvem a energia e precisam se manter íntegras para proteção aos ocupantes.

3.8 *Design of Experiments (DOE)*

O FSSW, assim como outros métodos de soldagem, possui muitas variáveis de processo e para que se possa estudá-lo de forma que se retire conclusões robustas a respeito da influência dos diferentes fatores é necessária a utilização de uma estratégia de experimentação (MONTGOMERY, 2017).

Experimentação é uma parte vital do método científico e um experimento bem planejado é importante porque os resultados e conclusões que podem ser tiradas depende da maneira com a qual os dados foram coletados. O DOE é uma ferramenta poderosa para a análise de causa e efeito em geral e para a melhoria de processos. Segundo MONTGOMERY (2017), a aplicação do DOE pode resultar em rendimentos de processo melhorados, redução do tempo de desenvolvimento, redução de custo em geral, além de seleção de parâmetros que funcionem de forma robusta.

DOE se refere ao processo de planejar o experimento de forma que dados apropriados serão coletados e analisados por métodos estatísticos, resultando em conclusões válidas e objetivas. Quando o problema envolve dados que estão sujeitos à erros experimentais, métodos estatísticos são a única forma objetiva para a análise. Portanto, há dois aspectos para qualquer problema experimental: o design do experimento e a análise estatística dos dados (MONTGOMERY, 2017).

Segundo MONTGOMERY (2017), há três princípios básicos do DOE: aleatorização, replicação e blocagem. Aleatorização é a pedra fundamental do uso dos métodos estatísticos no design de experimentação, e significa que tanto o material de experimentação quanto a ordem dos experimentos precisam ser aleatórias.

Por replicação, entende-se uma repetição de ensaio para cada fator de combinação. Portanto, refere-se ao número de réplicas presentes no planejamento. Isso permite obter uma estimativa do erro experimental (MONTGOMERY, 2017).

Por último vem a blocagem que é uma técnica usada para melhorar a precisão com a qual comparações entre fatores de interesse são feitos. Com frequência, blocagem é utilizado

para reduzir ou eliminar variáveis que não são do interesse do experimentador, como a utilização de materiais de lotes diferentes, por exemplo (MONTGOMERY, 2017).

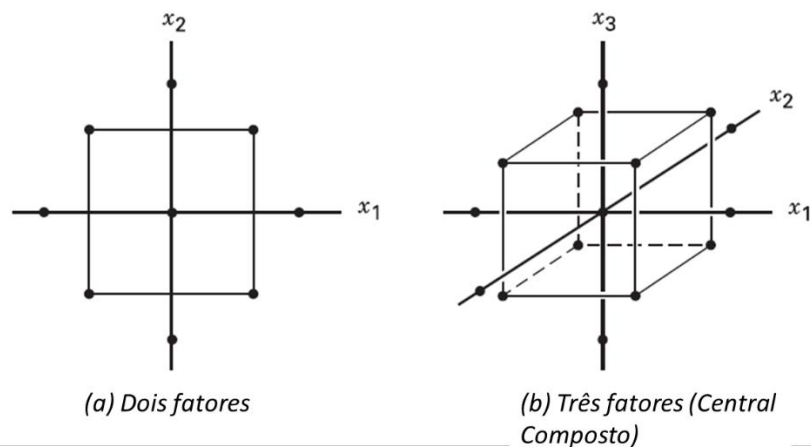
Ainda, segundo MONTGOMERY (2017), há outros aspectos importantes para o design e análise de um experimento com a metodologia estatística, tais como: reconhecimento do problema; seleção das respostas que serão importantes para análise após os experimentos; escolha dos fatores, sendo estes as variáveis de entrada, níveis e a faixas a serem utilizadas; escolha do design experimental; executar o experimento; análise estatística dos dados e conclusões e recomendações.

3.8.1 Delineamento Central Composto

A maior vantagem de se trabalhar com planejamento fatorial é que se torna possível avaliar as interações entre os fatores e todas as suas possíveis combinações. Dessa forma se há “a” níveis de fator A, e “b” níveis de fator B no experimento, cada réplica conterá todas as combinações “ab”. Esse é o caso do planejamento fatorial com apenas dois fatores (MONTGOMERY, 2017).

No entanto, há situações em que é necessário o trabalho com efeitos quadráticos, de forma a descrever a curvatura do modelo. A solução para isso é a utilização de três fatores a partir da adição de pontos axiais nos testes de modo a satisfazer o modelo de segunda ordem (MONTGOMERY, 2017). A Figura 33a indica os modelos de planejamento fatorial e a Figura 33b de delineamento central composto, com acréscimo de um fato do modelo fatorial 2^k .

Figura 33 – Modelos de Planejamento fatorial (a) e Central Composto (b).



Fonte: Autor “adaptado” de Montgomery, 2017

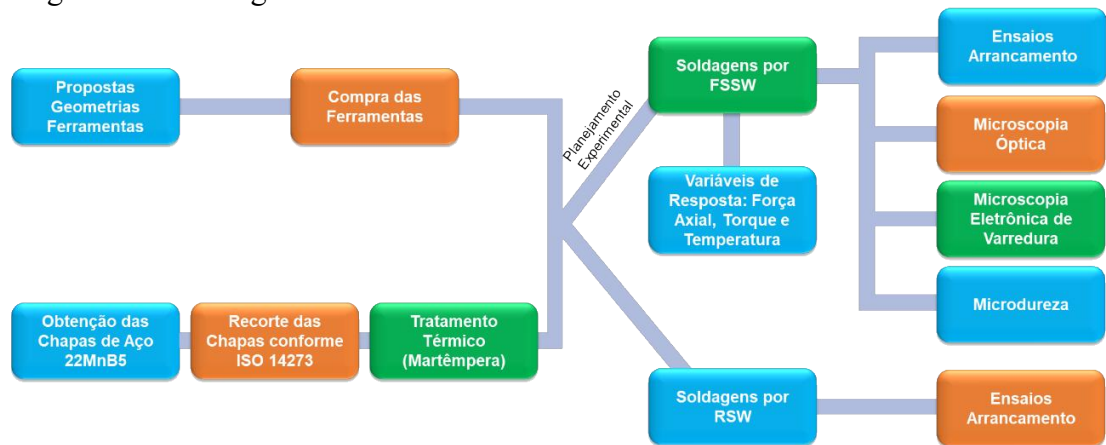
Essa técnica foi desenvolvida por Box e Wilson, em 1951, visando a redução do número de pontos experimentais na indústria, onde o erro experimental, de maneira geral, é menor. Para a utilização deste método é comum repetir apenas o ponto central e é considerado um delineamento eficiente por requerer poucos ensaios para sua realização (MATEUS; BARBIN; CONAGIN, 2001).

Outra característica interessante do delineamento central composto é para a busca do ponto ótimo. Utilizando-o é necessário um número menor de tratamentos quando comparado a um planejamento fatorial completo e, além disso, pode ser utilizado sequencialmente, de forma a caminhar no sentido da otimização. Isso consiste de chegar, primeiramente, à região que contém o ótimo e, posteriormente, comparar a parte curvilínea referente aos pontos axiais e maximizar os resultados (MATEUS; BARBIN; CONAGIN, 2001).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

A fim de se estudar as variações de parâmetros e a influência da geometria da ferramenta na qualidade do ponto de solda foi feito um fluxograma de trabalho, conforme Figura 34.

Figura 34 – Fluxograma de trabalho



Fonte: Autor

4.1 Ferramentas

O material de ferramenta mais promissor para soldagem de FSSW em aços de alta resistência, segundo SHEN et al (2020), é o nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN) e, portanto. Essa ferramenta já foi utilizada com sucesso em estudos de FSSW em aços conformados a quente e, portanto, foi o material selecionado para este trabalho.

A geometria da ferramenta foi desenvolvida com base nos diversos trabalhos da literatura (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007; HSU; WU; TSAI, 2018; KHAN et al., 2007; SANTELLA et al., 2010; SAUNDERS et al., 2014). Verificou-se que para trabalhos de FSSW em aços, quando trabalhado com valores de espessura entre um milímetro e 2 mm, o diâmetro manteve-se em torno de 10 mm.

A revisão bibliográfica mostrou que o formato do ombro é de fundamental importância para a geração de calor, escoamento plástico e geometria de gancho que é formada após o recuo da ferramenta. Lin et al (2008) e Arul et al (2005) mostraram que a geometria côncava do ombro tem vantagem em relação às geometrias planas e convexas testadas em alumínio. O ombro côncavo consegue reter de forma mais eficiente o material extrudado da peça de trabalho e cria uma maior zona de mistura em comparação com as outras geometrias. Por isso, o formato do ombro, para FSSW em aços 22MnB5, escolhido neste trabalho foi côncavo.

Quanto à geometria do pino, conforme revisão bibliográfica, observou-se que os formatos mais comuns de pinos são cilíndricos e cônicos, com predominância do formato cônico para aços. De forma geral, os comprimentos de pino mais usados para aços são maiores do que a espessura da peça de trabalho superior (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007; HSU; WU; TSAI, 2018; KHAN et al., 2007; SANTELLA et al., 2010; SAUNDERS et al., 2014), porém Santella et al. (2010) observaram que o uso de comprimento de pino menor resultou em resistência ao arrancamento superior para aços de alta resistência. Portanto, o comprimento do pino da ferramenta de FSSW, em aços 22MnB5 conformados a quente, foi uma das variáveis avaliadas neste trabalho.

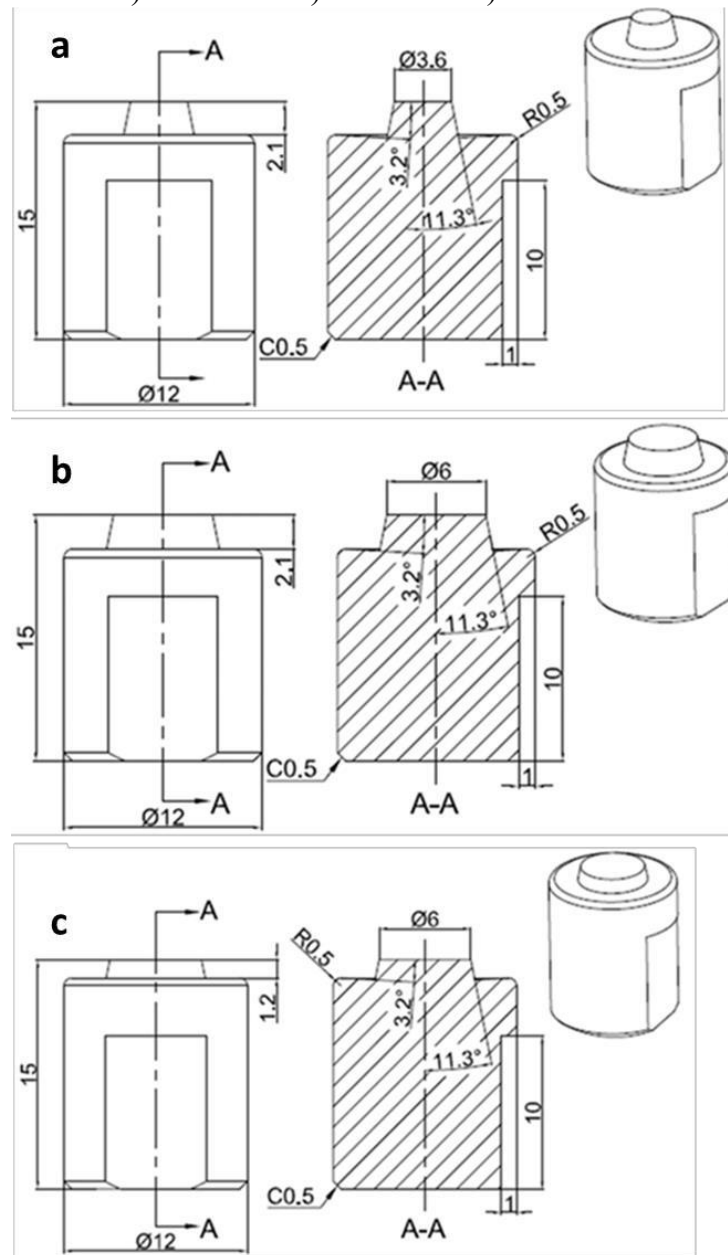
O diâmetro do pino também é um parâmetro importante para a geometria da ferramenta por ser a primeira parte dela que entra em contato com a peça de trabalho, conforme descrito na revisão bibliográfica. Neste trabalho, foram utilizados dois valores de razão entre diâmetro do pino e diâmetro do ombro: 50% e 30%. Assim, foi possível verificar se a razão entre 40% e 63% de fato é aplicável para aços 22MnB5 conformados a quente, e investigar como a variação de diâmetro de pino influencia na solda.

O diâmetro do ombro utilizado foi de 12 mm, próximos aos 10 mm encontrados na literatura (HOVANSKI; SANTELLA; GRANT, 2007), com o intuito de potencializar o diâmetro do pino e gerar maior atrito e calor na peça de trabalho.

Ademais, foi feito um recorte de 10 mm no sentido longitudinal da ferramenta para permitir a fixação a partir de parafusos na haste de fixação.

Três geometrias, portanto, foram propostas, conforme Figura 35a, Figura 35b e Figura 35c. Para facilitar a identificação das ferramentas assumiu-se que a nomenclatura “D” se refere ao diâmetro e “H” (referência à *height*, em inglês) se refere à altura do pino da ferramenta. A primeira geometria foi chamada de D3.6-H2.1, a segunda foi chamada de D6-H2.1 e a última foi chamada de D6-H1.2, respectivamente.

Figura 35 – Geometria das ferramentas de PCBN para FSSW: a) D3.6-H2.1 b) D6-H2.1 e c) D6-H1.2



Fonte: Autor

4.2 Material das chapas

Para este trabalho foram utilizadas chapas de aço ao boro 22MnB5, produzido pela ArcelorMittal e tem o nome comercial Usibor®. Esse material é muito utilizado pela indústria automobilística, principalmente para a produção de regiões da carroçaria que necessitam de alta resistência em testes de impacto, como coluna A, coluna B e túnel. As chapas foram cedidas

pela Volkswagen, em formato blank, antes da conformação a quente, com comprimento de 1076 mm, largura de 313 mm e espessura de 1,3 mm.

A composição química do material foi informada pelo fornecedor e é dada pela Tabela 1, em porcentagem:

Tabela 1 – Composição química das amostras de aço Usibor® da ArcelorMittal

Elemento Químico	Composição (%)
C	0,2206
Si	0,2420
Mn	1,2300
P	0,0200
S	0,0019
Al	0,0420
Cu	0,0100
Ni	0,0080
Cr	0,1990
Mo	0,0010
V	0,0020
Nb	0,0003
N	0,0042
Sn	0,0010
Ti	0,0280
B	0,0025
Ca	0,0020

Fonte: Certificado de matéria prima da ArcelorMittal

O material abordado tem as seguintes características mecânicas: limite de escoamento igual 405 MPa, limite de resistência à tração de 566 MPa e alongamento de 22,1%, conforme a Tabela 2, retirada do certificado de material do fornecedor.

Tabela 2 - Propriedades mecânicas do aço Usibor® da ArcelorMittal

Nº da Amostra	Tração Unidade: MPa Base: 80				
	Posição - Direção	LE	LR	Razão EI (%)	Alongamento (%)
2632867	IT	405	566	71	22,1

Fonte: Certificado de matéria prima da Arcelormittal

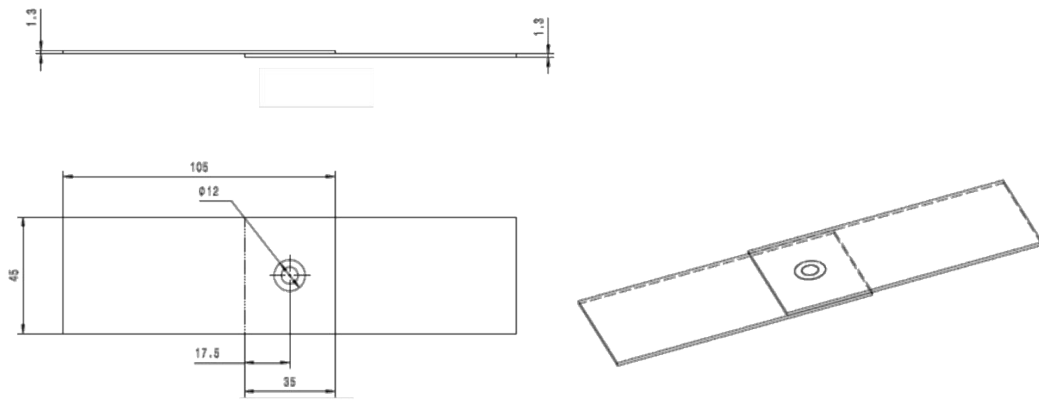
4.3 Métodos

4.3.1 Corpos de prova

As chapas foram recortadas por uma máquina de corte a jato de água com abrasivo, nas dimensões de 105 mm de comprimento, 45 mm de largura e 1,3 mm de espessura a fim de que se obtivesse a geometria necessária para a soldagem das juntas sobrepostas com espessura combinada de 2,6 mm e para que fosse realizado posteriormente o ensaio de cisalhamento da norma ISO14273:2016 “Specimens Dimensions and Procedure for Shear Testing Resistance Spot, Seam and Embossed Projection Welds”.

As chapas foram posicionadas de acordo com a ISO14273:2016, conforme Figura 36, obtendo uma sobreposição de 35 mm de uma chapa sobre a outra.

Figura 36 – Configuração das chapas de aço 22MnB5 para a soldagem de FSSW

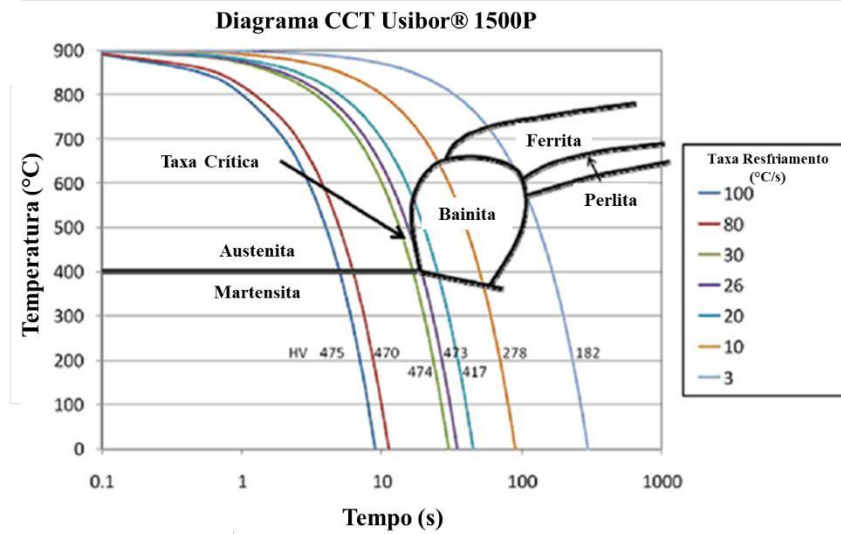


Fonte: Autor

4.3.2 Tratamento Térmico

A fim de simular as características de um material conformado a quente, foi feito um tratamento térmico nas chapas já recortadas. Como referência de dureza de chapas Usibor®, da ArcelorMittal, conformadas a quente, utilizou-se o diagrama da Figura 37, de modo que se buscou o valor mais próximo possível. Portanto, a dureza que se esperava com o tratamento térmico ficaria em torno de 47 HRC.

Figura 37 – Diagrama CCT de aço Usibor® da ArcelorMittal



Fonte: Autor “adaptado de” TANG et al., 2014.

No entanto, tomou-se o cuidado de fazer o tratamento térmico das chapas sem que houvesse deformações significativas com o choque térmico. Portanto, o tratamento escolhido foi o de martêmpera.

Para isso, a empresa Amortemp Tratamentos Térmicos Eireli foi contratada e o maquinário da mesma foi utilizado, conforme Figura 38.

Figura 38 – Máquina de martêmpera na região a) frontal b) posterior



Fonte: Autor

As peças foram aquecidas até a temperatura de 860°C , para austenitização, e resfriadas em um primeiro estágio a 280°C em banho de água com sal, durante 30 minutos, conforme a Figura 39.

Figura 39 – Estrutura para banho de sal na máquina de martêmpera



Fonte: Autor

Após o banho de água com sal a peça foi resfriada com água a temperatura ambiente e concluiu-se o tratamento térmico.

A dureza obtida ao final do processo variou entre 43 e 45 HRC, atingindo uma dureza próxima àquela do aço conformado a quente.

4.3.3 Equipamento de Soldagem de FSSW

O equipamento utilizado para realizar as soldagens foi o GG-7, da empresa MTI, instalado no Laboratório de Estruturas Leves (LEL) do Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT), localizado na cidade de São José dos Campos, conforme Figura 40. A máquina possui capacidade de 80 kN de força axial, 3000 rpm de rotação, 3000 mm/min de velocidade de avanço e 280 Nm de torque. O cabeçote é equipado com células de carga que possibilitaram o monitoramento dos esforços obtidos durante o processo de soldagem. Os dados de entrada foram aplicados no comando numérico computadorizado (CNC) e os parâmetros de solda definidos neste trabalho, com mais detalhes no tópico 4.3.12, foram empregados a partir do mesmo.

Figura 40 – Máquina de FSW, localizada no IPT de São José dos Campos



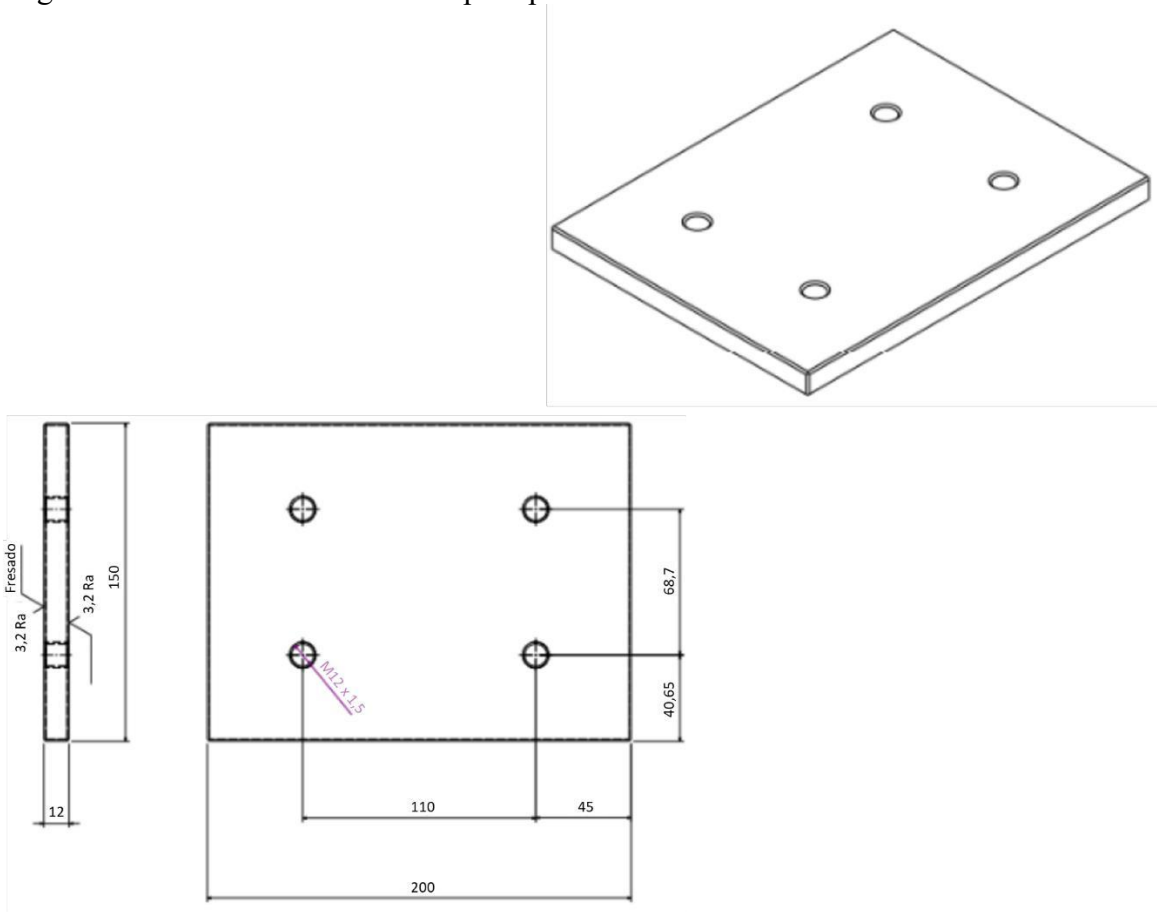
Fonte: Autor

4.3.4 Base de fixação

O método de FSSW exige que as chapas a serem soldadas estejam bem fixadas, devido ao alto atrito entre o material de trabalho e à ferramenta que gira em alta velocidade. Dessa forma, foi utilizado um conjunto composto de base de apoio, base de fixação, sujeitador lateral e bigorna, que formaram a base de fixação das chapas, conforme desenvolvido por Barbosa (2021).

A base de apoio, conforme Figura 41, foi necessária para adaptação da máquina de soldagem, com o fim de realizar soldagens de FSSW, pois a mesma é construída para o processo de FSW.

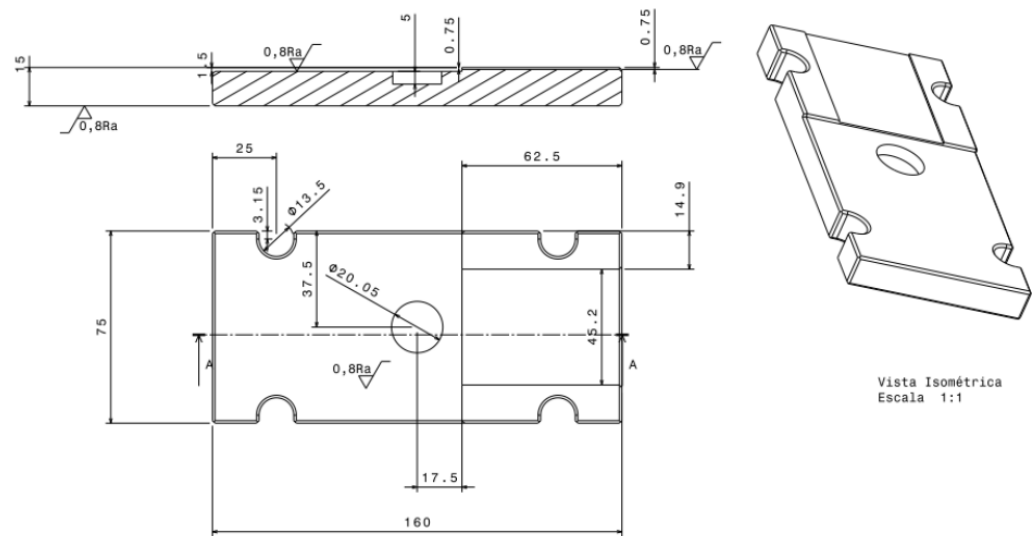
Figura 41 – Geometria da base de apoio para FSSW



Fonte: Autor “adaptado” de Barbosa, 2021

Instalada acima da base de apoio, uma base de fixação foi utilizada com o fim de manter o correto posicionamento das chapas com base na ISO14273:2002, conforme Figura 42. Ao centro da base foi realizado um alojamento com o intuito de abrigar uma bigorna de metal duro eletroerodida.

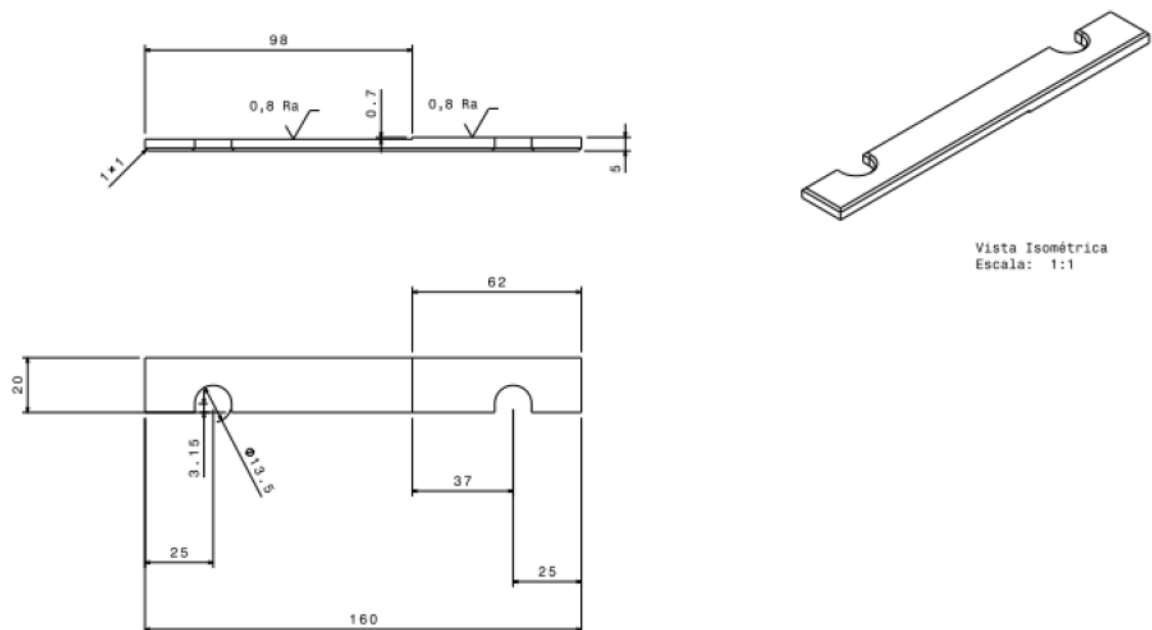
Figura 42 – Geometria da base de fixação para FSSW



Fonte: Barbosa, 2021

Duas peças laterais chamadas de sujeitadores, Figura 43, foram utilizadas para fixar as chapas a partir de quatro parafusos. A força de compressão realizada pelos parafusos possibilitou a fixação das chapas.

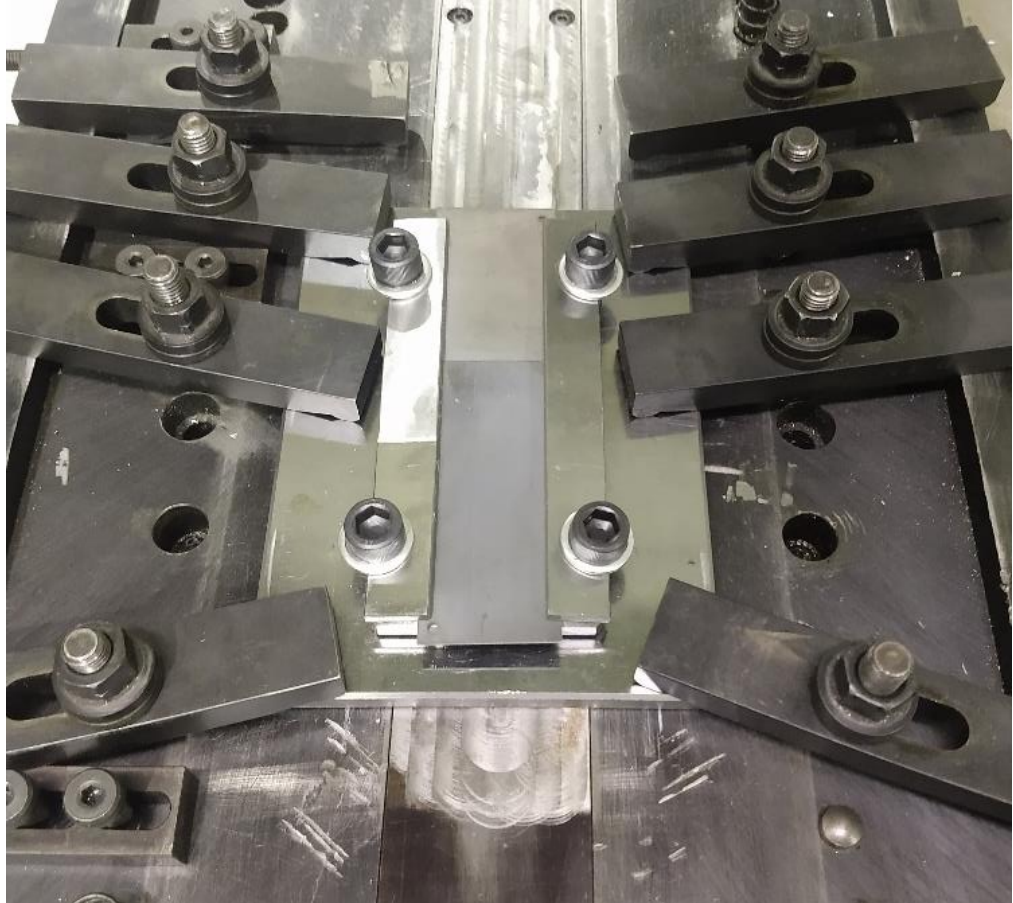
Figura 43 – Geometria de sujeitadores para FSSW



Fonte: Barbosa, 2021

O conjunto montado, já com as chapas fixadas, é mostrado na Figura 44.

Figura 44 – Conjunto para fixação das chapas sobrepostas para FSSW

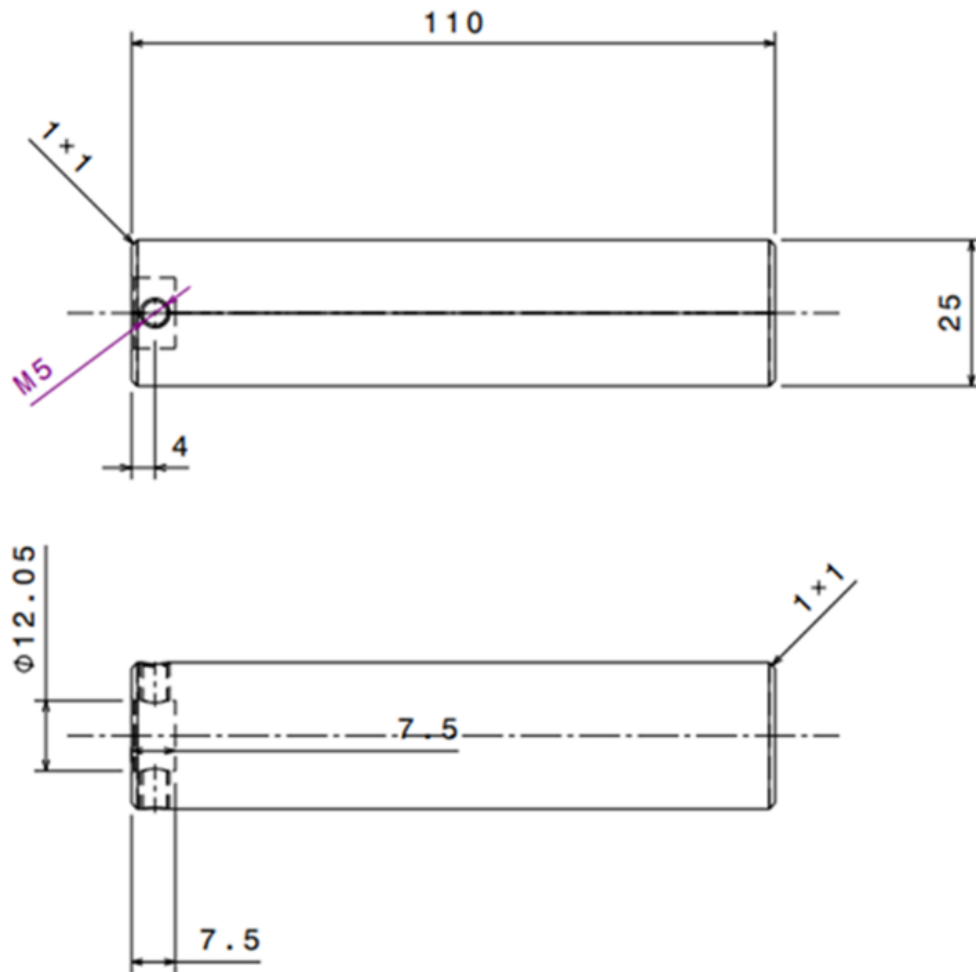


Fonte: Autor

4.3.5 Haste para Fixação de Ferramenta

Outra adaptação necessária para a máquina de soldagem por FSSW foi um suporte para fixação da ferramenta de FSSW, Figura 45. O suporte foi desenvolvido para abrigar a ferramenta cujo diâmetro maior é de 12 mm, e para isso foram utilizados dois furos transversais na região de posicionamento da ferramenta com o intuito de fixá-la através de dois parafusos.

Figura 45 – Haste de fixação de ferramenta para FSSW



Fonte: Autor

4.3.6 Planejamento Experimental

Apesar de ser aplicado com frequência em chapas de alumínio e outras ligas de baixa temperatura de fusão, os estudos de FSSW em aços conformados a quente ainda não são muito numerosos. Para que se verifique a aplicabilidade nesse material, além da contribuição da geometria da ferramenta, é necessário entender como os parâmetros de soldagem influenciam na qualidade da solda. Dessa forma, com o intuito de propor melhorias ao processo de FSSW realizado em aços ao boro conformados a quente, foi feito um levantamento dos parâmetros já utilizados na literatura e foram definidas as variáveis independentes.

Com base no trabalho de Su et al. (2006b) e Lathabai et al. (2006), a rotação é um fator preponderante na qualidade e resistência da solda de FSSW, pois pode aumentar o atrito, a temperatura e, conseqüentemente, a área de ligação entre as duas chapas. Outro parâmetro

significativo é a taxa de penetração da ferramenta, conforme Awang e Mucino (2010) e Su et al. (2006), pois ela pode determinar a eficácia do tempo de processo e também da energia utilizada. Por último, Santella et al. (2010) e Fujimoto et al. (2005) estudaram a importância do tempo de permanência da ferramenta sobre o material e o quanto isso pode influenciar na resistência da solda.

Em resumo, as variáveis independentes escolhidas foram: velocidade de rotação da ferramenta, taxa de penetração e tempo de permanência. Reunindo os dados da revisão bibliográfica para aços de alta resistência, foram definidos os intervalos dos parâmetros, conforme Tabela 3.

Tabela 3 - Intervalos de parâmetros para FSSW em aço ao boro conformado a quente

Variáveis	Valores
Velocidade de Rotação (rpm)	727 a 2073
Taxa de Penetração (mm/s)	0,4 a 2,4
Tempo de permanência (s)	2,6 a 9,4

Fonte: Autor

O planejamento experimental escolhido foi o delineamento central composto, pois, conforme foi abordado na revisão bibliográfica, esse método possui alta eficiência e consegue trabalhar com um número menor de ensaios quando comparado ao planejamento fatorial completo. Os dados foram tratados a partir do Software Statistica, a partir da ferramenta DOE. Com as três variáveis independentes, seis pontos estelares e mais 4 repetições no ponto central foram planejadas 18 soldagens para cada ferramenta, conforme Tabela 4, resultando em um total de 54 soldas. A ordem das soldagens com os respectivos parâmetros foi escolhida de maneira aleatória.

Este planejamento teve como objetivo entender de que forma os parâmetros de soldagem, no caso as variáveis independentes, influenciam na qualidade e na resistência da solda e correlacionar esses resultados com os ensaios mecânicos e análises microestruturais. Por fim, com a superfície de resposta gerada pelo método estatístico, entender quais os melhores parâmetros de processo para o material e o método em questão.

Tabela 4 - Planejamento experimental com os parâmetros de entrada selecionados.

Ensaio	Rotação (rpm)	Velocidade Penetração (mm/s)	Tempo Permanência (s)
16(C)	1400	1,4	6,0
16(C)_2	1400	1,4	6,0
4	1000	2,0	8,0
5	1800	0,8	4,0
3	1000	2,0	4,0
13	1400	1,4	2,6
14	1400	1,4	9,4
8	1800	2,0	8,0
6	1800	0,8	8,0
7	1800	2,0	4,0
1	1000	0,8	4,0
10	2073	1,4	6,0
12	1400	2,4	6,0
9	727	1,4	6,0
11	1400	0,4	6,0
15(C)	1400	1,4	6,0
15(C)_2	1400	1,4	6,0
2	1000	0,8	8,0

Fonte: Autor

4.3.7 Temperatura

Outro fator importante para compreensão do processo é a temperatura. Ela foi medida neste trabalho com a utilização de uma câmera térmica FLIR T450sc, conforme Figura 46.

A câmera foi posicionada em um tripé à frente do local onde ocorreram as soldagens, com foco no ponto de solda do FSSW. A emissividade utilizada para fazer a filmagem foi, conforme catálogo do fabricante sugere para peças laminadas a quente, 0,77.

Figura 46 – Câmera térmica FLIR T450sc



Fonte: TELEDYNE FLIR, 2021.

4.3.8 Ensaio de Arrancamento

Para medição da resistência mecânica dos pontos de solda das amostras, foram realizados ensaios de arrancamento por meio da norma ISO 14273:2016, em uma máquina de tração, modelo 810, servo hidráulico, com sistema computadorizado de aquisição de dados e capacidade nominal de 250 kN, conforme Figura 47, no Centro de Laboratórios Mecânicos (CLM) da FEI, em São Bernardo do Campo.

Figura 47 – Máquina de Tração MTS 810.



Fonte: Barbosa, 2021

Os ensaios foram realizados com velocidade de 1 mm/min com a utilização de calços com espessura de 1,3 mm, para evitar momento, e as chapas foram presas por garras hidráulicas.

4.3.9 Microscopia Óptica

Para a análise de microscopia óptica foram feitos seccionamentos nas amostras com disco abrasivo para corte com precisão. Os cortes foram feitos na transversal do corpo de prova de modo que o corte passasse pelo centro do ponto de solda. Após esse processo, foi feito o embutimento em baquelite seguido de polimento. Após o polimento, as amostras foram atacadas com Nital 4%.

O equipamento utilizado para a análise óptica

foi o ZEISS Axio Scope A1, com câmera fotográfica ZEISS AxioCan Cr.3 e software AxioVs40, versão 4.8.2.0, conforme Figura 48.

Figura 48 – Equipamento de microscopia óptica ZEISS Axio Scope A1.



Fonte: Barbosa, 2021

4.3.10 Microscopia Eletrônica de Varredura

A análise com microscópio eletrônico de varredura foi realizada no Instituto Mauá de Tecnologia com o equipamento do fabricante Tescan do Brasil Instrumentos Científicos, modelo Vega 4 LMS, conforme Figura 49. Ele possui capacidade de ampliação contínua de 2x até 1.000.000x e tensão de aceleração de 200 V a 30 kV.

Figura 49 – Microscópio Eletrônico de Varredura Tescan Vega 4 LMS



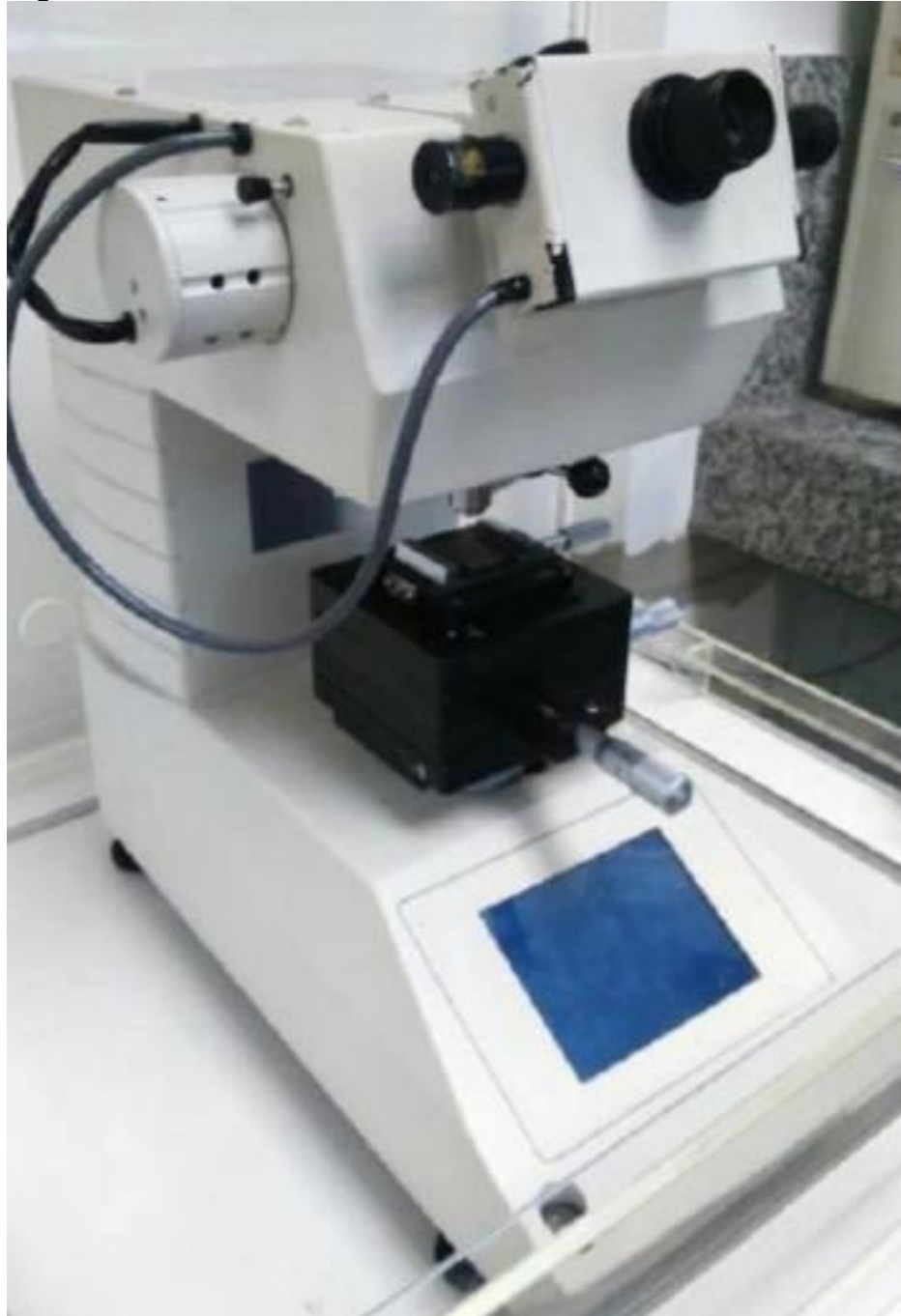
Fonte: Instituto Mauá de Tecnologia, 2022

Para a preparação da amostra foi utilizado o mesmo procedimento realizado para a microscopia óptica e as regiões de Zona de Mistura (ZM), Zona Termicamente Afetada (ZTA) e Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA) foram escolhidas para obter as imagens, com o intuito de caracterizar a microestrutura presente.

4.3.11 Microdureza

Para realizar a medição de microdureza foi utilizado o microdurômetro Shimadzu modelo HMV-2, conforme Figura 50. As medições foram realizadas no ponto de solda com carga de 500 gf (HV0,5), em uma região logo abaixo do furo de fechadura, de modo que passasse por toda a extensão do ponto na direção do plano da chapa, com espaçamento de 0,2 mm.

Figura 50 – Microdurômetro Shimadzu HMV-2.



Fonte: Barbosa, 2021

Para obter a medida final de microdureza, foi utilizado o microscópio óptico do fabricante Olympus modelo BX60MF5, conforme Figura 51, acoplado a um computador para aquisição e processamento de imagem. O software utilizado foi o analySIS, versão 5.1 (build 2640), também da Olympus, para obter o perfil de microdureza desejado.

Figura 51 - Microscópio óptico Olympus BX60MF5.



Fonte: Barbosa, 2021

4.3.12 Soldagens por Resistência

As soldas ponto por resistência foram realizadas na oficina de protótipos da Volkswagen do Brasil, localizada em São Bernardo do Campo. Para isso, foi utilizado o inversor de frequência do fabricante Bosch, modelo PSI 6200.100-W1, com auxílio do Software BOS 6000, e pinça de solda manual da Düring, modelo CB150, conforme Figura 52. As soldas foram realizadas com tempo de 600 ms e força de aperto da pinça de 8 kN, parâmetros comuns utilizados na indústria automobilística.

Figura 52 – Pinça de solda manual Düring modelo CB150.



Fonte: Düring do Brasil, 2022

As soldas foram feitas em chapas de mesmo lote, tratamento térmico e com as mesmas dimensões daquelas utilizadas para o FSSW.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 Variáveis de Resposta

As soldagens foram realizadas de acordo com o planejamento experimental, para cada uma das três geometrias de ferramenta, e os dados de força axial, torque, potência e deslocamento de ferramenta, que são as variáveis de resposta, foram registrados pela máquina do IPT. Esses dados são diretamente afetados pelas variáveis independentes de entrada escolhidas neste trabalho, e os mesmos foram compilados com o objetivo de analisar como estas variáveis influenciaram nos resultados. Verificou-se que, para cada combinação de parâmetros de entrada utilizada nesse trabalho houve impacto significativo nas cargas verticais e de torção.

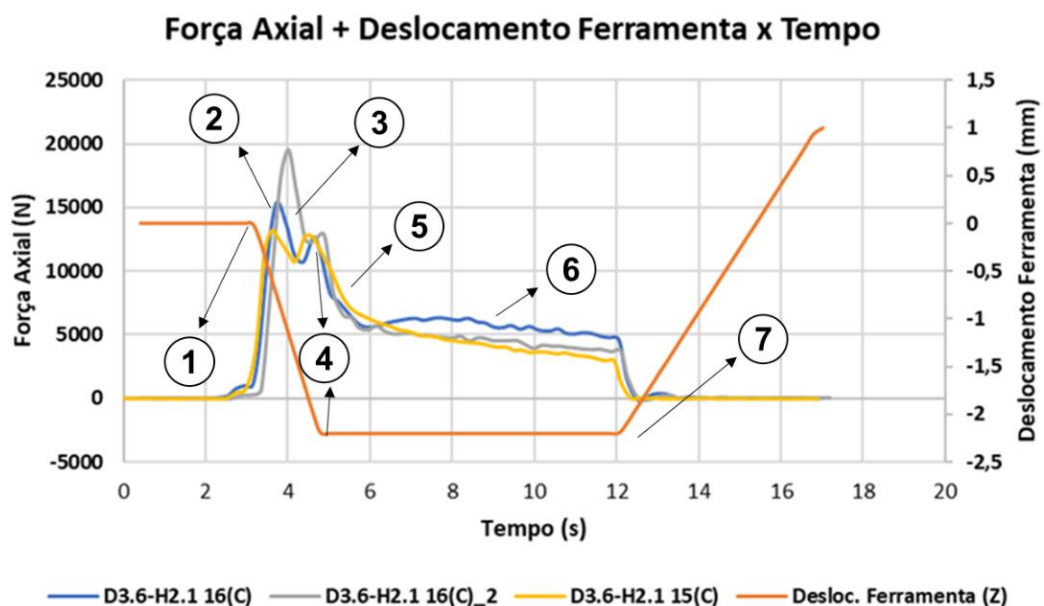
As amostras obtidas através dos ensaios de pontos centrais 16(C), 16(C)_2 e 15(C), conforme planejamento experimental, da ferramenta D3.6 H2.1 foram analisados a partir da Figura 53, que mostra um gráfico da força axial e deslocamento de ferramenta em função do tempo. O que se pode ver no gráfico, no trecho 1, é um crescimento acentuado da força axial até quatro segundos, trecho 2, chegando a picos de 15,3 kN para o ensaio 16(C), 19,5 kN para o ensaio 16(C)_2 e 14,1 kN para o ensaio 15(C). Na sequência, no trecho 3, ocorre uma queda rápida, onde a força axial para o ensaio 16(C) tem o valor de 10,7 kN, o ensaio 16(C)_2 tem valor de 12,3 kN e 10,6 kN para o ensaio 15(C). Isso configura uma queda em torno de 30% da força. Do instante inicial até quatro segundos, é o momento em que o pino da ferramenta entra em contato com a superfície da chapa superior. Ao entrar em contato com a ferramenta, o atrito passa a ocorrer e o material passa a aquecer. Esse fato faz com que o material fique menos resistente e é nesse momento, logo após os quatro segundos, que a força axial é reduzida. Isso acontece pois, com a redução de dureza do material, a ferramenta tem menor resistência para penetrar na chapa.

Após a queda da força axial, há um novo aumento, em torno de 4,7 segundos (trecho 4). O ensaio 16(C) tem, nesse momento, força de 12,6 kN, o ensaio 16(C)_2 tem força de 12,8 kN e o 15(C) tem força de 12,7 kN. É neste momento em que o pino já avançou todo o seu comprimento sobre a peça e o ombro passa a entrar em contato com a mesma. A penetração máxima, portanto, ocorre até o valor de 2,2 mm. Com isso, a soldagem entra no período de tempo de permanência da ferramenta, trecho 5 ao 6. Durante o período de permanência, com o ombro tocando a chapa superior, a maior projeção possível da ferramenta passa a acontecer, e a tendência a partir daí é de queda da força novamente, com os três ensaios chegando à níveis

de força de 5 kN, que se mantém estável até 12 segundos, final do tempo de permanência, que é quando a ferramenta é recolhida e a soldagem está finalizada, trecho 7.

Da mesma forma que o pino causa menor resistência após gerar atrito e calor com o material, o ombro aquece a peça, porém com uma projeção maior. Isso fez a força axial reduzir, em média, em torno de 60%. Portanto, o ombro tem papel importante na geração de calor e é responsável pela maior parte do atrito gerado entre ferramenta e peça. Esse comportamento é corroborado por Saunders et al. (2014), que estudaram o FSSW em aços DP980 e constataram comportamento similar.

Figura 53 – Variação da força axial e deslocamento da ferramenta em função do tempo. 1. Início da penetração do pino da ferramenta na chapa superior; 2. Primeiro pico de força axial causado pelo pino 3. Atrito do pino com chapa gera menor resistência; 4. Segundo pico de força axial causado pelo ombro; 5. Atrito do ombro com chapa gera menor resistência; 6. Tempo de permanência; 7. Ferramenta é recolhida

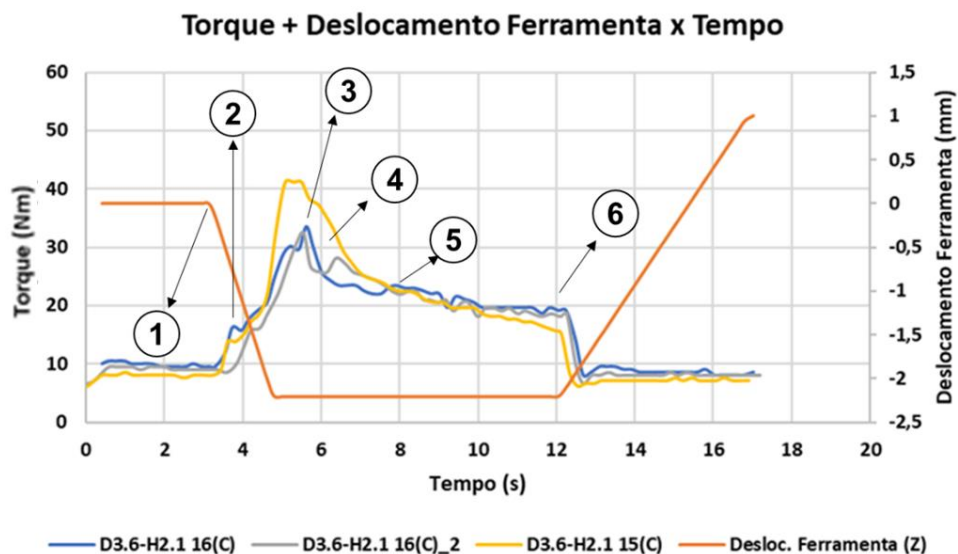


Fonte: Autor

Já na Figura 54, se observa o gráfico do torque e deslocamento de ferramenta pelo tempo utilizando os mesmos ensaios 16(C), 16(C)_2 e 15(C) para a ferramenta D3.6-H2.1. Nos instantes iniciais até em torno de 4 segundos, trecho 1, há um aumento do torque da ferramenta sobre o material e um primeiro pico é observado, trecho 2. O ensaio 16(C) apresenta torque de 16,2 Nm, enquanto os ensaios 16(C)_2 e 15(C) apresentam torques de 15,7 Nm e 14,3 Nm, respectivamente. O ombro tem papel similar no que diz respeito ao pico de torque aplicado à peça. Na sequência, apesar de não haver queda do torque, há uma inflexão da curva, indicando

uma menor inclinação em relação à fase anterior. Entende-se que pelo fato de o pino estar em atrito, e gerando aquecimento do material, o torque, assim como acontece com a força axial, tende a passar por um momento de amenização. Após esse período, a ferramenta tem sua penetração máxima de 2,2 mm e o ombro passa a entrar em contato com a peça. Nesta fase, é possível observar na Figura 54 que há uma nova inflexão da curva, agora com uma taxa de aumento maior do que na fase anterior, e ocorre um pico de torque, trecho 3. O ensaio 16(C) atinge um torque máximo de 33,5 Nm, o ensaio 16(C)_2 atinge o torque de 32,5 Nm e, por último o ensaio 15(C) atinge o valor de 41,1 Nm. Após o pico máximo de torque, na fase do tempo de permanência da ferramenta, trecho 4 a 5, há uma queda significativa do nível de esforço, ficando em um valor próximo a 20 Nm, em média, e finalizando o processo no trecho 6, onde a ferramenta é recolhida. Todo esse comportamento é explicado pela projeção que o ombro gera sobre o material, aumentando a área de contato sobre a peça e, conseqüentemente, gerando atrito e aumento da temperatura. Com isso, o esforço é reduzido gradativamente até o momento em que a ferramenta é recolhida. Schmidt et al (2004) fizeram estudo em FSW, e verificou-se potencial para uso do mesmo em FSSW já que analisaram a geração de calor no momento do mergulho da ferramenta e durante o período de permanência. Dessa forma, a tendência de comportamento do torque vista neste ensaio está de acordo com o estudo realizado por eles.

Figura 54 - Variação do torque e deslocamento da ferramenta em função do tempo. 1. Início da penetração do pino da ferramenta na chapa superior; 2. Primeiro pico de torque causado pelo pino; 3. Segundo pico de torque causado pela máxima projeção da ferramenta sobre a chapa superior; 4. Atrito do ombro com chapa gera menor resistência; 5. Tempo de permanência; 6. Ferramenta é recolhida



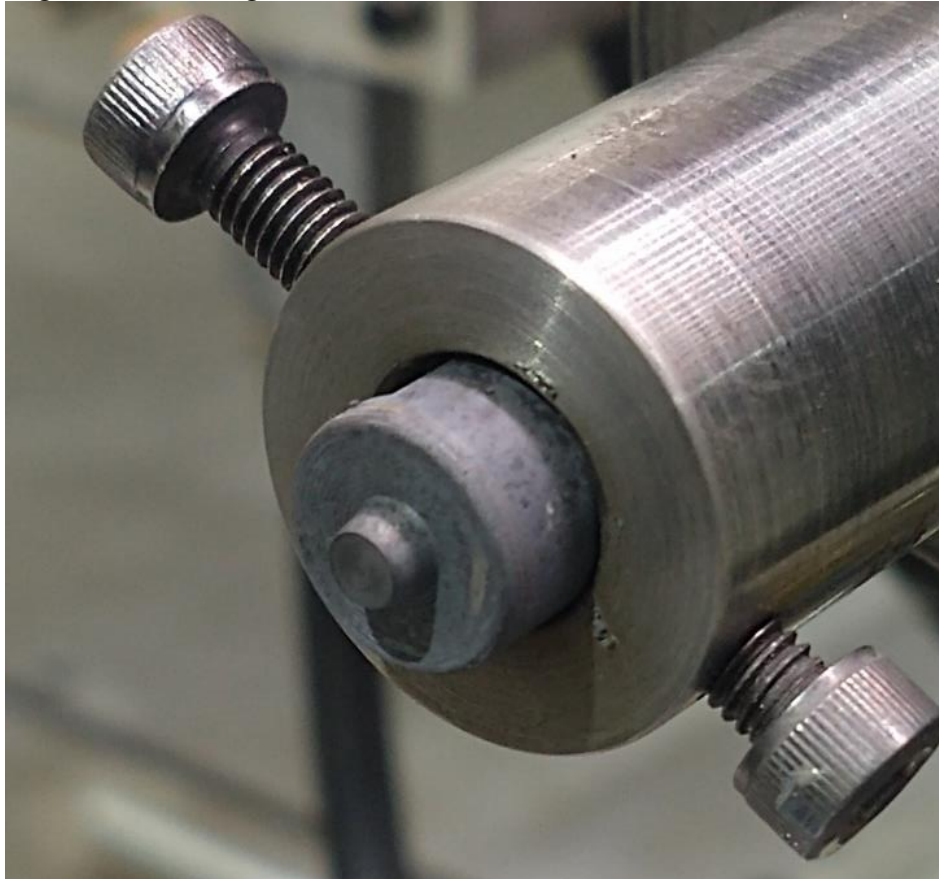
5.2 Comportamento das Ferramentas

Um dos objetivos do trabalho foi utilizar três geometrias de ferramentas propostas a fim de estudar seus comportamentos e, dessa forma, melhorar a qualidade das soldas. Portanto, foram realizados 18 ensaios com cada uma das ferramentas, variando os parâmetros utilizados, conforme o planejamento experimental.

5.2.1 Ferramenta D3.6-H2.1

A primeira bateria foi realizada com a ferramenta D3.6-H2.1, cujo diâmetro de pino é de 3,6 mm e comprimento de 2,1 mm. A Figura 55 mostra a montagem da ferramenta na haste de fixação que está acoplada ao cabeçote da máquina de FSSW.

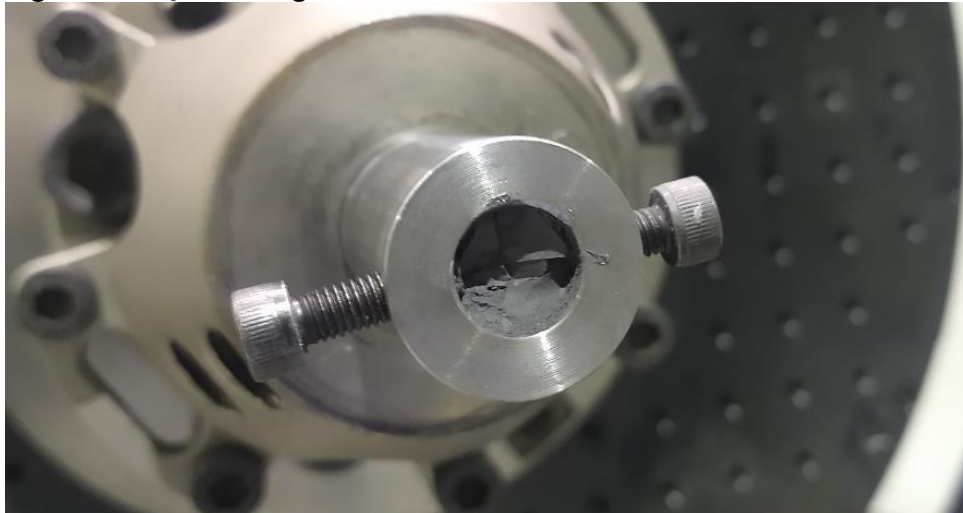
Figura 55 - Montagem da ferramenta D3.6-H2.1 em haste de fixação



Fonte: Autor

No início foram realizadas três soldagens com esta ferramenta. Sendo estes os ensaios 16(C), 16(C)_2 e 04. As três soldas foram concluídas com sucesso e houve união das chapas inferior e superior. No entanto, durante o ensaio de número 5, a ferramenta se quebrou de forma frágil, conforme pode ser observado na Figura 56.

Figura 56 - Quebra frágil da ferramenta D3.6-H2.1



Fonte: Autor

Apesar da quebra da ferramenta, ainda houve união entre as chapas superior e inferior. A Figura 57 mostra como ficou o estado das chapas após a quebra e a forma como os fragmentos da ferramenta ficaram ligados ao material, preenchendo a região do “furo de fechadura”.

Figura 57 - União de chapas em quarto ensaio com quebra frágil da ferramenta H3.6-H2.1

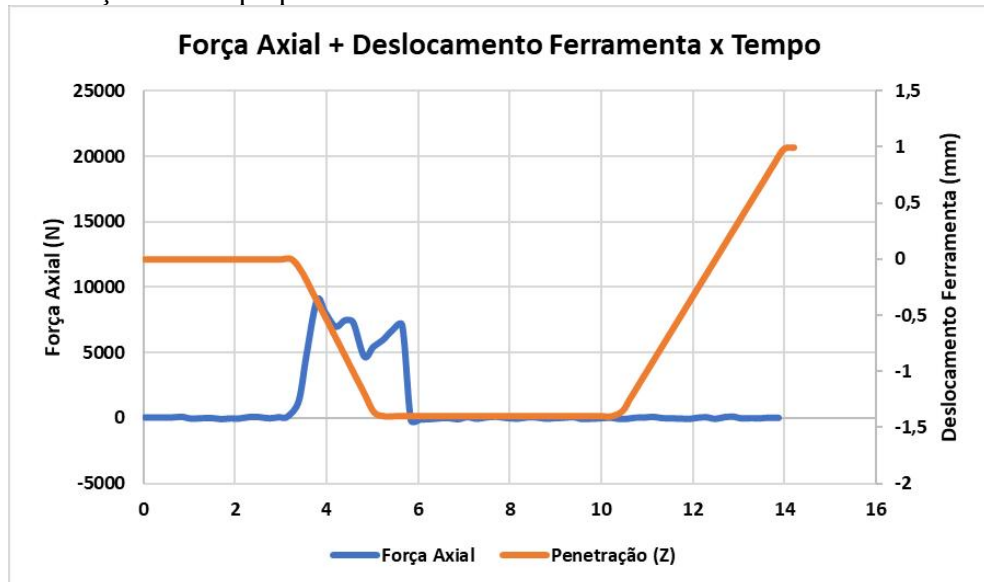


Fonte: Autor

A Figura 58 mostra o gráfico de força axial e deslocamento da ferramenta pelo tempo, durante o ensaio 5. Do instante inicial até quatro segundos, a ferramenta se comporta da maneira como deveria. Há um acréscimo significativo da força axial no momento em que o pino entra em contato com o material e a partir daí se inicia a penetração da ferramenta sobre o material. No entanto, quando o ombro se aproxima do material, a ferramenta não suporta a carga e quebra de maneira frágil. Sorensen et al (2007) já estudaram o comportamento de ferramenta de PCBN em FSW e constataram que esse tipo de ferramenta tende a falhar durante a fase de penetração sobre o material, conforme ocorreu no ensaio realizado no IPT. Esse material tem uma baixa capacidade de absorção de energia e, portanto, baixa resistência à fratura, o que pode gerar uma falha imprevisível por fratura ao invés de ocorrer desgaste.

O fato de o material de trabalho ser o aço tratado termicamente, cuja dureza é superior a metais que são mais utilizados no processo de FSSW, como o alumínio, contribuiu para a quebra da ferramenta. Isso acontece por conta do esforço ao qual é submetida a ferramenta, uma vez que as forças axiais neste trabalho chegaram a 22 kN.

Figura 58 – Variação da força axial e deslocamento da ferramenta D3.6-H2.1 em função do tempo para ensaio 5.

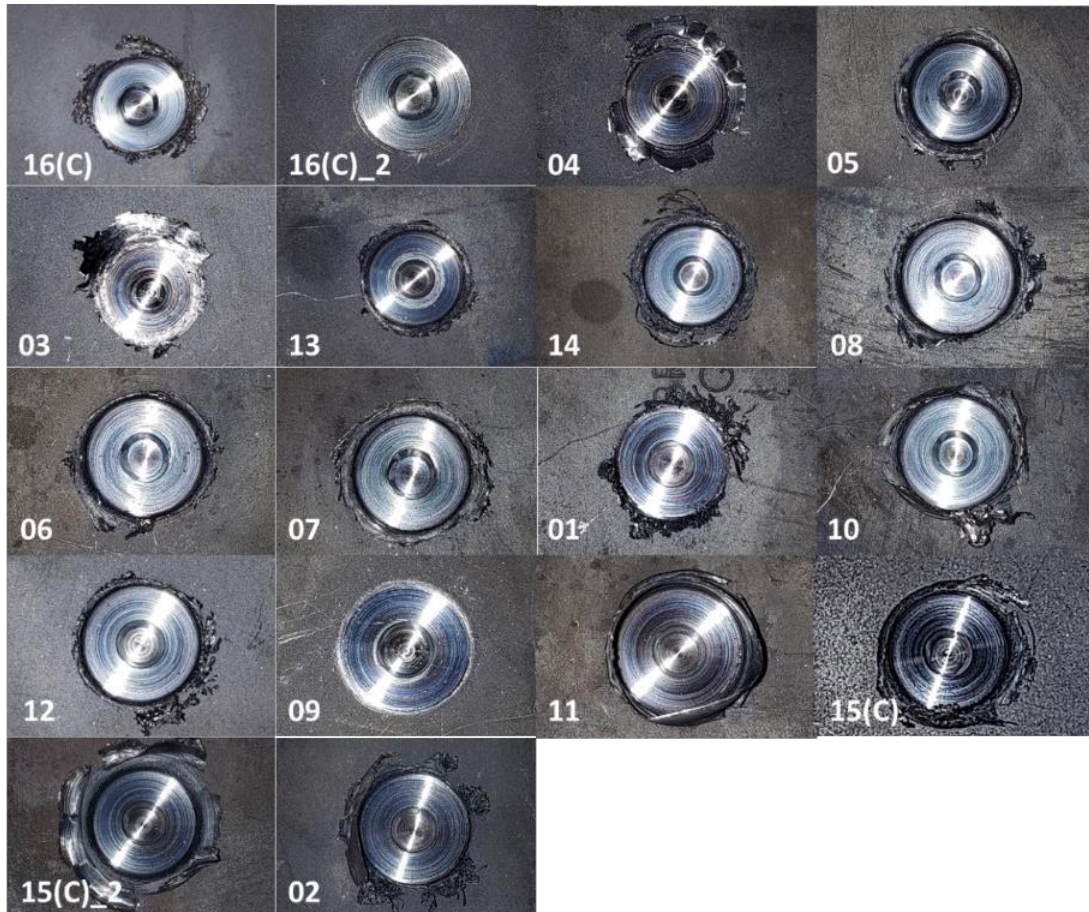


Fonte: Autor

Após a quebra da ferramenta, foi utilizada peça alternativa com a mesma geometria e material, também chamada de D3.6-H2.1. E após a troca, realizou-se todos os ensaios restantes da bateria de experimentos. A Figura 59 mostra todos os pontos de solda que foram realizados para a geometria. Eles têm como característica o “furo de fechadura” ao centro da região, e o material que foi expulso pela ferramenta encontra-se ao redor da marcação de contato da peça

com o ombro da ferramenta. Essa característica do FSSW é um ponto negativo em relação à soldagem por resistência. O aspecto visual em um produto da indústria automobilística, por exemplo, deve ser levado em consideração já que pode ficar à vista de clientes e, além disso, pode haver interferências em contra peças, causando necessidade de retrabalhos.

Figura 59 – Aspecto visual dos pontos de solda realizados com ferramenta D3.6-H2.1.



Fonte: Autor

A Figura 60 mostra uma vista em perspectiva das soldas produzidas nos ensaios 10 e 11. Observa-se que esses ensaios foram os que mais tiveram extrusão de material ao redor da marcação do ombro da ferramenta no material, de modo que houvesse uma projeção vertical em relação à superfície da chapa. No caso do ensaio 10, é o que possui a maior rotação de ferramenta entre os dados de entrada, com 2073 rpm. Khosa et al (2010) constataram que, para maiores velocidades de rotação de ferramenta de FSSW, maior é o atrito e, consequentemente, maior a taxa de cisalhamento. O fato de ter uma maior taxa de cisalhamento pode ter contribuído

para uma expulsão de material mais abrupta, e isso gera uma extrusão de material menos uniforme.

Para o ensaio 11, pelo contrário, a menor velocidade de penetração foi aplicada, com 23,5 mm/s, e uma rotação mais lenta do que a do ensaio 10, com 1400 rpm. Esses parâmetros unidos geraram uma expulsão mais uniforme do material, provocando a geração de um “anel” no sentido vertical do ponto de solda.

Figura 60 – Aspecto visual em vista lateral de pontos de solda produzidos em ensaios 10 e 11 com ferramenta D3.6-H2.1.

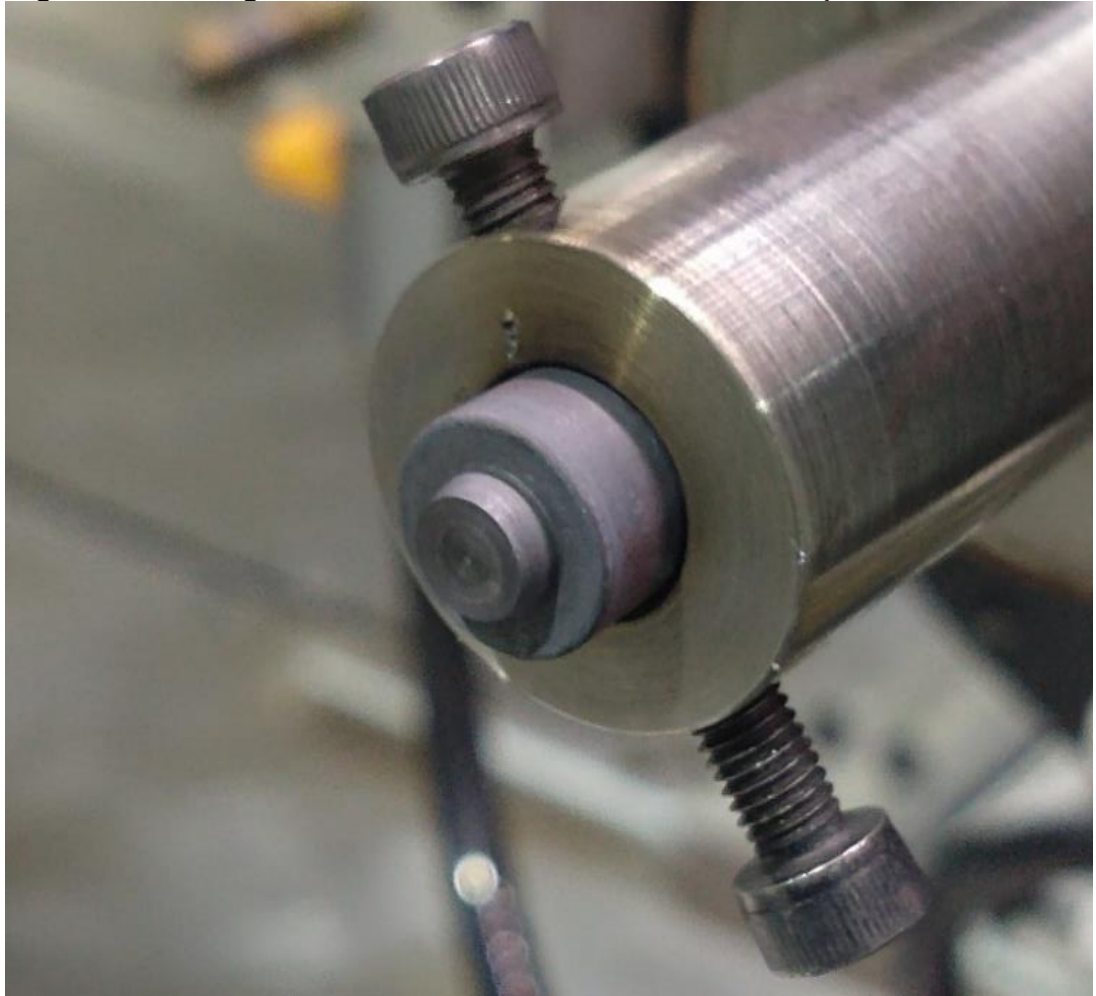


Fonte: Autor

5.2.2 Ferramentas D6-H2.1 e D6-H1.2

Terminados os ensaios com a ferramenta D3.6-H2.1, iniciaram-se os ensaios com a ferramenta D6-H2.1, cujo diâmetro de pino é de 6 mm e o comprimento do mesmo é de 2,1 mm. Pode-se observar na Figura 61 a montagem desta ferramenta na haste de fixação que foi acoplada ao cabeçote da máquina de FSW do IPT.

Figura 61 - Montagem da ferramenta D6-H2.1 em haste de fixação



Fonte: Autor

Para esta ferramenta, dos 18 ensaios planejados apenas 13 foram concluídos com sucesso, conforme planejamento experimental. Quando realizado o ensaio 9, houve quebra frágil das ferramentas e não foi possível completar a bateria de ensaios do planejamento experimental. A Tabela 5 indica quais ensaios foram concluídos e quais não puderam ser realizados com a ferramenta em questão.

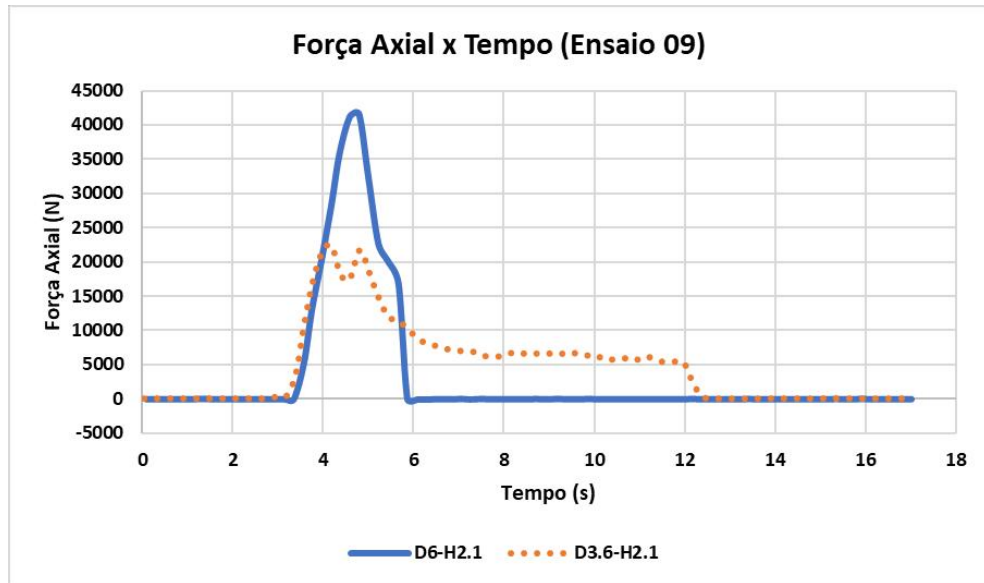
Tabela 5 – Levantamento de soldas realizadas e soldas não realizadas para ferramenta D6-H2.1

Ensaio	Resultado
16(C)	Realizada
16(C)_2	Realizada
4	Realizada
5	Realizada
3	Realizada
13	Realizada
14	Realizada
8	Realizada
6	Realizada
7	Realizada
1	Realizada
10	Realizada
12	Realizada
9	Não realizada
11	Não realizada
15(C)	Não realizada
15(C)_2	Não realizada
2	Não realizada

Fonte: Autor

A Figura 62 mostra o gráfico que descreve a força axial em função do tempo para a ferramenta D6-H2.1 em um comparativo com a ferramenta D3.6-H2.1, utilizando o ensaio 9. Nela é possível observar que a ferramenta D6-H2.1 possui, dos instantes iniciais até em torno de cinco segundos uma força axial mais elevada do que a da ferramenta D3.6-H2.1. Enquanto a primeira apresentou um pico de força de 41,6 kN, a segunda apresentou pico de 21,8 kN, aproximadamente o dobro do valor. Depois do pico da ferramenta D6-H2.1, no entanto, é possível observar o comportamento da quebra. Ocorre uma queda brusca da força axial até que o nível chega a zero, enquanto para a ferramenta H3.6-H2.1 a força, apesar de ter seu nível reduzido, se mantém em torno de 6 kN durante o tempo de permanência.

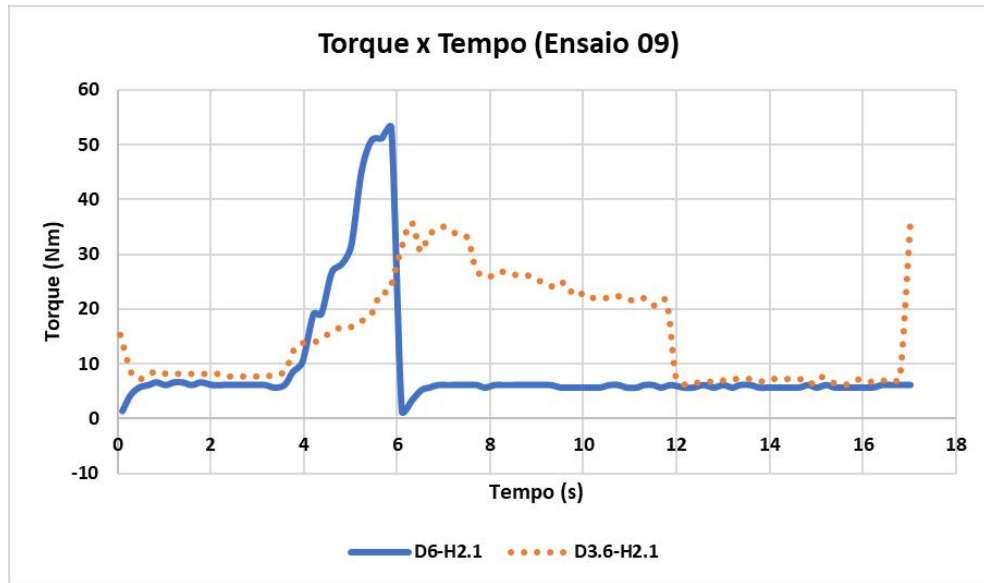
Figura 62 – Variação da força axial em função do tempo para as ferramentas D6-H2.1 e D3.6-H2.1 em ensaio 9



Fonte: Autor

A Figura 63 apresenta os resultados de torque em função do tempo no comparativo entre as mesmas ferramentas para o ensaio 09. Da mesma forma que a força axial foi maior para a ferramenta D6-H2.1 no comparativo com a ferramenta D3.6-H2.1, é possível observar que as curvas de torques também têm comportamento similar. A partir de 3,3 segundos, a ferramenta inicia o contato com o material e se vê o aumento do torque nas duas ferramentas. Porém a ferramenta D6-H2.1 apresenta um pico de torque significativamente maior, com valor de 53,1 Nm. A outra ferramenta, no entanto, apresenta pico de 33,5 Nm. Em torno de seis segundos, se vê novamente o indício da quebra, quando a primeira ferramenta apresenta queda de torque até o valor zero, enquanto a outra mantém o valor de torque em torno de 25 Nm.

Figura 63 - Variação do torque em função do tempo para as ferramentas D6-H2.1 e D3.6-H2.1 em ensaio 9

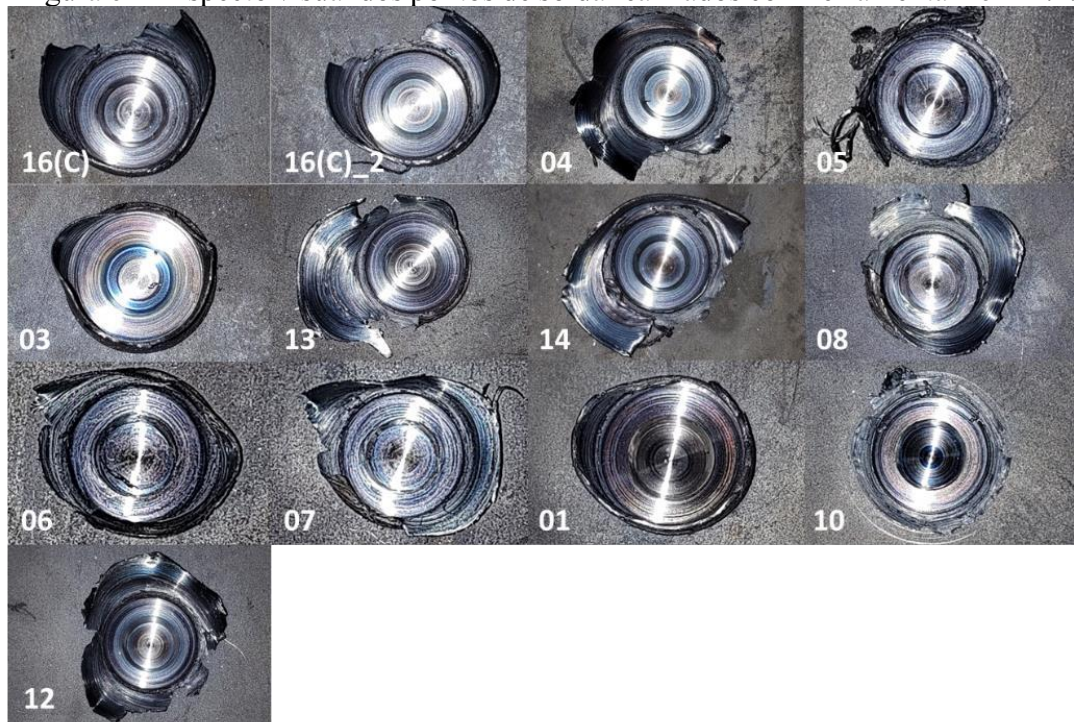


Fonte: Autor

Deve-se ressaltar que os esforços aos quais a ferramenta D6-H2.1 foi submetida tiveram papel crucial na vida útil da ferramenta. No comparativo de forças axiais, o valor foi 108% maior para a ferramenta que quebrou e, em relação ao torque, o valor foi 58% maior. Mais uma vez, foi observado o comportamento frágil da ferramenta PCBN, que não foi capaz de absorver a energia e sofreu a quebra.

A Figura 64 mostra o aspecto visual das soldas realizadas com a ferramenta D6-H2.1 e nela é possível observar que, devido ao maior diâmetro, mantido o comprimento do pino no comparativo com a ferramenta D3.6-H2.1, há um maior volume de penetração da ferramenta quando esta atinge seu máximo deslocamento. Por conta dessa característica, mais volume de material é extrudado ao redor do ponto de solda.

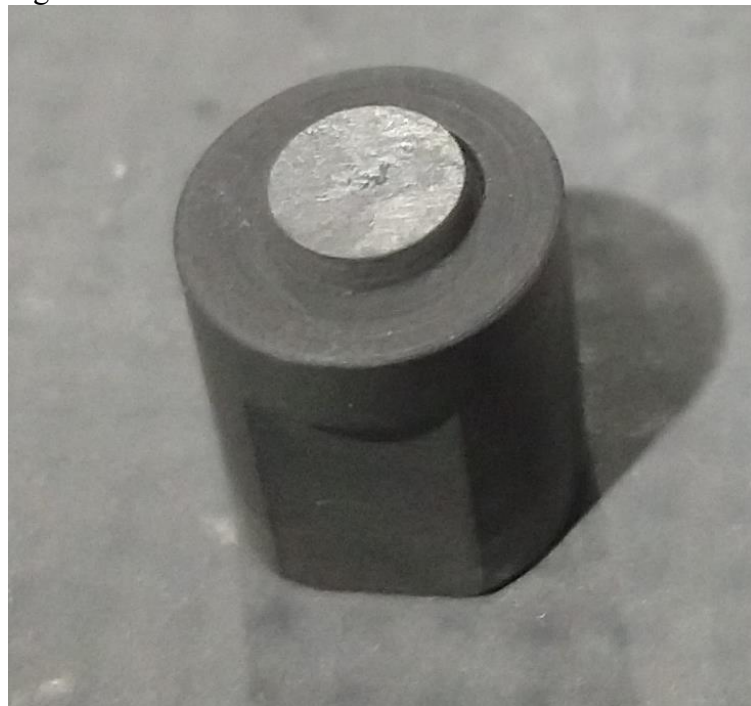
Figura 64 - Aspecto visual dos pontos de solda realizados com ferramenta D6-H2.1.



Fonte: Autor

Por fim, a ferramenta D6-H1.2, Figura 65, cujo diâmetro de pino era de 6 mm e um comprimento de 1,2 mm, foi utilizada para realizar os ensaios.

Figura 65 – Ferramenta D6-H1.2

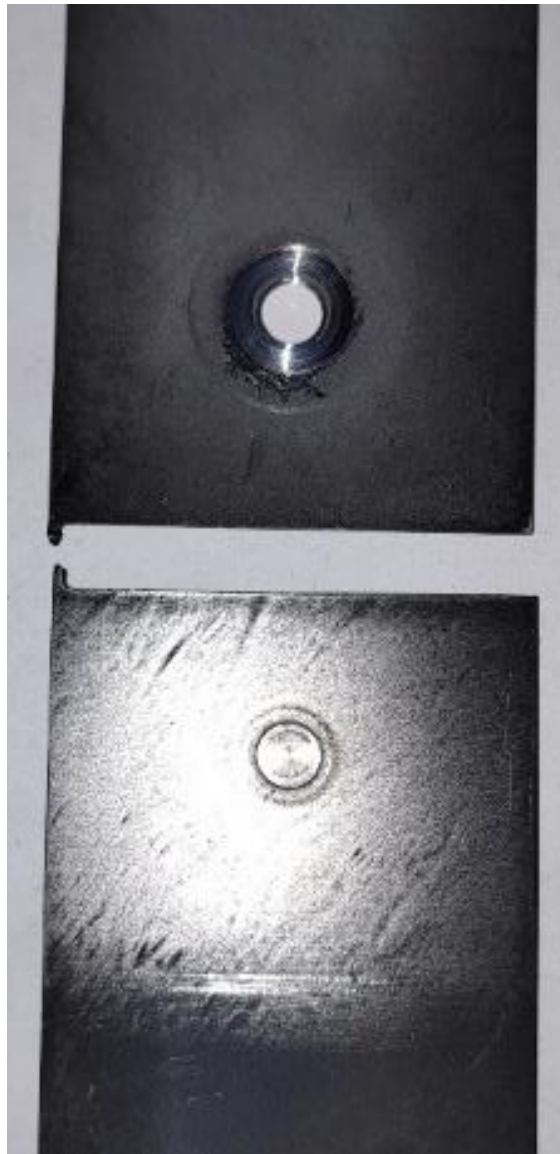


Fonte: Autor

Esta ferramenta foi desenvolvida com um comprimento de pino menor do que a espessura do material de trabalho, pois conforme Santella et al. (2010), que estudaram o FSSW em aços DP780, essa geometria obteve sucesso nas soldas, que obtiveram nos ensaios mecânicos maiores forças de arrancamento, por possuir maior área de ligação.

No entanto, a soldagem realizada com a ferramenta D6-H1.2, com uma penetração de ombro de 0,1 mm, não teve sucesso e não houve união entre as chapas, como pode ser observado na Figura 66. A chapa superior, ao final do ensaio, ficou com um furo e a chapa inferior ficou marcada com o diâmetro do pino da ferramenta devido à alta temperatura ao qual foi submetida, caracterizando que não houve mistura mecânica devido à penetração do pino não ultrapassar a espessura da chapa superior.

Figura 66 – Soldagem sem sucesso realizada com ferramenta D6-H1.2.



Fonte: Autor

Entende-se, portanto, a importância de o comprimento do pino ultrapassar a espessura da chapa superior de forma que haja mistura mecânica entre os materiais que estão sendo unidos. Uma forma de suavizar este problema é aumentar a penetração da ferramenta e, conseqüentemente, do ombro sobre a peça. Logo, foi feita uma nova bateria de ensaios para uma penetração de 0,2 mm do ombro sobre a chapa superior para a ferramenta D6-H1.2, de modo que o pino alcançasse a chapa inferior.

Feito o ajuste para a última ferramenta, foi possível realizar somente três soldas, das 18 planejadas, até que a houve novamente a quebra frágil. A Tabela 6 indica quais ensaios foram concluídos e quais não puderam ser realizados com a ferramenta D6-H1.2.

Tabela 6 – Levantamento de soldas realizadas e soldas não realizadas para ferramenta D6-H1.2

Ensaio	Resultado
16(C)	Realizada
16(C)_2	Não realizada
4	Não realizada
5	Realizada
3	Não realizada
13	Não realizada
14	Não realizada
8	Não realizada
6	Não realizada
7	Não realizada
1	Não realizada
10	Realizada
12	Não realizada
9	Não realizada
11	Não realizada
15(C)	Não realizada
15(C)_2	Não realizada
2	Não realizada

Fonte: Autor

Na Figura 67, observa-se um aspecto visual similar ao da ferramenta D6-H2.1. Com um diâmetro de pino maior, o volume extrudado do ponto de solda também será maior do que o obtido com a ferramenta D3.6-H2.1.

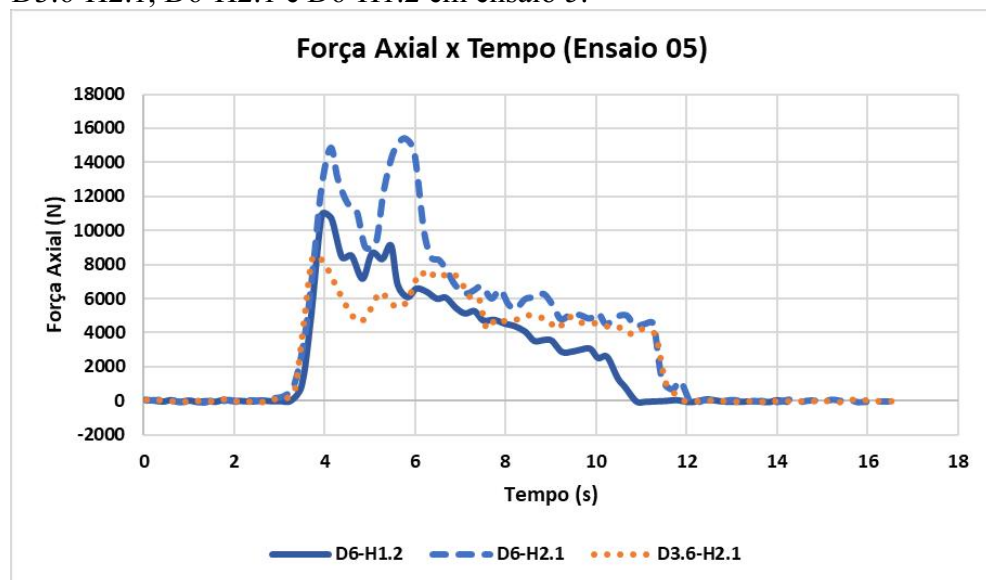
Figura 67 - Aspecto visual dos pontos de solda realizados com ferramenta D6-H1.2.



Fonte: Autor

O gráfico da Figura 68 indica as forças axiais em função do tempo, em um comparativo entre as três ferramentas, para o ensaio 5. Percebe-se que a ferramenta D3.6-H2.1 obtém um pico de força axial de 8,4 kN, enquanto as ferramentas D6-H2.1 e D6-H1.2, agora com penetração de 0,2 mm, possuem picos de 15,4 kN e 10,9 kN, respectivamente. Pode ser observado que as ferramentas com maior diâmetro de pino têm, consistentemente, maiores forças axiais empregadas sobre a peça de trabalho.

Figura 68 – Variação da força axial em função do tempo para ferramentas D3.6-H2.1, D6-H2.1 e D6-H1.2 em ensaio 5.

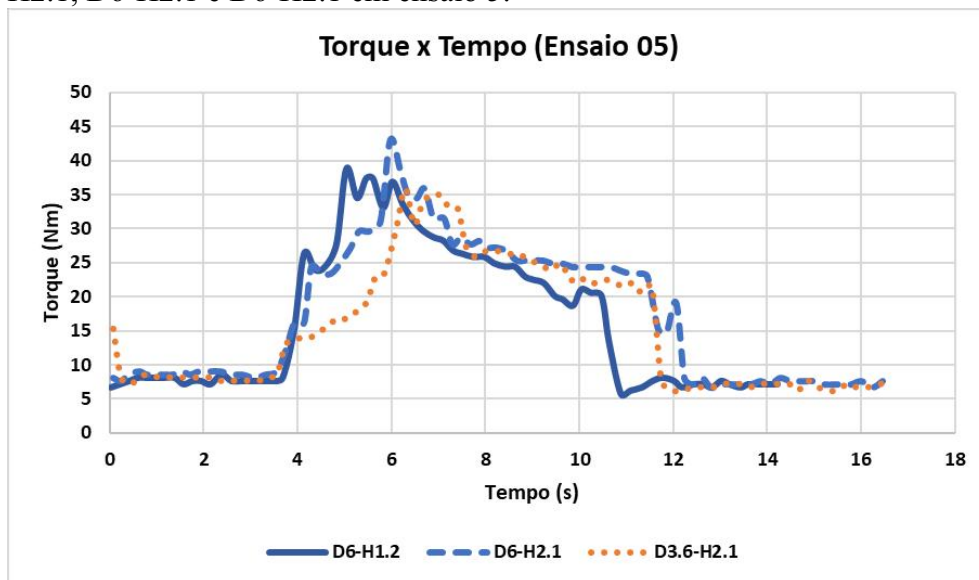


Fonte: Autor

A Figura 69 mostra o torque utilizado durante as soldagens com o ensaio 5. Novamente as solicitações sobre as ferramentas D6-H2.1 e D6-H1.2 foram maiores. O torque para a

primeira teve pico de 43,0 Nm e a segunda teve pico de 38,7 Nm, enquanto a ferramenta D3.6-H2.1 teve torque máximo de 35,9 Nm. Essa tendência se repetiu para todas as outras soldas e elas tiveram maiores valores de força axial e torque nas ferramentas de maior diâmetro.

Figura 69 - Variação do torque em função do tempo para ferramentas D3.6-H2.1, D6-H2.1 e D6-H1.2 em ensaio 5.



Fonte: Autor

Esse comportamento indica maior solicitação das ferramentas D6-H2.1 e D6-H1.2 e justifica o fato de as mesmas terem suportado menor número de soldas do que a ferramenta D3.6-H2.1.

5.3 Parâmetros de Processo

Como foi abordado no tópico anterior, a ferramenta D6-H1.2 só realizou três ensaios e, portanto, não foi possível incluir as soldagens realizadas com essas ferramentas no estudo por conta do número insuficiente de ensaios. Dessa forma, apenas as soldagens realizadas com as ferramentas D3.6-H2.1 e D6-H2.1 serão relatadas.

5.3.1 Rotação

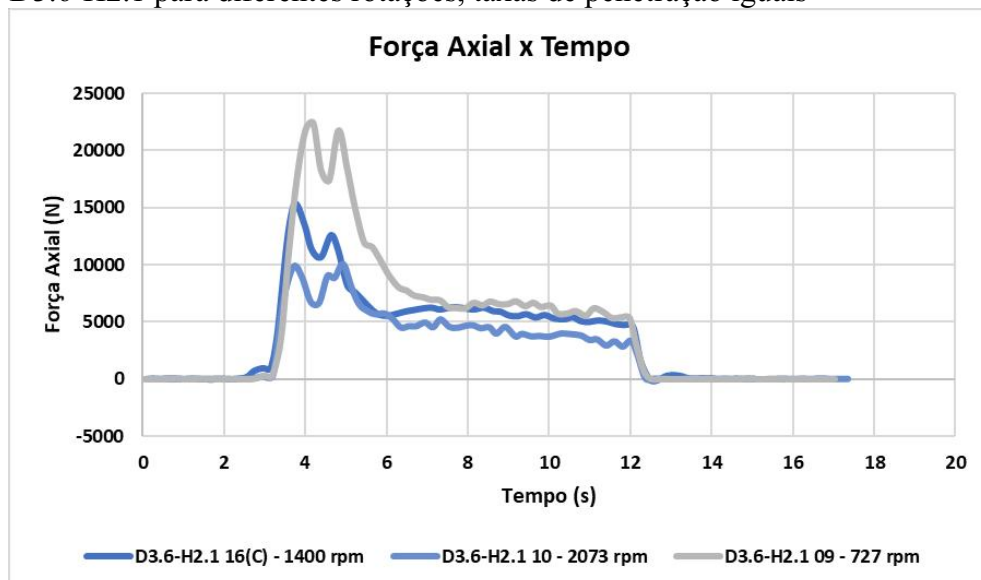
O planejamento experimental escolhido permitiu com que fossem feitas comparações para taxa de penetrações iguais e rotações diferentes, variando também o tempo de

permanência. Com isso, foi possível gerar gráficos para observar o comportamento das variáveis dependentes com os dados de entrada citados.

Primeiramente, foi feito um comparativo para a ferramenta D3.6-H2.1 com os ensaios 9, 10 e 16(C). Esses ensaios possuíam taxa de penetração de 1,4 mm/s e rotações de 727 rpm, 2073 rpm e 1400 rpm, respectivamente.

A Figura 70 mostra o gráfico de força axial em função do tempo para as três rotações citadas acima. As três curvas apresentam um acréscimo abrupto de força axial a partir dos 3,2 segundos, momento em que o pino toca na superfície da ferramenta, até chegar a um primeiro pico. Na sequência, há um decréscimo de força, em torno dos 4,3 segundos e, em seguida, ocorre um novo acréscimo de força axial, chegando a um novo pico de força. Após este pico, ocorre uma queda gradativa da força até se consolidar em um patamar, que se acaba em torno de 12 segundos. A curva do ensaio 9, que possui a menor rotação das três, apresenta um primeiro pico de 22,4 kN e um segundo pico de 21,7 kN. A curva do ensaio 16(C), que possui rotação intermediária entre os três, apresenta primeiro 17,7 kN e um segundo pico de 11,4 kN. Por último, a curva do ensaio 10, a que possui a maior rotação das três, apresenta primeiro pico de 9,8 kN e segundo pico de 10,1 kN. Dessa forma, constata-se que a curva do ensaio 10 é a que apresentou menor força axial no comparativo.

Figura 70 – Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 para diferentes rotações, taxas de penetração iguais

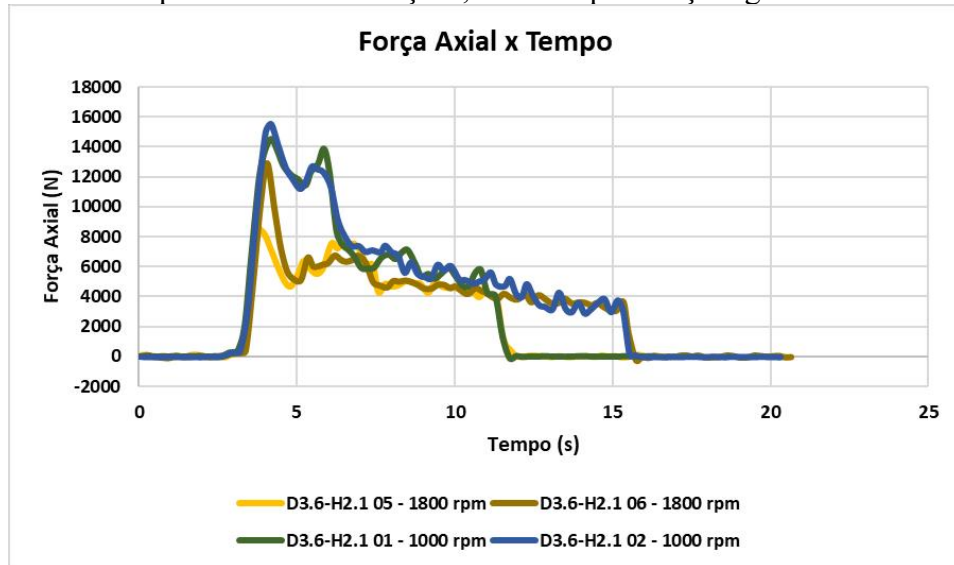


Fonte: Autor

O mesmo comparativo foi realizado com os ensaios 01, 02, 05 e 06 para a ferramenta D3.6-H2.1. A Figura 71 mostra o gráfico da força axial em função do tempo para esses ensaios,

cujas taxas de penetração são todas iguais e as rotações variam. Observa-se que as curvas dos ensaios 5 e 6, com rotações de 1000 rpm, apresentam picos de 8,2 kN e 12,9 kN, respectivamente. Já as curvas dos ensaios 1 e 2, com rotações de 1800 rpm, apresentam picos de 14,5 kN e 15,5 kN.

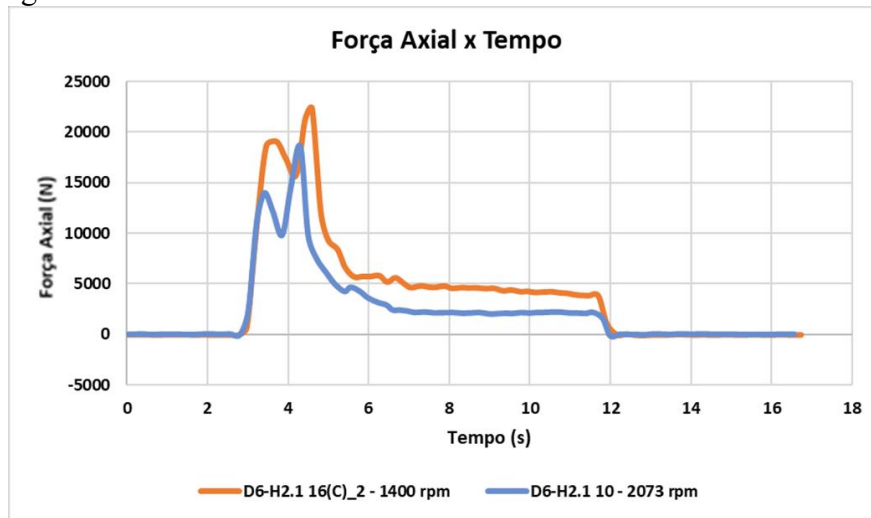
Figura 71 – Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 para diferentes rotações, taxas de penetração iguais.



Fonte: Autor

Esse comparativo também foi realizado com a ferramenta D6-H2.1 e, primeiramente, foi obtida a Figura 72. A Figura 72 mostra o gráfico de força axial em função do tempo para os ensaios 10 e 16(C)_2 da ferramenta D6-H2.1. A curva do ensaio 16(C)_2, com rotação de 1400 rpm, apresenta pico de força de 22,3 kN e a curva do ensaio 10, com rotação de 2073 rpm, apresenta pico de 18,6 kN.

Figura 72 - Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D6-H2.1 para diferentes rotações, taxas de penetração iguais.

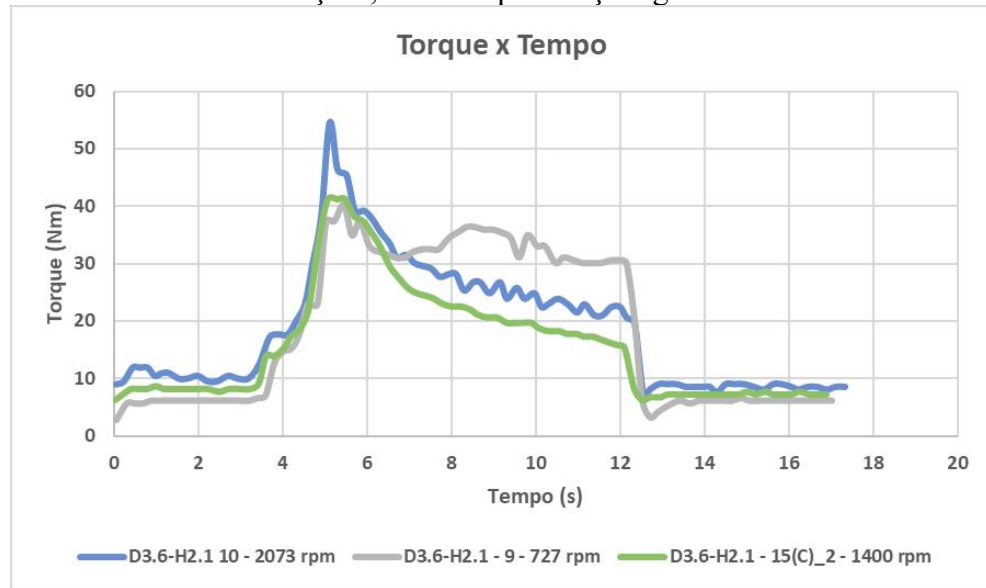


Fonte: Autor

Portanto, a tendência é que com maiores valores de rotação a força axial apresente valores mais baixos. E isso independe da geometria da ferramenta. Mesmo alternando o diâmetro do pino da ferramenta, como no caso da ferramenta D6-2.1, o comportamento se repetiu. Lathabai et al. (2006) observaram esse mesmo comportamento em seu estudo com liga de alumínio, manganês e silício. Eles verificaram que quando a rotação tinha seu valor aumentado, o atrito entre ferramenta e material aumentava e, consequentemente, o aquecimento acontecia mais rapidamente de forma que aquecia mais a peça e reduzia a resistência da mesma., causando redução da força axial.

É possível fazer análise similar para o comportamento de curva de torque para os diferentes parâmetros. A Figura 73 mostra o gráfico de torque em função do tempo para os ensaios 15(C)_2, 10 e 9, da ferramenta D3.6-H2.1. Nela, é possível observar que a curva de ensaio 10, com rotação de 2073 rpm, apresenta um primeiro patamar de torque de 17 Nm aos 3,7 segundos e, na sequência, há uma inflexão que aumenta a taxa de crescimento de torque até atingir o pico máximo de 55 Nm aos 5,1 segundos. Após esse período, há uma queda gradativa até um nível de 25 Nm, em média. Esse comportamento se repete para as outras duas curvas, porém com picos de 40 Nm para o ensaio 9, de 727 rpm, e 41 Nm para o ensaio 15(C)_2, de 1400 rpm.

Figura 73 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 em diferentes rotações, taxas de penetração iguais.



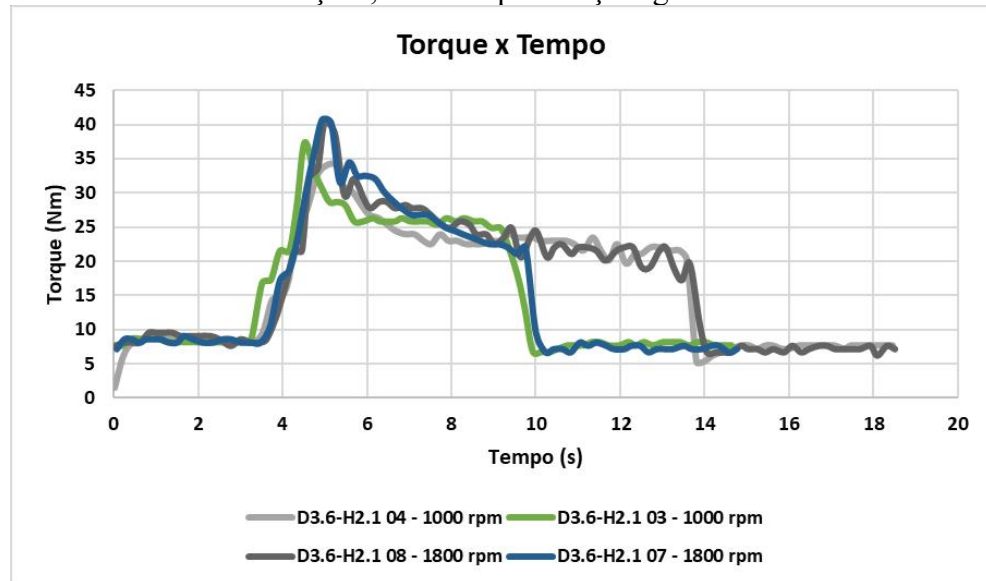
Fonte: Autor

O que se notou é que para a maior rotação, no ensaio 10, houve o maior valor de torque. O menor valor de torque, por sua vez, ocorreu para o ensaio de menor rotação, no caso o 9. O valor intermediário de torque se deu para o valor de rotação intermediário do ensaio 15(C)_2.

O torque está intimamente ligado à rotação da ferramenta já que ele é gerado pela rotação da ferramenta e atrito entre a mesma e o material. Su et al. (2005) observaram que quase toda energia gerada durante o processo de FSSW é dado pelo torque, e isso influencia na geração de calor. E já que para uma alta rotação há uma maior geração de calor, pode-se fazer uma ligação indireta entre torque e rotação, onde quanto maior for a rotação, maior o torque da ferramenta. Essa conclusão corrobora os resultados obtidos.

No caso da Figura 74, onde se vê outro gráfico de torque em função do tempo da ferramenta D3.6-H2.1 para os ensaios 3, 4, 7 e 8, é possível observar consistência nesse comportamento.

Figura 74 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 em diferentes rotações, taxas de penetração iguais.

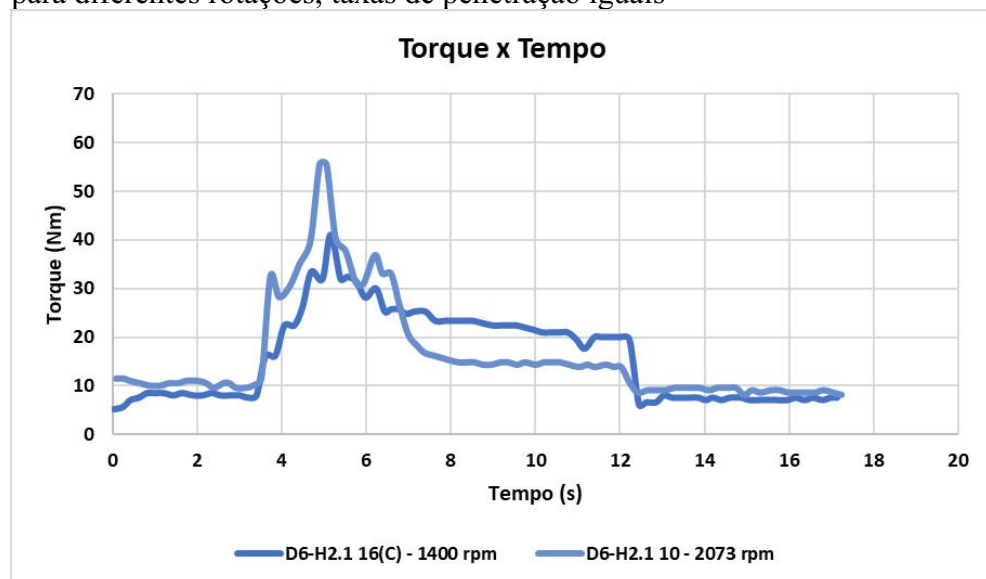


Fonte: Autor

No caso das curvas com maior rotação (ensaios 7 e 8), de 1800 rpm, se observam picos em torno de 40 kN para as duas curvas. Para os ensaios 3 e 4, de 1000 rpm, os picos são de 33,9 kN e 37 kN, configurando um menor torque do que os primeiros ensaios citados.

Esse comportamento também pode ser observado para a ferramenta D6-H2.1 e isso é claramente notado na Figura 75, no gráfico de torque pelo tempo, para os ensaios 16(C) e 10.

Figura 75 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D6-H2.1 para diferentes rotações, taxas de penetração iguais



Fonte: Autor

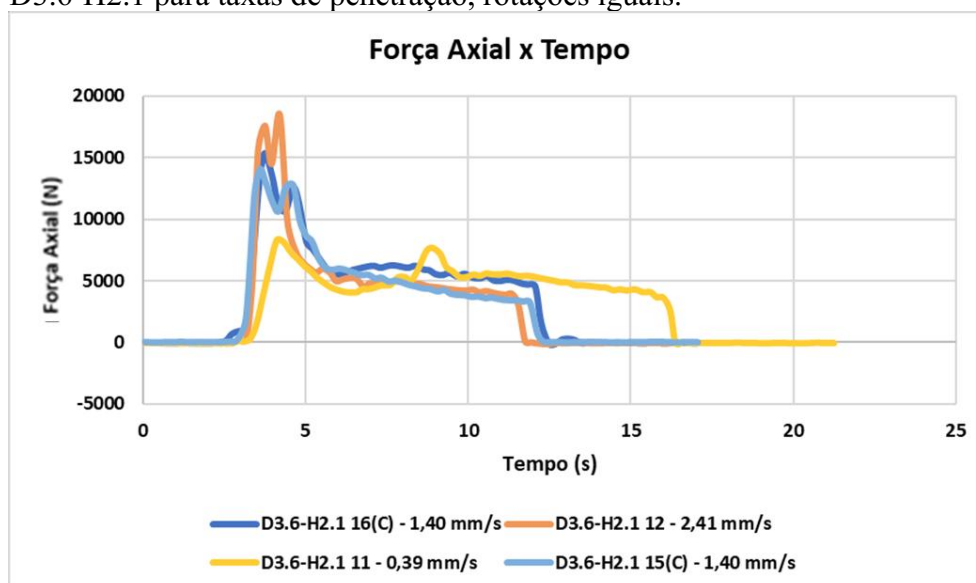
A curva de torque para o ensaio 16(C), de 1400 rpm, apresenta um torque máximo de 41,1 Nm, enquanto a curva de ensaio 10, de 2073 rpm, apresenta um torque máximo de 55,5 Nm. Portanto, o ensaio com maior velocidade de rotação da ferramenta apresentou o maior torque.

5.3.2 Taxa de Penetração

O estudo para taxa de penetração da ferramenta foi feito de forma que a rotação fosse fixa e o parâmetro em questão tivesse variações. Dessa forma, a primeira comparação foi feita com a ferramenta D3.6-H2.1.

A Figura 76 mostra o gráfico da força axial em função do tempo para os ensaios 16(C), com taxa de penetração de 1,40 mm/s; 12, com taxa de 2,41 mm/s; 11, com taxa de 0,39 mm/s e 15(C), com taxa de 1,40 mm/s.

Figura 76 - Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 para taxas de penetração, rotações iguais.



Fonte: Autor

Assim como abordado nos outros tópicos, a curva de força axial tem comportamento similar que evidencia cada fase do processo de FSSW. O primeiro momento é o de mergulho da ferramenta, onde há rápido aumento de força axial. Com o atrito entre pino e material, há uma tendência de ocorrer uma leve queda da força por conta do aumento do aquecimento envolvido e, na sequência, após a máxima penetração, ocorre um novo aumento da força com

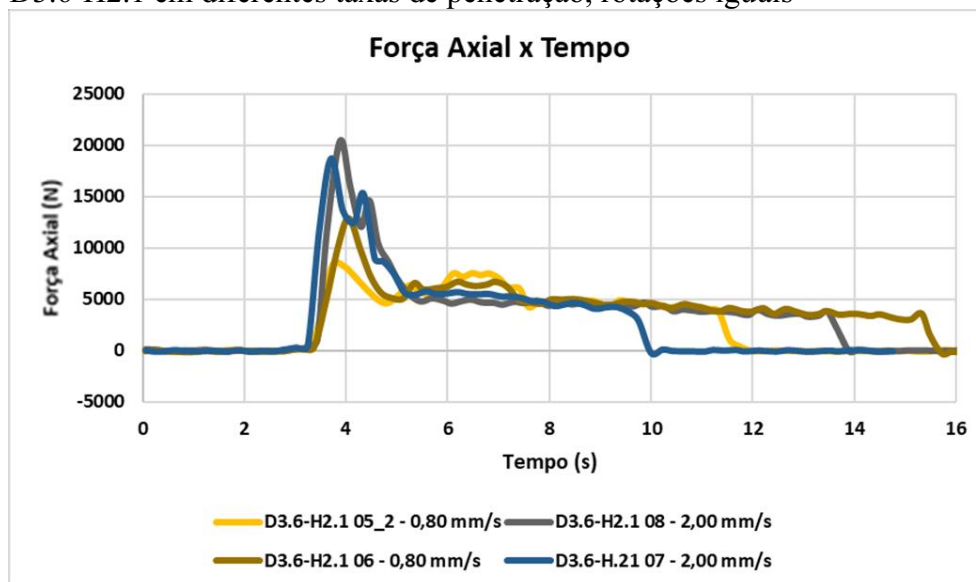
o contato do ombro e a máxima projeção da ferramenta sobre a peça. Com o atrito agora atingindo seu máximo potencial, o aquecimento da peça chega ao seu ápice e a tendência é de que a força diminua progressivamente até se manter estável em um patamar. Ao final, a ferramenta é recolhida.

A partir de 3,2 segundos, ocorre um aumento rápido da força axial para os ensaios 16(C), 15(C) e 12, enquanto que o ensaio 11, que possui a menor das taxas de penetração, tem um aumento mais lento da força axial. As curvas de ensaios 16(C) e 15 (C) apresentam picos de força de 15,4 kN e 14,1 kN, respectivamente, enquanto as curvas de ensaios 12 e 11 apresentam picos de 18,5 kN e 8,1 kN, respectivamente.

Outro comparativo foi realizado, com a mesma ferramenta, para os ensaios 5, 6, 7 e 8, cujas taxas de penetração são 0,80 mm/s, 0,80 mm/s, 2,00 mm/s e 2,00 mm/s, respectivamente.

A Figura 77 mostra o gráfico de força axial pelo tempo, e nela é possível observar que os ensaios com maior taxa de penetração são aqueles que possuem maior força axial. As curvas dos ensaios 5 e 6, de taxa 0,80 mm/s, atingem picos de força de 8,2 kN e 12,9 kN, enquanto as curvas dos ensaios 7 e 8, de taxa de penetração 2,00 mm/s, atingem picos de 18,7 kN e 20,4 kN.

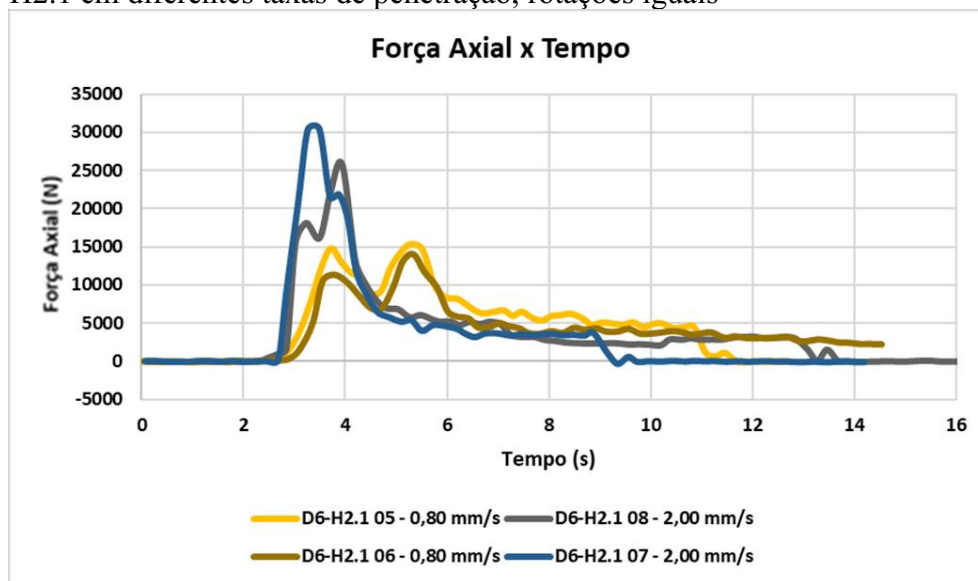
Figura 77 - Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 em diferentes taxas de penetração, rotações iguais



Fonte: Autor

No caso da ferramenta D6-H2.1, o comportamento se repete. Comparando novamente os ensaios 5, 6, 7 e 8, conforme Figura 78, verifica-se o aumento da força axial quando a taxa de penetração aumenta.

Figura 78 - Variação da força axial em função do tempo para ferramenta D6-H2.1 em diferentes taxas de penetração, rotações iguais



Fonte: Autor

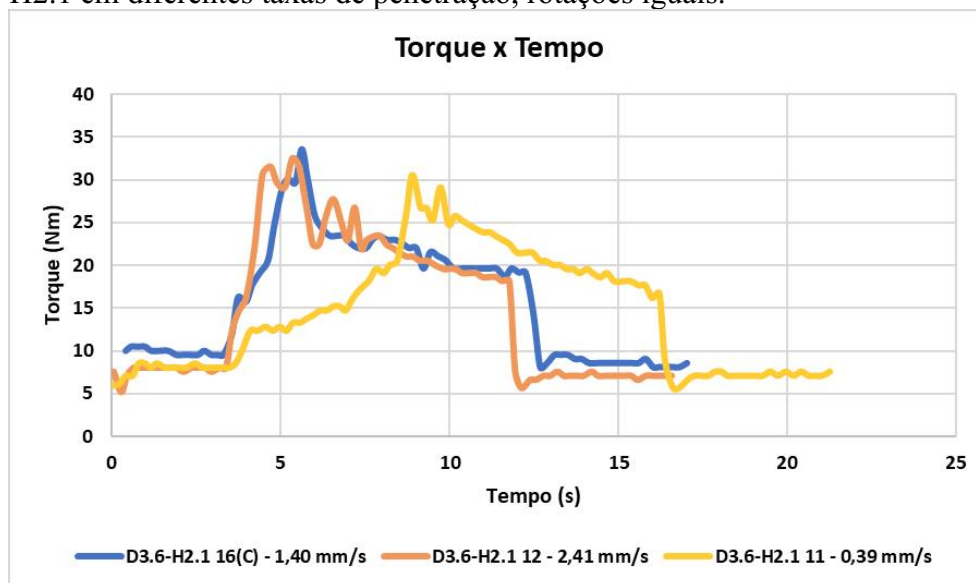
Nesse caso, as curvas de ensaios 5, 6, com taxas de penetração de 0,80 mm/s, atingem picos de 15,4 kN e 13,9 kN, respectivamente, enquanto as curvas de ensaios 7 e 8, com taxas de 2,00 mm/s, atingem picos de 30,4 kN e 21,6 kN.

Lathabai et al. (2006) observaram que, em liga de alumínio-magnésio-silício, a força axial tende a aumentar conforme se aumenta a taxa de penetração. O comportamento, portanto, é compatível com o que ocorre no FSSW de aço conformado a quente.

Além de estudar o comportamento das curvas em relação à força axial, também foi feita uma verificação para entender como as curvas de torque se comportam com a variação da taxa de penetração.

A Figura 79 mostra o gráfico de torque em função do tempo para a ferramenta D3.6-H2.1. Nela os ensaios 11, 12 e 16(C) são estudados, com taxas de penetração de 0,39 mm/s, 2,41 mm/s e 1,40 mm/s, respectivamente.

Figura 79 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D3.6-H2.1 em diferentes taxas de penetração, rotações iguais.



Fonte: Autor

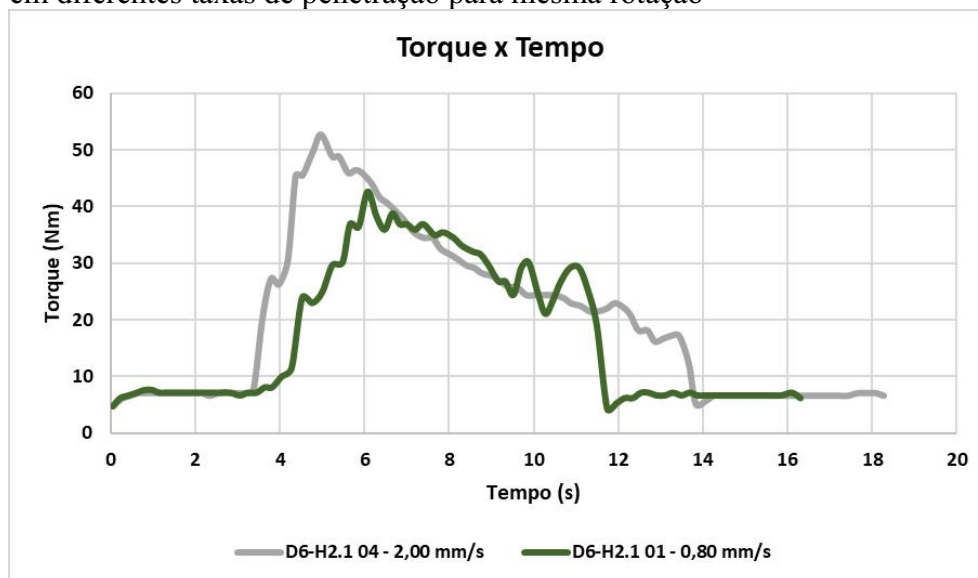
A curva de ensaio 12, com maior taxa de penetração, é a que tem o mais rápido aumento de torque nos instantes iniciais. Percebe-se na curva que essa resposta se antecipa em relação às outras curvas e, possivelmente, por ter antecipado esse esforço, o pico máximo de torque foi similar ao da curva de ensaio 16(C). Isso se deve ao aumento de temperatura que ocorreu antes, quando comparado com as outras curvas. O pico atingido para essa curva foi de 32,5 Nm.

A curva de ensaio 11, com menor taxa de penetração, é a que tem o mais lento aumento de torque, pois possui a menor taxa de penetração. Nessa curva, é possível observar que, devido ao aumento gradual de torque e, consequentemente, o aumento gradual da temperatura da peça, o pico máximo de torque é menor. O pico para essa curva atinge 30,5 Nm.

A curva restante, de ensaio 16(C), com taxa de penetração intermediária entre os ensaios comparados, tem o maior pico de torque. Porém, o aumento do torque nos instantes iniciais é atrasado em relação ao ensaio 12. Isso gera um aquecimento mais demorado da peça e, consequentemente, o atrito fica maior por mais tempo e gera o pico de torque maior. O pico gerado para essa curva é de 33,5 Nm.

Para a ferramenta D6-H2.1, o efeito da taxa de penetração sobre o torque fica mais evidente. Fazendo comparativo com as curvas de ensaios 1 e 4, cujas taxas de penetração são de 0,80 mm/s e 2,00 mm/s, foi possível obter a Figura 80, que mostra o gráfico de torque em função do tempo.

Figura 80 - Variação do torque em função do tempo para ferramenta D6-H2.1 em diferentes taxas de penetração para mesma rotação



Fonte: Autor.

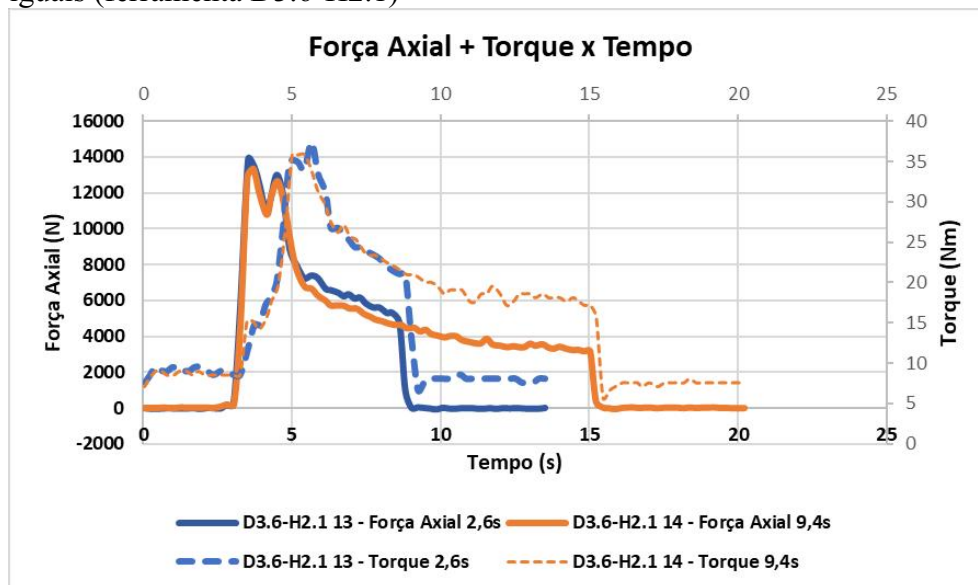
A curva de ensaio 6, com a maior taxa de penetração, antecipa o aumento do torque e, ao mesmo tempo, gera um torque maior na peça devido ao aumento do atrito. O pico atingido nesse caso é de 52,6 Nm. A curva de ensaio 1 tem pico de 42,6 Nm.

Awang et al. (2010) estudaram o efeito da variação da taxa de penetração em termos de energia gasta durante o processo de FSSW. Eles observaram que, quanto maior a taxa de penetração, maior a eficiência de energia por conta da antecipação da força axial e também do torque. Isso faz com que todo o processo se finalize de maneira mais rápida. Na **Erro! Fonte de referência não encontrada.**, pode ser visto isso. O torque está diretamente ligado à geração de energia, já que a potência é calculada pelo produto do toque pela rotação (SCHMIDT; HATTEL; WERT, 2004). O fato de o torque ser maior contribui para o aquecimento da peça, por conta do atrito. E isso corrobora o comportamento do FSSW em aços conformados a quente neste estudo.

5.3.3 Tempo de Permanência

O tempo de permanência é uma variável que não afeta de maneira significativa a força axial e o torque, conforme pode ser observado na Figura 81. Nelas, é possível observar as curvas de força axial e torque em função do tempo para a ferramenta D3.6-H2.1.

Figura 81 – Variação da força axial e do torque em função do tempo para diferentes tempos de permanência em rotação e velocidade de penetração iguais (ferramenta D3.6-H2.1)



Fonte: Autor

Os níveis de força e torque para os dois ensaios são os mesmos, pois eles possuem rotação e taxa de penetração iguais, variando apenas o tempo de permanência. No entanto, o tempo total do processo se altera. Esperou-se que essa variável tivesse efeito na força de arrancamento da união e na microestrutura do ponto de solda e foi analisada em uma etapa posterior.

5.3.4 DOE para Análise das Variáveis de Resposta

A partir da Tabela 7 foi efetuada análise da variância a fim de estudar os efeitos das variáveis independentes sobre as variáveis de resposta, no caso Força Axial e Torque, para a ferramenta D3.6-H2.1, única ferramenta que concluiu a bateria completa de ensaios.

Tabela 7 – Variáveis de Resposta em função das variáveis independentes

Ensaio	Rotação (rpm)	Velocidade	Tempo	Força	Torque
		Penetração (mm/s)	Permanência (s)	Axial (N)	(Nm)
16(C)	1400,0	1,40	6,00	15372,8	33,5
16(C)_2	1400,0	1,40	6,00	19493,0	32,5
4	1000,0	2,00	8,00	22837,3	34,0
5	1800,0	0,80	4,00	8444,3	35,9
3	1000,0	2,00	4,00	20606,6	37,3
13	1400,0	1,40	2,64	13917,3	37,3
14	1400,0	1,40	9,36	13358,7	35,9
8	1800,0	2,00	8,00	20432,4	40,2
6	1800,0	0,80	8,00	12913,0	36,4
7	1800,0	2,00	4,00	18674,8	40,6
1	1000,0	0,80	4,00	14515,5	34,9
10	2072,7	1,40	6,00	10051,8	54,5
12	1400,0	2,41	6,00	18518,6	32,5
9	727,3	1,40	6,00	22371,2	40,2
11	1400,0	0,39	6,00	8243,5	30,6
15(C)	1400,0	1,40	6,00	14066,7	38,7
15(C)_2	1400,0	1,40	6,00	13186,7	41,1
2	1000,0	0,80	8,00	15513,0	36,8

Fonte: Autor

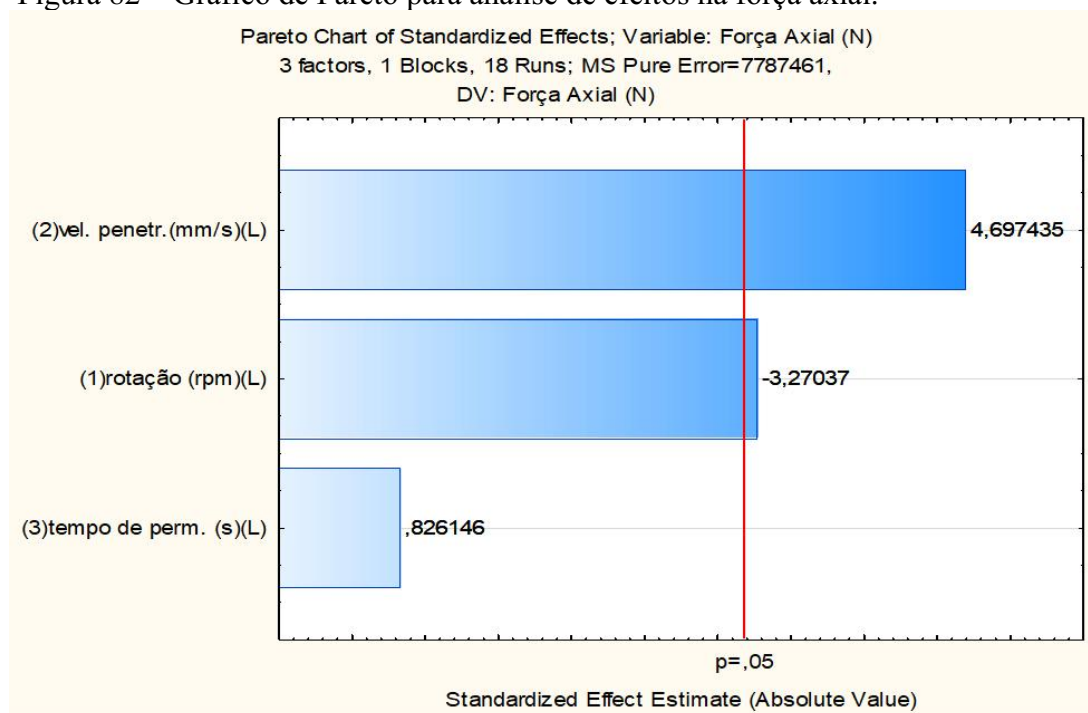
Utilizando o software Statistica, foi gerada a tabela de efeitos, onde se destaca o valor p, conforme Tabela 8, para um intervalo de confiança de 95%. Observa-se que que rotação e velocidade de penetração possuem importância na influência da força axial. Posteriormente foi obtido um gráfico de Pareto e uma superfície de resposta, como pode ser observado nas Figura 82 e Figura 83. Nesse gráfico, é possível observar que, conforme foi explorado nos tópicos acima e confirmando a tabela de efeitos, a velocidade de penetração e rotação possuem grande importância na resposta da força axial. Observa-se que, para altas rotações, haverá menor força axial, assim como para baixas velocidades de penetração. A melhor combinação, portanto, é aliar uma baixa velocidade de penetração a uma alta rotação, a fim de ampliar a vida útil da ferramenta.

Tabela 8 - Efeitos para estudo do efeito das variáveis independentes sobre a força axial.

Factor	Var.: Força Axial (N); R-sqr=0,76555; Adj: 0,71532 3 factors, 1 Blocks, 18 Runs; MS Pure Error = 7787461 DV: Força Axial (N)			
	Effect	Std. Err.	t(3)	p
Mean/Interc.	15695,40	657,751	23,86221	0,000161
(1) Rotação (rpm)(L)	-4939,17	1510,279	-3,27037	0,046764
(2) Vel. Pen. (mm/s)(L)	7091,67	1509,690	4,69743	0,018248
(3) Tempo Perm. (s)(L)	1248,25	1510,930	0,82615	0,469293

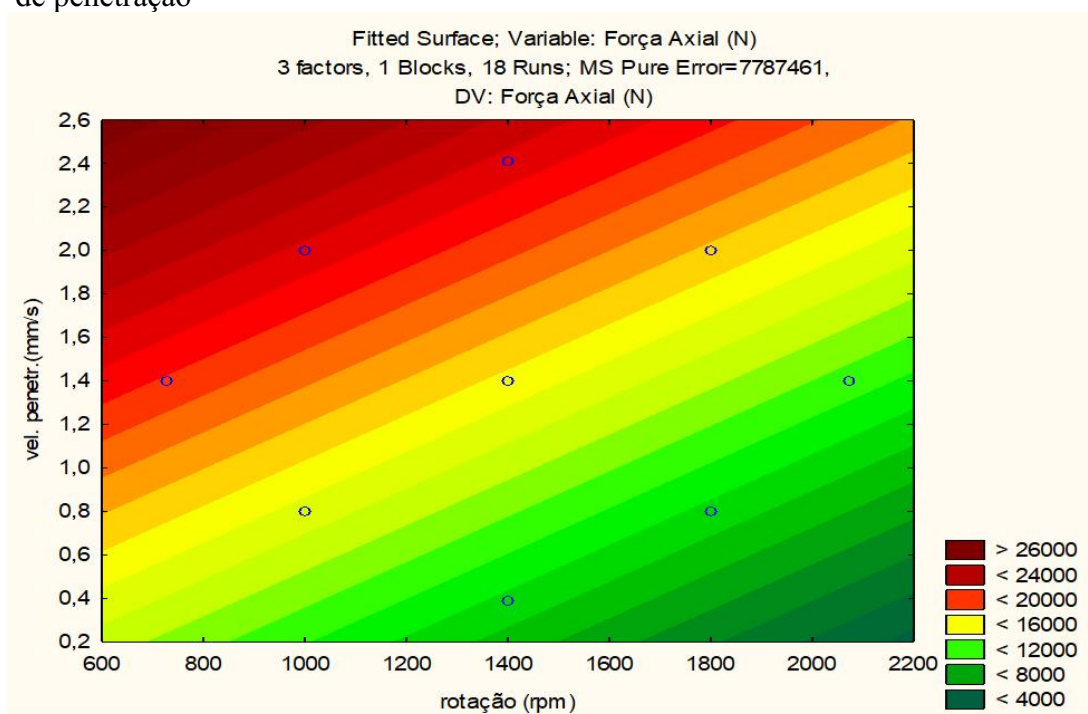
Fonte: Autor

Figura 82 – Gráfico de Pareto para análise de efeitos na força axial.



Fonte: Autor

Figura 83 - Superfície de resposta para força axial em relação à rotação e velocidade de penetração



Fonte: Autor

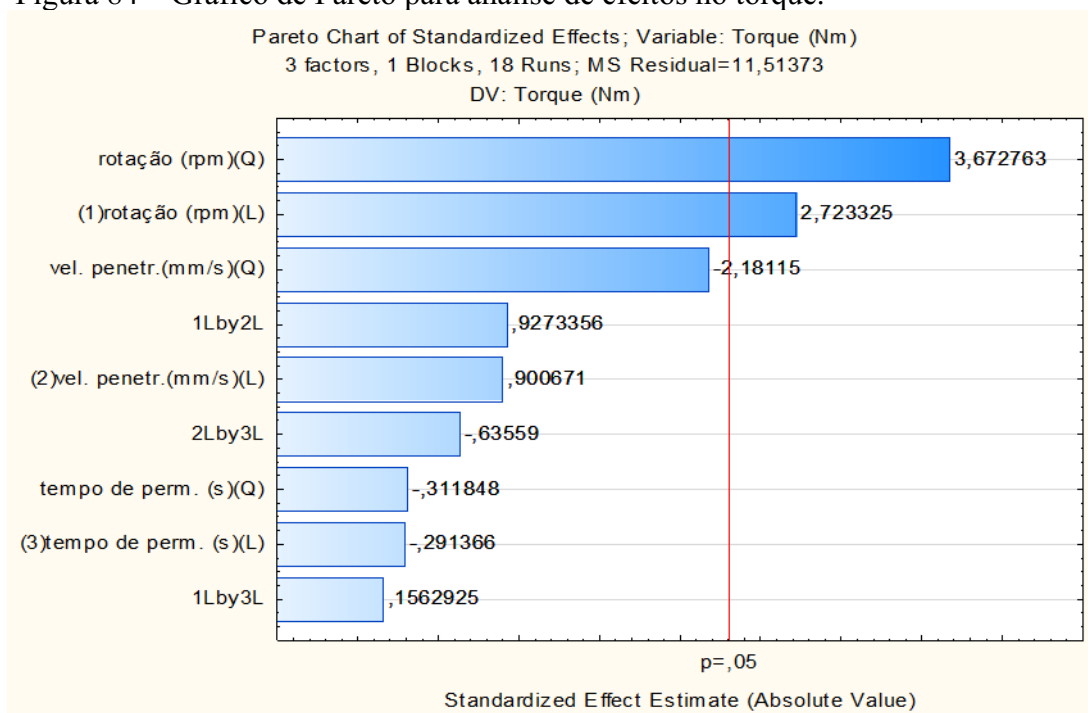
Assim como foi realizado para a força axial, o torque também foi submetido à análise do software Statistica. Com isso, foram obtidos a tabela de efeitos, gráfico de Pareto e superfície de resposta, conforme Tabela 9, Figura 84 e Figura 85. A análise também foi realizada para um intervalo de confiança de 95% e observou-se que a variável independente de rotação, tanto em um modelo linear quanto a quadrático, é a que mais influencia na resposta do torque.

Tabela 9 - Efeitos para estudo do efeito das variáveis independentes sobre o torque.

Factor	Var.: Torque (Nm); R-sqr=0,80271; Adj: 0,58075 3 factors, 1 Blocks, 18 Runs; MS Residual = 11,51373 DV. Torque (Nm)			
	Effect	Std. Err.	t(6)	p
Mean/Interc.	36,52831	1,694093	21,56216	0,000000
(1) Rotação (rpm)(L)	5,00111	1,836400	2,72332	0,026114
Rotação (rpm) (Q)	7,00828	1,908176	3,67276	0,006284
(2) Vel. Pen. (mm/s)(L)	1,65335	1,835684	0,90067	0,394068
Vel. Pen. (mm/s)(Q)	-4,15554	1,905201	-2,18115	0,060753
(3) Tempo Perm. (s)(L)	-0,53530	1,837192	-0,29137	0,778183
Tempo Perm. (s)(Q)	-0,59609	1,911471	-0,31185	0,763128
1L by 2L	2,22500	2,399347	0,92734	0,380879
1L by 3L	0,37500	2,399347	0,15629	0,879675
2L by 3L	-1,52500	2,399347	-0,63559	0,542793

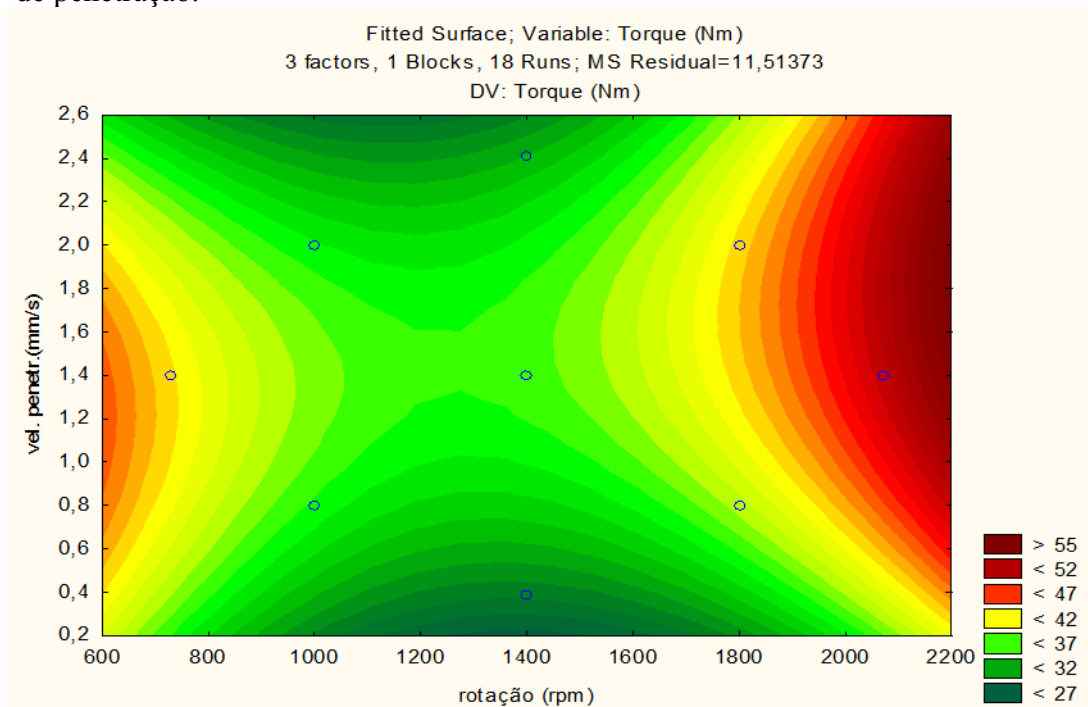
Fonte: Autor

Figura 84 – Gráfico de Pareto para análise de efeitos no torque.



Fonte: Autor

Figura 85 - Superfície de resposta para força axial em relação à rotação e velocidade de penetração.



Fonte: Autor

A Figura 85 mostra que, para o intervalo estudado, quando combinada uma alta rotação, entre 1800 rpm e 2000 rpm, e uma velocidade de penetração intermediária, próximo de

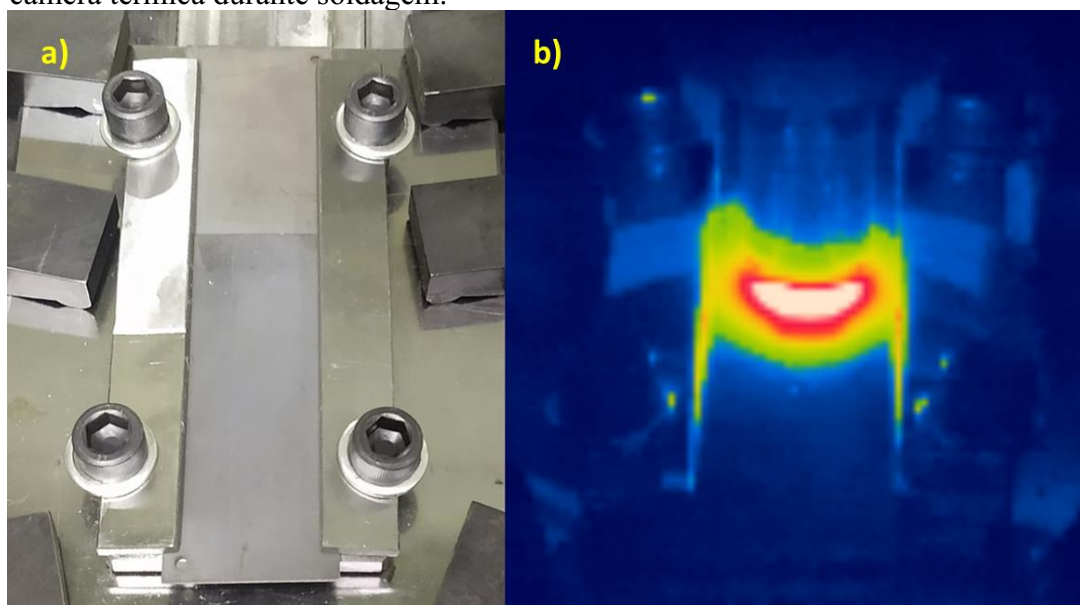
1,4 mm/s, o torque tende a aumentar. Por ser a rotação um fator importante de influência no torque, observa-se uma queda do torque quando se utilizam rotações de faixas mais baixas, principalmente quando a velocidade de penetração está em uma faixa intermediária, constatando o efeito de combinação dos fatores.

5.4 Gradientes de Temperatura

A temperatura é uma variável importante para o processo de FSSW, principalmente nos instantes iniciais do processo de solda. O ponto de solda sempre é feito em um ciclo de tempo rápido para que se possa competir com a solda por resistência e, portanto, quanto mais alto for o gradiente de temperatura, maior será a temperatura de trabalho e, consequentemente, mais facilmente plastificado será o material (SANTELLA et al., 2010).

Conforme descrito no procedimento experimental, com a utilização de uma câmera térmica foi possível monitorar as temperaturas dos ensaios nos pontos mais próximos de onde ocorreu a soldagem, conforme Figura 86. Nela, observa-se que, para regiões com maior temperatura, as cores são brancas (mais alta) e vermelhas e as regiões de menor temperatura as cores são de tonalidade azul. Dessa forma, fica claro na imagem que as proximidades do ponto de solda feito pela ferramenta de FSSW são os lugares onde há a maior temperatura.

Figura 86 – a) Montagem do dispositivo com chapas e b) quadro de filmagem de câmera térmica durante soldagem.



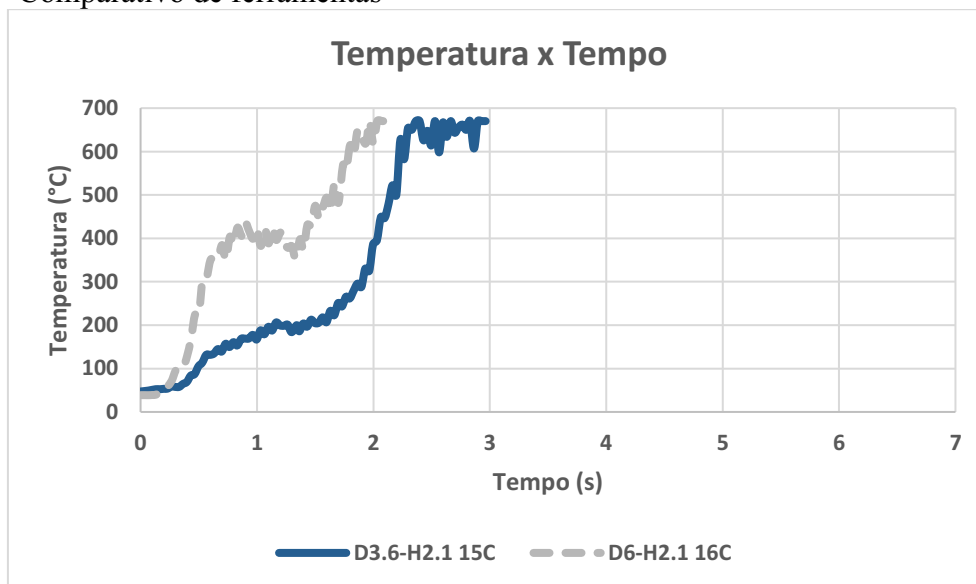
Fonte: Autor

A partir dessas imagens, foi possível extrair as curvas de temperatura e entender como as diversas variáveis dentro do processo podem influenciar nesta avaliação, principalmente na forma como o gradiente de temperatura varia nos instantes iniciais, momento preponderante para que ocorra a plastificação do material a ser soldado.

Observa-se na Figura 87, o gradiente de temperatura medido nas chapas referentes aos pontos centrais das ferramentas D3.6-H2.1 e D6-H2.1 nos instantes iniciais. O ensaio realizado com a segunda geometria possui, até um segundo, uma temperatura próxima de 400°C, ao passo que o ensaio realizado com a primeira geometria possui temperatura menor do que 200°C. Até dois segundos, observa-se que o ensaio realizado com a ferramenta D6-H2.1 está com temperatura próxima a 650°C e o ensaio realizado com a ferramenta D3.6-H2.1 apresenta em torno de 400°C. Isso indica que a segunda geometria contribuiu para uma maior variação de temperatura quando comparada com a primeira, atingindo um maior patamar mais rapidamente.

Essa tendência ocorreu consistentemente quando feitas as comparações com outros parâmetros. O fato da geometria do pino da segunda ferramenta ter um diâmetro maior contribui para que a temperatura cresça mais rapidamente. Isso acontece por causa da maior área de contato e consequente aumento de atrito na região. Esse comportamento também foi observado por Santella et al. (2010).

Figura 87 - Gradiente de temperatura nos instantes iniciais de soldagem – Comparativo de ferramentas

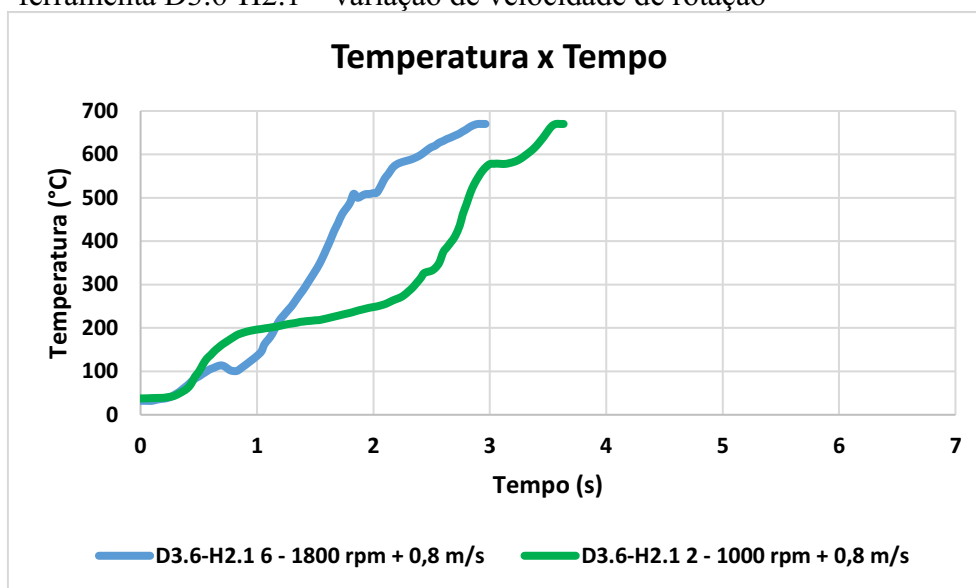


Fonte: Autor

No caso da Figura 88, observam-se os gradientes de temperaturas dos instantes iniciais para a ferramenta D3.6-H2.1, porém com diferentes parâmetros. Quando trabalhado a uma velocidade de penetração de 0,8 m/s, percebe-se que o ensaio 6, de velocidade de rotação

1800 rpm, possui temperatura em torno de 500°C aos dois segundos, ao mesmo tempo que o ensaio 2, de velocidade de rotação 1000 rpm, tem em torno de 250°C. Aos três segundos, o ensaio 6 atinge temperatura próxima de 650°C e o ensaio 2 possui temperatura menor do que 600°C no mesmo momento.

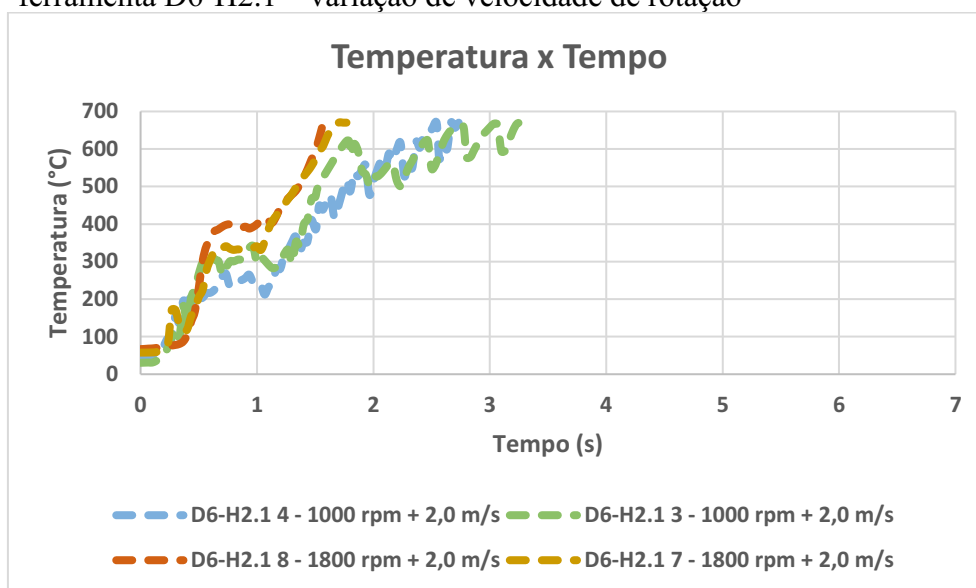
Figura 88 - Gradiente de temperatura nos instantes iniciais de soldagem para ferramenta D3.6-H2.1 – variação de velocidade de rotação



Fonte: Autor

Quando a velocidade de penetração é trabalhada a 2,0 m/s, conforme se observa na Figura 89, a tendência é similar. Os ensaios 3 e 4, com velocidades de rotação de 1000 rpm, até um segundo, possuem temperatura em torno de 270°C, em média. Já os ensaios 7 e 8, com velocidades de 1800 rpm, possuem temperatura em torno de 370°C, em média no mesmo instante de tempo. Após um segundo, é evidente que há um descolamento da curva e a temperatura tende a ser maior para as maiores rotações, atingindo temperatura próximas a 650°C em um período de quase um segundo mais cedo.

Figura 89 - Gradiente de temperatura nos instantes iniciais de soldagem para ferramenta D6-H2.1 – variação de velocidade de rotação

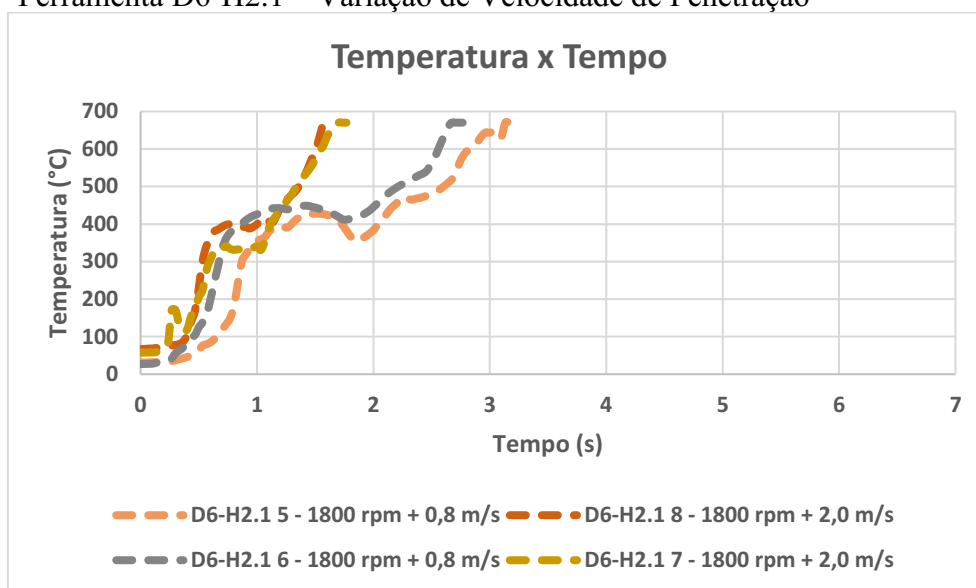


Fonte: Autor

A tendência de trabalhar com maiores temperaturas ao ter maiores rotações explica-se pelo aumento do atrito causado pela maior velocidade de rotação, e essa conclusão é corroborada por Lathabai et al. (2006).

Outro estudo foi realizado para avaliar a influência da velocidade de penetração na entrada de calor na peça. Dessa forma, foi feita comparação entre os ensaios 5, 6, 7 e 8, que possuem as mesmas rotações e têm variação na velocidade de penetração. Observa-se na Figura 90 que os ensaios 5 e 6, que possuem velocidades de penetração de 0,8 m/s, em 1,5 segundos estão com temperatura próxima a 400°C e os ensaios 7 e 8, com velocidade de penetração de 2,0 m/s, estão com temperatura em torno de 650°C e, portanto, atingem um patamar de 650°C com 1 segundo de antecedência.

Figura 90 - Gradiente de temperatura nos instantes iniciais de soldagem para Ferramenta D6-H2.1 – Variação de Velocidade de Penetração



Fonte: Autor

Com maiores velocidades de penetração o torque e a força axial, que são os principais geradores de calor, segundo Su et al., (2006), a tendência é da temperatura crescer. Esse comportamento foi observado para a ferramenta D6-H2.1 e corrobora essa teoria.

5.5 Ensaios de Arrancamento

Os ensaios de arrancamento foram realizados seguindo a norma ISO 14273:2016, com velocidade de 1 mm/min, para as amostras soldadas obtidas com as ferramentas D3.6-H2.1 e D6-H2.1. Os valores máximos de força de arrancamento são mostrados nas Tabela 10 e Tabela 11, a seguir, e nelas é possível observar que para a ferramenta D3.6-H2.1 o valor máximo de arrancamento foi de 13266 N, enquanto para a ferramenta D6-H2.1 foi de 15047 N.

Tabela 10 – Valores máximos de arrancamento para ferramenta D3.6-H2.1

Ensaio	Rotação	Vel. Pen.	Tempo Perm.	Força Arrancam.
	(rpm)	(mm/s)	(s)	(N)
1	1000	0,80	4,00	8378,9
2	1000	0,80	8,00	9168,2
3	1000	2,00	4,00	3901,6
4	1000	2,00	8,00	7789,3
5	1800	0,80	4,00	12431,3
6	1800	0,80	8,00	11199,7
7	1800	2,00	4,00	10499,5
8	1800	2,00	8,00	13266,0
9	727	1,40	6,00	7471,2
10	2072	1,40	6,00	11003,9
11	1400	0,39	6,00	5424,6
12	1400	2,41	6,00	4724,0
13	1400	1,40	2,64	4117,5
14	1400	1,40	9,36	4471,7
15C	1400	1,40	6,00	3838,8
16C	1400	1,40	6,00	4691,7

Fonte: Autor

Tabela 11 – Valores máximos de arrancamento para ferramenta D3.6-H2.1

Ensaio	Rotação (rpm)	Vel. Pen. (mm/s)	Tempo Perm. (s)	Força Arrancam. (N)
1	1000	0,80	4,00	5579,0
2	1000	0,80	8,00	-
3	1000	2,00	4,00	9182,0
4	1000	2,00	8,00	9091,3
5	1800	0,80	4,00	3626,9
6	1800	0,80	8,00	15047,0
7	1800	2,00	4,00	13091,6
8	1800	2,00	8,00	13417,8
9	727	1,40	6,00	-
10	2072	1,40	6,00	11466,4
11	1400	0,39	6,00	-
12	1400	2,41	6,00	7290,6
13	1400	1,40	2,64	9711,5
14	1400	1,40	9,36	10086,5
16C	1400	1,40	6,00	8570,1
16C_2	1400	1,40	6,00	8142,3

Fonte: Autor

Como foi dito anteriormente, os ensaios com a ferramenta D6-H2.1 não foram concluídos por conta de sua quebra. Portanto, a análise do planejamento central composto foi realizada apenas para a ferramenta D3.6-H2.1, com auxílio do software Statistica.

Com os dados, foi gerada a tabela de efeitos, conforme Tabela 12, para verificar quais variáveis têm mais influência sobre a força de arrancamento no processo de FSSW deste estudo.

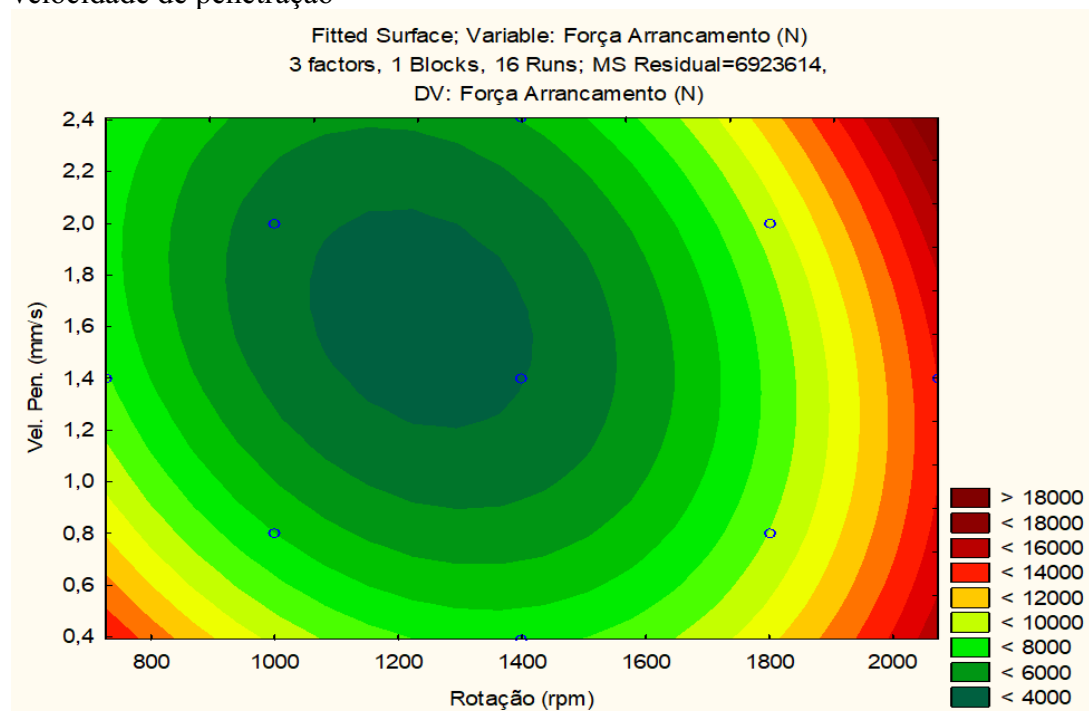
Tabela 12 - Efeitos para força de arrancamento máxima

Factor	Var.: Força Arrancamento (N); R-sqr=0,74464; Adj: 0,3616 3 factors, 1 Blocks, 16 Runs; MS Residual = 6923614 DV. Força Arrancamento (N)			
	Effect	Std. Err.	t(6)	p
Mean/Interc.	3950,09	1855,118	2,129292	0,077285
(1) Rotação (rpm)(L)	3529,38	1424,051	2,478409	0,047909
Rotação (rpm) (Q)	5035,30	1729,012	2,912244	0,026902
(2) Vel. Pen. (mm/s)(L)	-1009,87	1423,496	-0,709428	0,504680
Vel. Pen. (mm/s)(Q)	2084,93	1726,198	1,207815	0,272562
(3) Tempo Perm. (s)(L)	997,74	1424,665	0,700330	0,509951
Tempo Perm. (s)(Q)	1545,85	1732,128	0,892458	0,406515
1L by 2L	1497,68	1860,593	0,804945	0,451561
1L by 3L	-785,53	1860,593	-0,422191	0,687596
2L by 3L	1774,13	1860,593	0,953527	0,377142

Fonte: Autor

Observou-se que as rotações de modelo quadrático e linear, para um nível de significância de 5%, possuem efeitos importantes sobre a força de arrancamento para os ensaios realizados com a ferramenta D3.6-H2.1. Os outros parâmetros não tiveram efeitos significativos para influenciar a resposta mecânica. A Figura 91, apresenta a superfície de resposta da rotação em relação à velocidade de penetração, indica qual a tendência de parâmetros ótimos que o estudo sugere, no que diz respeito à resistência mecânica do ponto de solda realizado com FSSW.

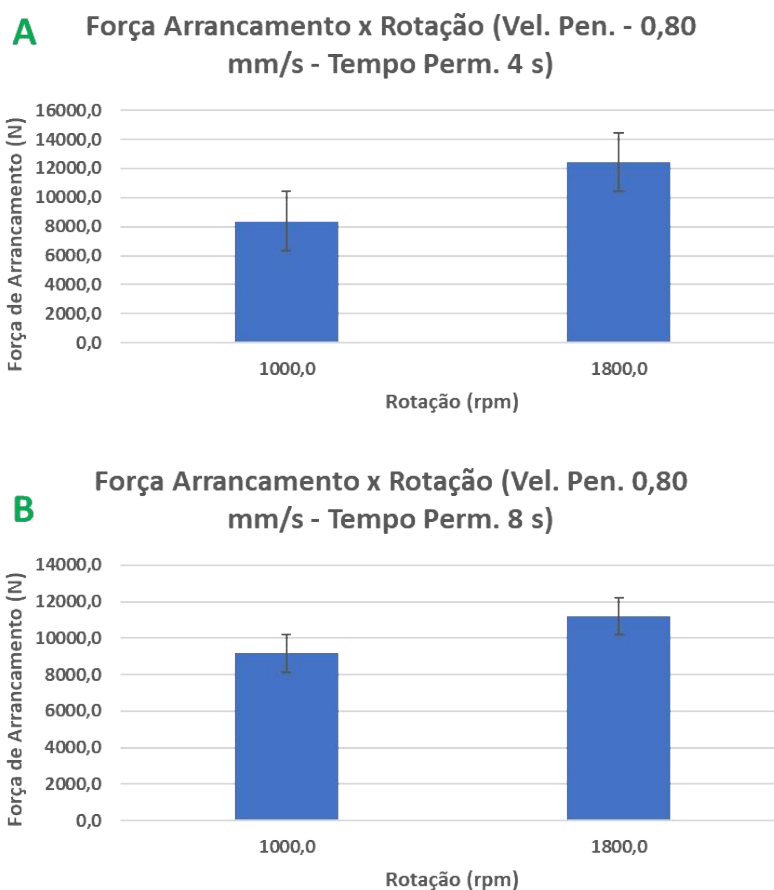
Figura 91 – Superfície de resposta para força de arrancamento em relação à rotação e velocidade de penetração



Fonte: Autor

Observa-se que a rotação é um fator significativo para a força de arrancamento. Ao analisar a Figura 92, esse comportamento é corroborado por uma análise de tendências. Ela mostra que mesmo quando o comparativo é realizado a diferentes velocidades de penetração ou tempos de permanência, ao aumentar a rotação, a força de arrancamento tende a aumentar. Na Figura 92 A), verifica-se que, ao aumentar a rotação de 1000 rpm para 1800 rpm, houve um aumento de 48% na força. Na Figura 92 B), o comportamento se repete, mesmo trabalhando com tempos de permanência diferentes. Ao aumentar a rotação de 1000 rpm para 1800 rpm, houve novamente um aumento, porém com acréscimo de 22%.

Figura 92 – A) Influência da rotação na força de arrancamento para velocidade de penetração 0,80 m/s e tempo de permanência de 4 s. B) Influência da rotação na força de arrancamento para velocidade de penetração 0,80 m/s e tempo de permanência de 8 s.

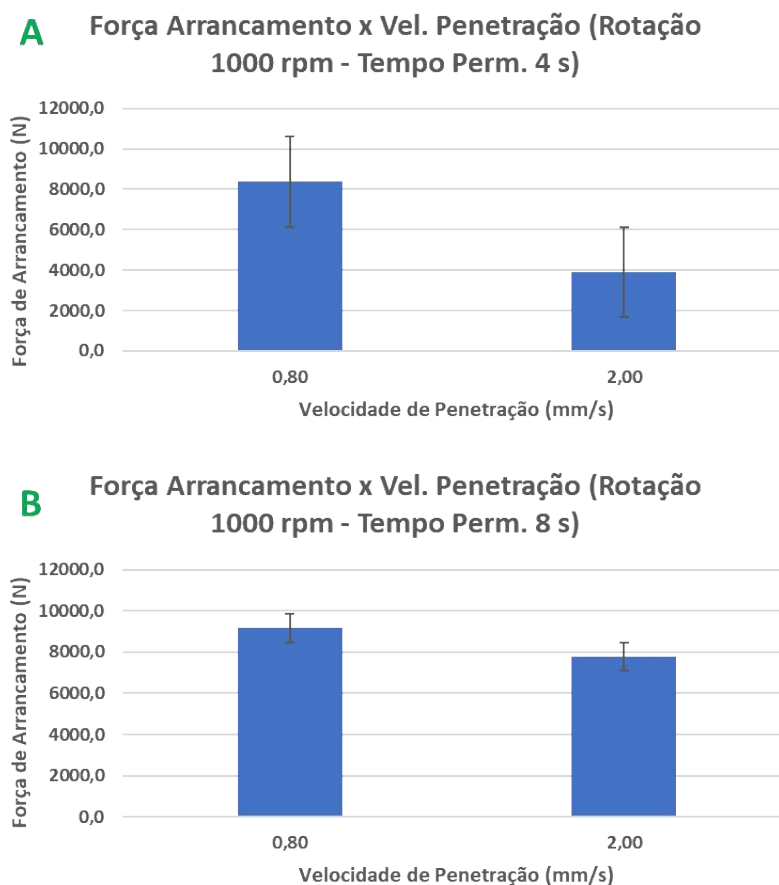


Fonte: Autor

Conforme Santella et al. (2010) mostraram, ao aumentar a rotação da ferramenta, devido ao maior atrito, trabalha-se com temperaturas maiores, o que contribui para redução de dureza do material e consequente maior área de ligação, resultando em uma maior força de arrancamento. O aumento da temperatura de trabalho pode ser observado na Figura 88 e corrobora esse comportamento.

No entanto, se ao trabalhar em rotações altas a velocidade de penetração não demonstrou ter efeito significativo, o oposto ocorre quando utilizadas rotações mais baixas. Nesse caso, a velocidade de penetração passa a ter maior importância. A Figura 93 mostra essa tendência. Quando trabalhado a 1000 rpm, a força de arrancamento teve uma queda significativa ao ampliar a velocidade de penetração de 0,8 mm/s para 2,0 mm/s, tanto na Figura 93 A) quanto na Figura 93 B).

Figura 93 - A) Influência da velocidade de penetração na força de arrancamento para rotação de 1000 rpm e tempo de permanência de 4 s. B) Influência da velocidade de penetração na força de arrancamento para rotação de 1000 rpm e tempo de permanência de 8 s



Fonte: Autor

Ao utilizar uma alta velocidade de penetração, o tempo total de processo acaba reduzido e não há tempo suficiente para aquecer o material de maneira a plastificá-lo satisfatoriamente e, conseqüentemente, a união passa a ter menor resistência mecânica. Sarkar, Pak e Shome (2014) corroboraram esse fato quando trabalhado em aço DP590.

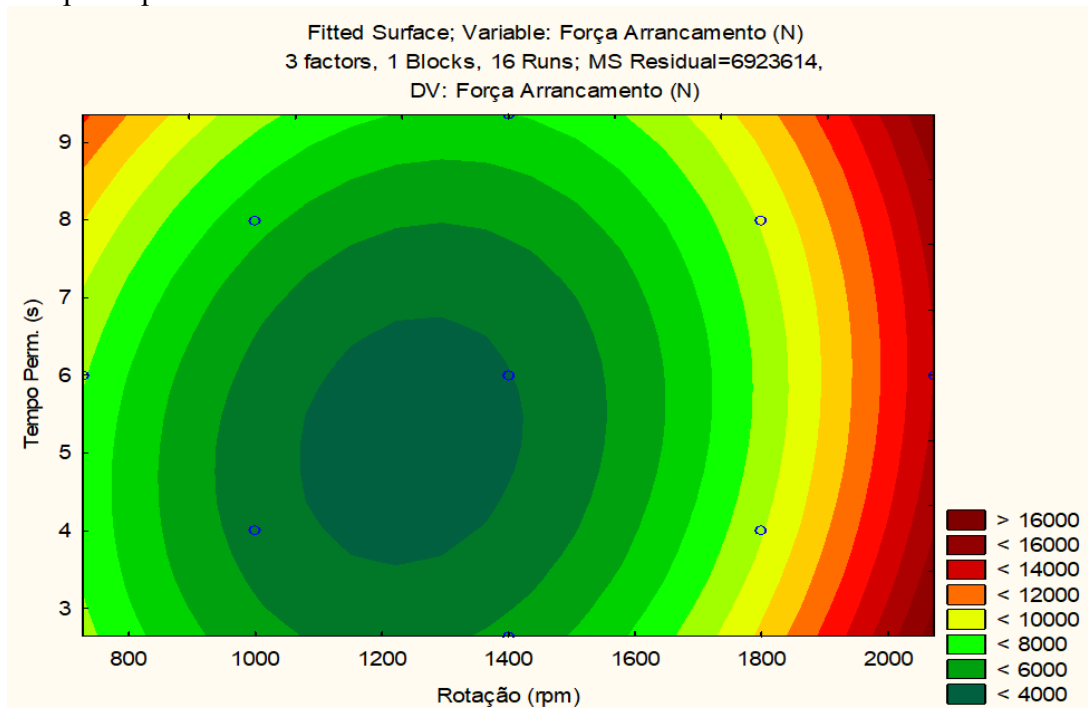
No entanto, observa-se que a combinação de uma baixa velocidade de penetração e uma baixa rotação pode gerar uma tendência de aumento da força.

Conforme Su et al. (2006) demonstraram, um aumento da velocidade de rotação cria um atrito maior entre ferramenta e material de modo que a temperatura de trabalho seja superior e reduza a dureza do material. Isso favorece a criação de áreas de ligação e, conseqüentemente, o aumento da força de arrancamento.

Quando combinadas a rotação e o tempo de permanência, a rotação ganha ainda mais importância. A Figura 94 **Erro! Fonte de referência não encontrada.** evidencia esse

comportamento. Ao se trabalhar com altas rotações, o tempo de permanência passa a ter menor importância para a força de arrancamento.

Figura 94 - Superfície de resposta para força de arrancamento em relação à rotação e tempo de permanência



Fonte: Autor

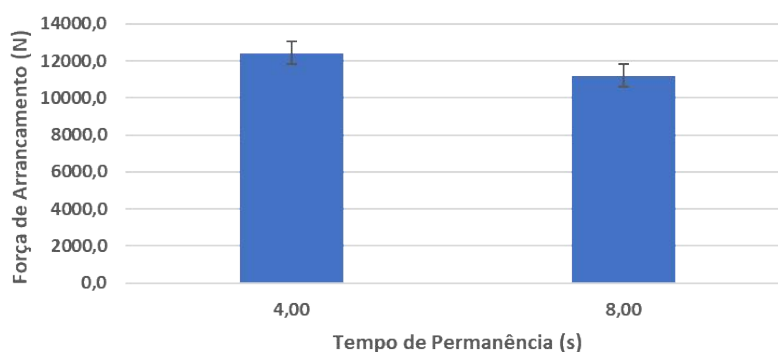
Observa-se na Figura 95 que a força de arrancamento não segue uma tendência consistente de crescimento quando o tempo de permanência é aumentado. Na Figura 95 A) ao aumentar o tempo de permanência de 4 s para 8 s, ocorre uma diminuição da força. No entanto, a Figura 95 B) segue direção oposta ao aumentar a força de arrancamento combinado a um aumento do tempo de permanência.

Nesse caso, conclui-se que a importância da rotação se torna substancial ao trabalhar em altas rotações a ponto de o tempo de permanência não gerar efeitos consideráveis nessa faixa.

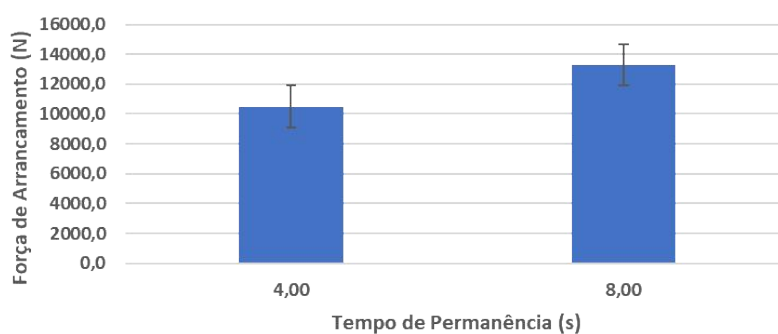
Figura 95 - A) Influência do tempo de permanência na força de arrancamento para rotação de 1800 rpm e velocidade de

penetração de 0,8 mm/s. B) Influência do tempo de permanência na força de arrancamento para rotação de 1800 rpm e velocidade de penetração de 2,0 mm/s.

A Força Arrancamento x Tempo Perm. (Rotação 1800 rpm - Vel. Pen. 0,8 mm/s)



B Força Arrancamento x Tempo Perm. (Rotação 1800 rpm - Vel. Pen. 2,0 mm/s)



Fonte: Autor

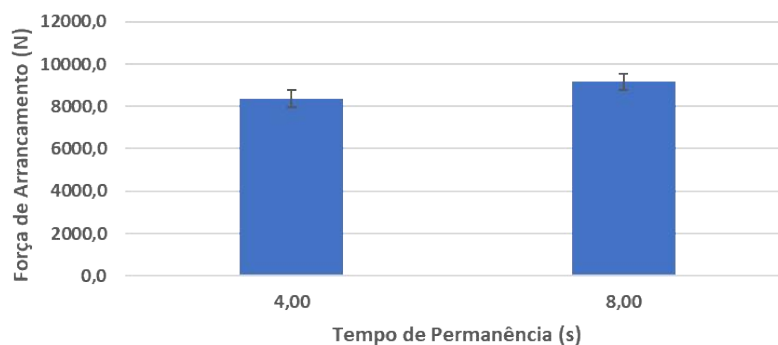
Pelo contrário, quando trabalhado em baixas rotações no intervalo estudado neste trabalho, o tempo de permanência passa a ter mais importância. Observa-se Figura 96 que quando trabalhado em rotações de 1000 rpm, ao se aumentar o tempo de permanência de 4 s para 8 s a força de arrancamento passa a aumentar com consistência. Na Figura 96 A), houve um aumento de 800 N na força de arrancamento enquanto na Figura 96 B) o aumento foi ainda maior com 4000 N.

Portanto, o tempo de permanência tem papel importante em um intervalo de baixas rotações. Conforme Santella et al. (2010) demonstraram, quando se trabalha com maiores tempos de permanência há mais espaço para que a temperatura cresça, reduza a dureza do material e o plastifique. Além disso, a mistura para que ocorra o intertravamento mecânico também é feito com maior qualidade. Os resultados deste trabalho confirmam essa teoria.

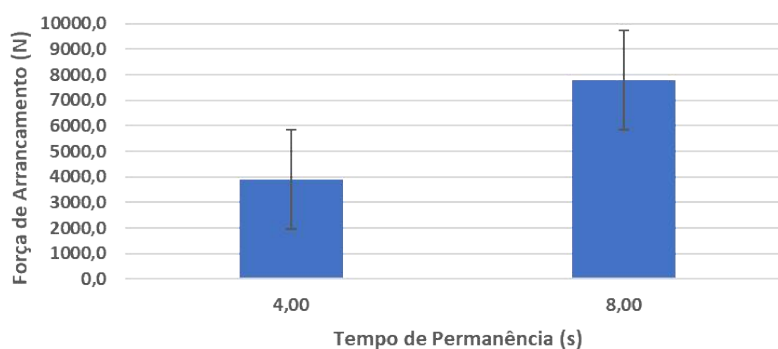
Figura 96 - A) Influência do tempo de permanência na força de arrancamento para rotação de 1000 rpm e velocidade de

penetração de 0,8 mm/s. B) Influência do tempo de permanência na força de arrancamento para rotação de 1000 rpm e velocidade de penetração de 2,0 mm/s.

A Força Arrancamento x Tempo Perm. (Rotação 1000 rpm - Vel. Pen. 0,8 mm/s)



B Força Arrancamento x Tempo Perm. (Rotação 1000 rpm - Vel. Pen. 2,0 mm/s)



Fonte: Autor

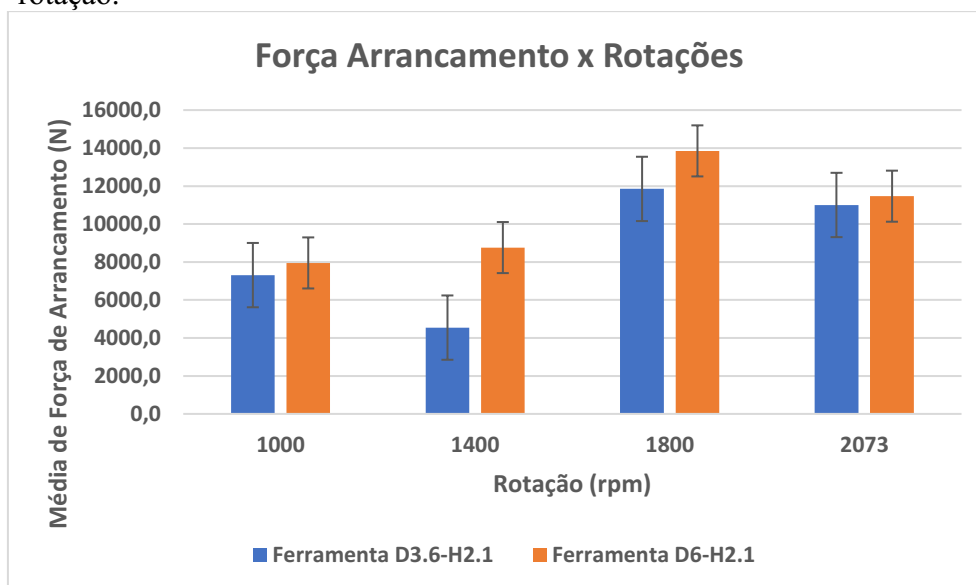
5.5.1 Influência da Ferramenta na Força de Arrancamento

A geometria da ferramenta também tem papel importante na força de arrancamento. Apesar de não ter concluído todos os ensaios com a ferramenta D6-H2.1, é possível fazer um comparativo das médias de forças de arrancamento que foram obtidas entre as duas ferramentas. Observa-se na Figura 97 que em diferentes rotações, a média de força de arrancamento sempre é maior para a ferramenta que possui o maior diâmetro.

Na rotação de 1000 rpm, a ferramenta D6-H2.1 obteve uma força média de arrancamento de 7950,8 N contra 7309,5 N para a ferramenta D3.6-H2.1. Para a rotação de 1400 rpm, a ferramenta D6-H2.1 obteve força de 8760,2 N contra 4544,7 N, representando um aumento próximo à 100%. Para as rotações de 1800 rpm e 2073 rpm, a ferramenta de maior

diâmetro obteve 13852,1 N e 11466,4 N, respectivamente e a ferramenta de menor diâmetro obteve 11849,1 N e 11003,9 N.

Figura 97 - Influência da ferramenta na força de arrancamento em função da rotação.



Fonte: Autor

Isso é esperado, pois com o maior diâmetro de pino há uma maior projeção da ferramenta sobre a peça e isso indica maior área de contato. Dessa forma, há um atrito maior e consequente aumento de torque, como pode ser observado na Figura 69 **Erro! Fonte de referência não encontrada..** O aumento do torque gera um aumento na entrada de calor e, como resultado, a temperatura de trabalho tem uma tendência de ser maior, já que o gradiente de temperatura foi constatado como maior consistentemente nos ensaios, conforme Figura 87.

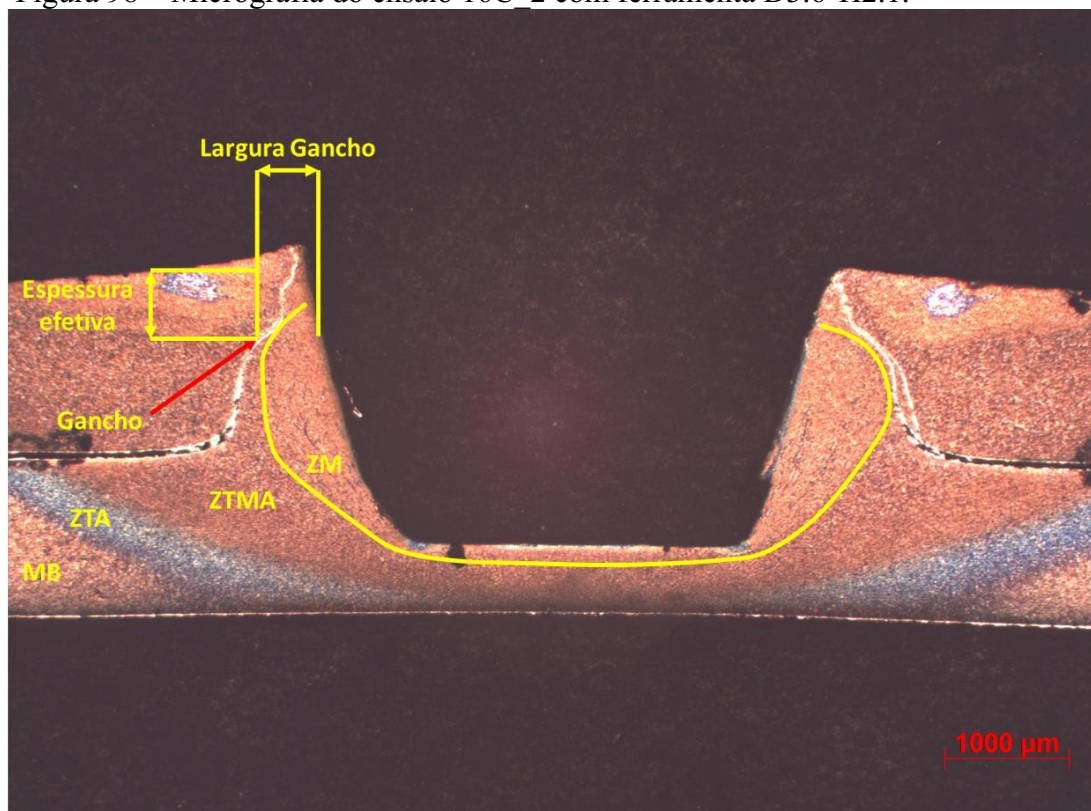
Os resultados foram similares aos de Santella et al. (2010), pois ao trabalhar com aços quanto mais rapidamente for a entrada de calor para atingir temperaturas próximas aos de fusão do material, melhor qualidade a solda terá e maior resistência mecânica.

5.6 Microestrutura

A amostra do ensaio 16C_2, realizado com a ferramenta D3.6-H2.1, foi separada para que fosse realizada sua análise microestrutural. O objetivo foi avaliar como macroestrutura e microestrutura do ponto de solda podem influenciar na resistência mecânica do ponto de solda.

Observa-se na Figura 98 a micrografia realizada com aumento de 5x em microscopia óptica e foram destacadas as principais regiões do ponto de solda. Mais próximo ao furo de fechadura fica a região da Zona de Mistura (ZM). Nota-se, nessa região, uma coloração diferente por conta da maior temperatura ao qual foi exposta, além de fluxo de material que acontece quando a ferramenta inicia uma espécie de extrusão ao penetrar no material. Por conta desse fluxo, nota-se uma região linha estreita de coloração mais clara, próxima à interface entre as duas chapas sobrepostas. Isso acontece pois o material possui um revestimento de Alumínio-Silício e, conforme o fluxo de material plastificado foi se movendo para cima a linha de interface com revestimento também seguiu o fluxo. O lugar onde a linha de interface se acaba e só se encontra região totalmente ligada, é o lugar onde se acaba o gancho.

Figura 98 – Micrografia do ensaio 16C_2 com ferramenta D3.6-H2.1.



Fonte: Autor

Ao lado da ZM fica a Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA), isso porque próximo à zona de mistura ainda existe uma alta temperatura agindo, além do próprio fluxo de material que ainda existe próximo à ZM.

Além dessa região, se afastando radialmente do furo de fechadura está a Zona Termicamente Afetada (ZTA), que também possui coloração própria. Essa região não foi

afetada mecanicamente, por não se deformar, porém ainda está sob efeito de uma alta temperatura e por conta disso pode ter sua microestrutura afetada. O restante da chapa é chamado de Material Base (MB), que possui microestrutura obtida pelo tratamento térmico, realizado antes da soldagem.

5.6.1 Material Base

Observa-se nas Figura 99 e Figura 100, imagens obtidas por microscopia óptica e microscopia eletrônica de varredura (MEV), respectivamente. Na microscopia óptica é perceptível que não há grãos bem delineados e nota-se uma microdureza alta, como pode ser observado na Figura 109, abordado com mais detalhes no próximo tópico.

Figura 99 - Micrografia da MB – Aumento de 200x.

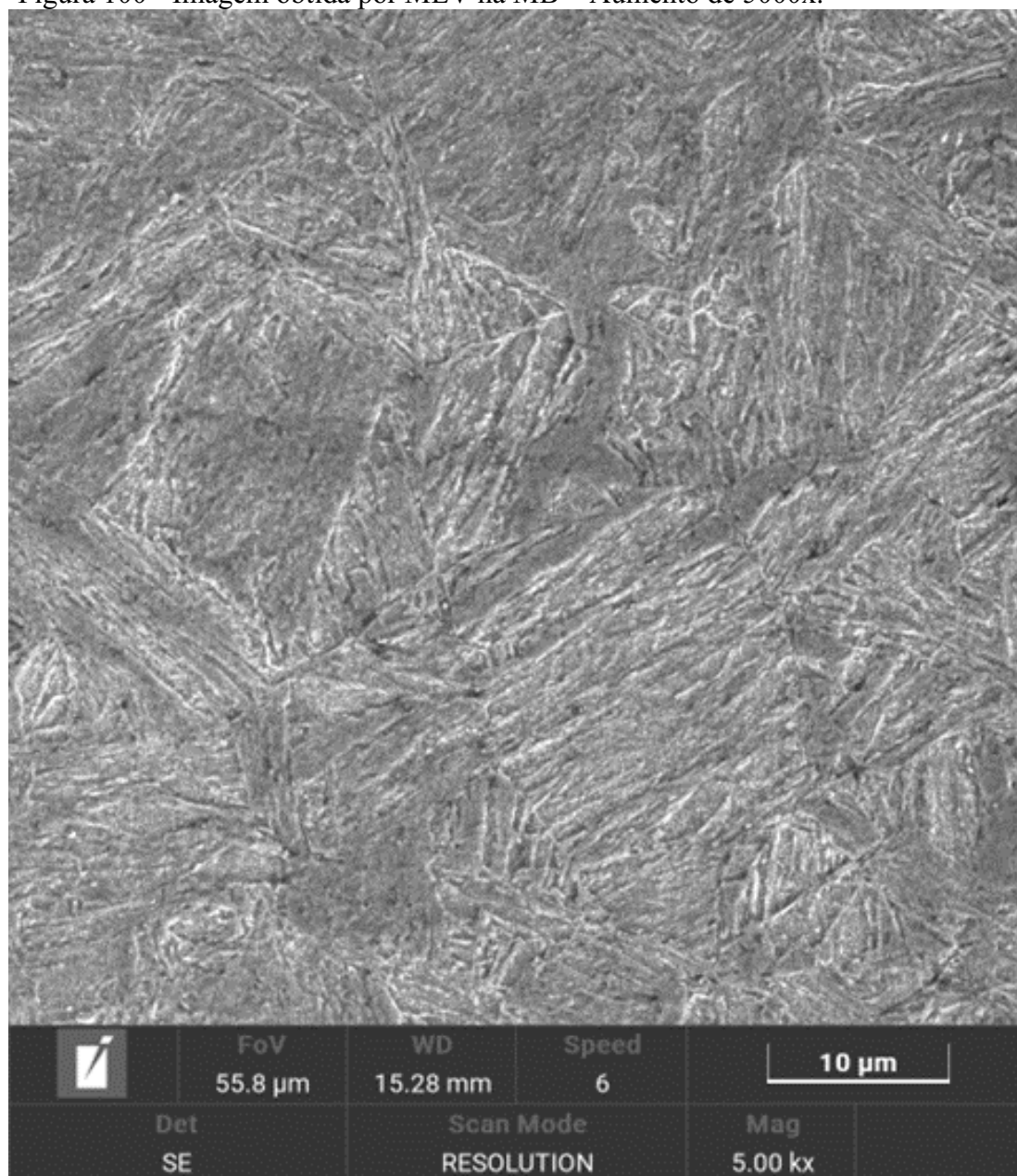


Fonte: Autor

Nas imagens obtidas por MEV, com uma ampliação de 5000x, é possível observar com mais detalhes uma estrutura agulhada, que se assemelha à da martensita. O fato de o material ter passado por um tratamento térmico de martêmpera, e ser um material temperável devido à

presença do Boro, contribui para a conclusão de que a microestrutura do material base é composta por martensita.

Figura 100 - Imagem obtida por MEV na MB – Aumento de 5000x.



Fonte: Autor

5.6.2 Zona Termicamente Afetada

Nas Figura 101 e Figura 102 estão as imagens obtidas por microscopia óptica e MEV, respectivamente, para a ZTA. Neste caso, se observa uma dureza inferior e, além disso, a

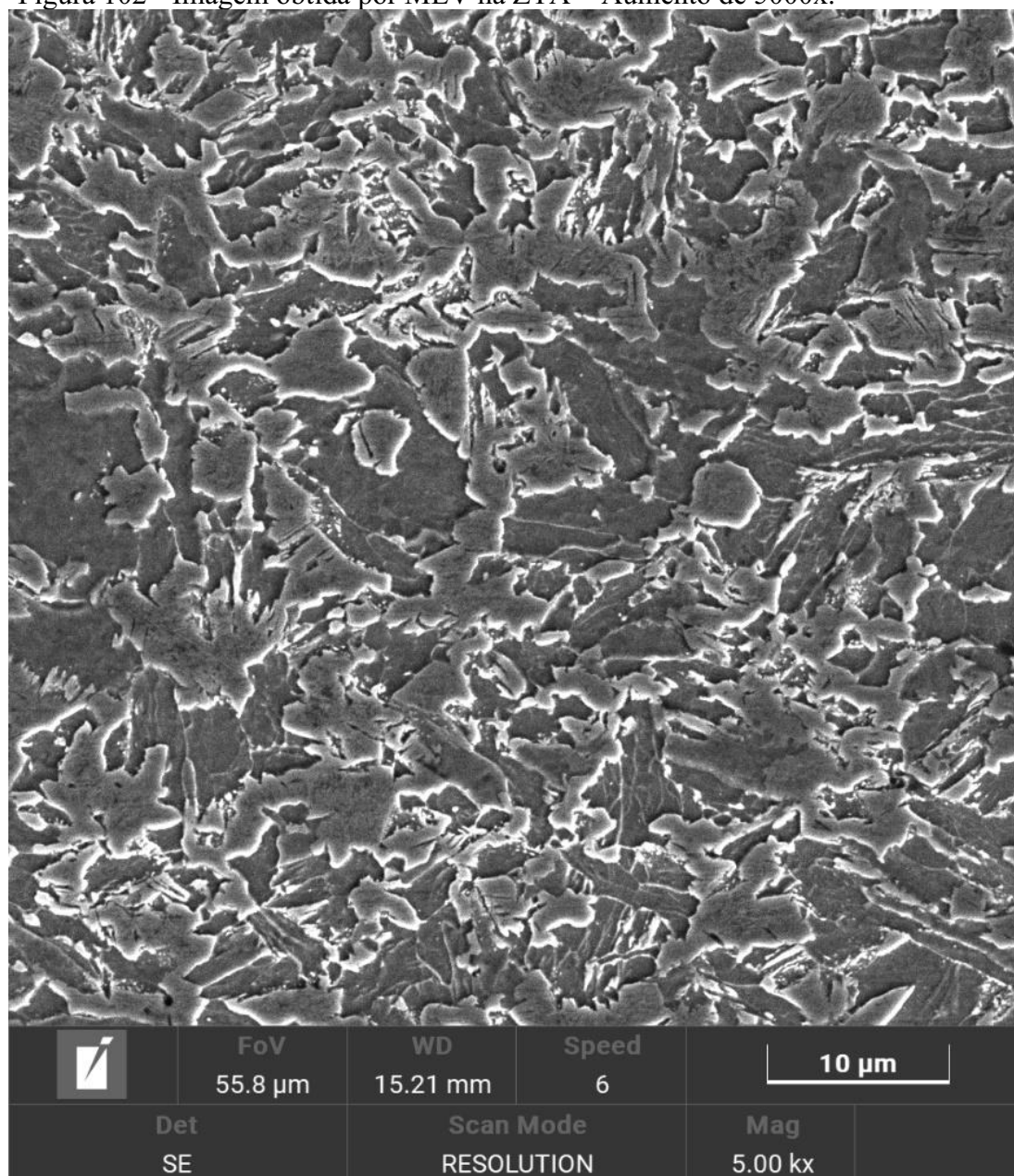
presença de grãos bem delineados, o que indica a presença de ferrita e alguma outra fase de dureza inferior à martensita. Essa é uma região que está mais afastada do ponto de solda, e por ser submetida a uma temperatura não tão alta quando comparado com as regiões ZTMA e ZM, ela acaba por passar por uma espécie de revenimento. Por isso, enxerga-se uma dureza menor, com média de 340,5 HV0,5, conforme Figura 109, em comparação com 478,2 HV0,5 da ZTMA, e a presença de grãos mais bem delineados.

Figura 101 - Micrografia da ZTA – Aumento de 200x.



Fonte: Autor

Figura 102 - Imagem obtida por MEV na ZTA – Aumento de 5000x.



Fonte: Autor

Como se observa regiões mais claras nos contornos de grãos de ferrita, é possível afirmar que essa região possui microconstituintes MA, formado por martensita e austenita. Ramírez et al. (2007) observaram que o microconstituente MA se localiza preferencialmente em contornos de grão de ferrita, pois na formação de ferrita e bainita, em determinados aços, ocorre partição de carbono para a austenita ainda não transformada. Algumas regiões de austenita enriquecida em carbono não se transformam em bainita e no resfriamento acabam por transformar-se em martensita e austenita retida. Outros autores que trabalharam com soldagem de aço 22MnB5, como Choi et al. (2011) e Paveebunvipak et al. (2019), mesmo que trabalhando

com o método de RSW, observaram estrutura ferrítica com ilhas de martensita na ZTA. Portanto, o resultado é similar.

5.6.3 Zona Termomecanicamente Afetada

Nas Figura 103 e Figura 104 estão as imagens obtidas por microscopia óptica e MEV para a ZTMA. Nesse caso, se observa nas imagens de MEV regiões onde há uma estrutura em ripas, próximo à característica da martensita. Além disso, combina-se o fato de a temperatura ter chegado à zona crítica para austenitização e a microdureza dessa região ter aumentado, como pode ser observado na Figura 109, consequentemente, é possível afirmar que há martensita na região.

Figura 103 - Micrografia da ZTMA – Aumento de 200x.



Fonte: Autor

Figura 104 - Imagem obtida por MEV na ZTMA – Aumento de 5000x.



Fonte: Autor

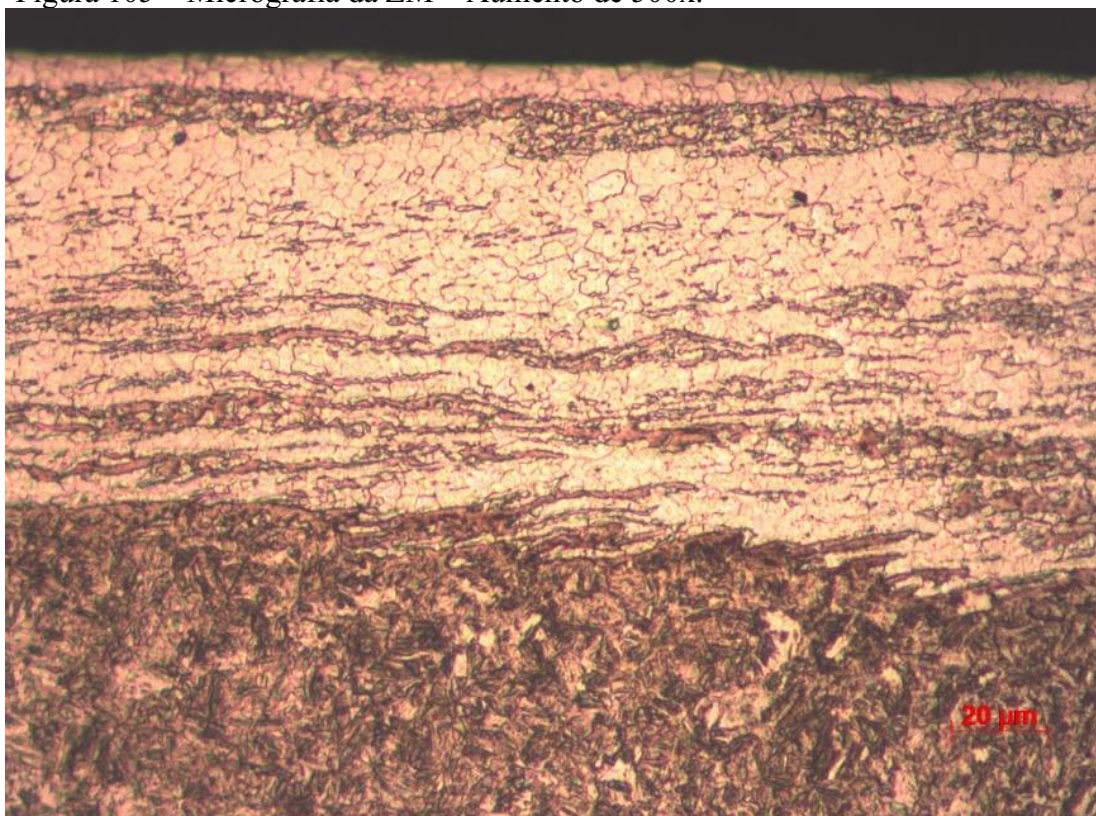
Essa descrição é coerente com o trabalho de Hovanski et al. (2007), pois em toda a área afetada pelo calor, incluindo a ZM, ZTMA e ZTA, foi encontrada estrutura de martensita.

5.6.4 Zona de Mistura

Observa-se nas Figura 105 e Figura 106, a ZM do ponto de solda. Essa região foi submetida à maior temperatura dentre a regiões indicadas no ponto de solda, pois foi a que entrou em contato direto com o pino desde o início do processo, e certamente ultrapassou os

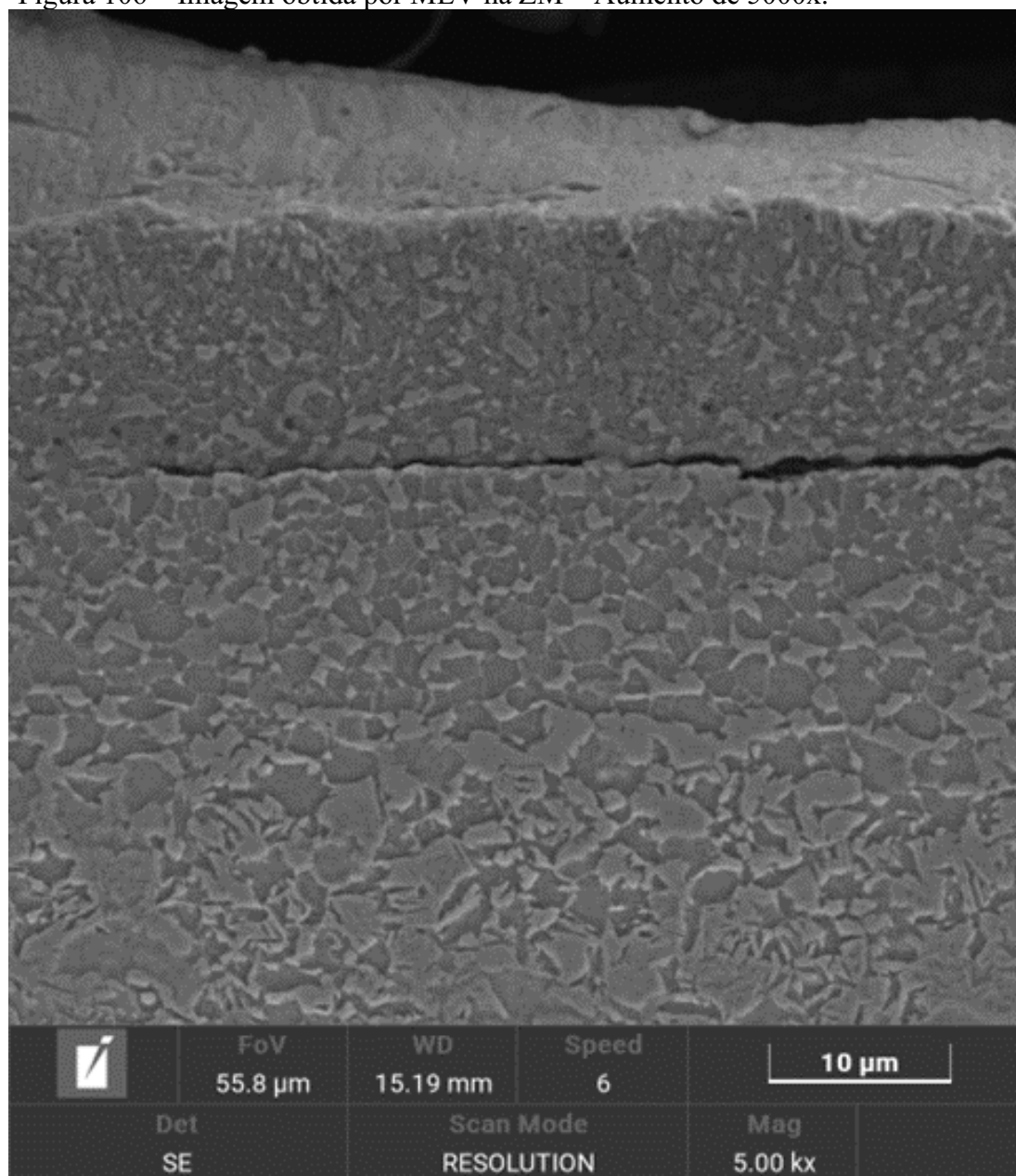
700°C, levando em conta os gráficos de gradiente de temperatura. Além disso, passou por intensa deformação devido à rotação da ferramenta e o consequente fluxo de material. O que se observa é que nas regiões mais claras da Figura 105 há grãos bem delineados, bem diferente das outras regiões onde a microestrutura é composta, em sua maioria, por geometrias de ripas e agulhas. Outra observação que deve ser feita sobre essa região é que houve uma queda da microdureza, como pode ser visto na Figura 109. Dessa forma, é possível afirmar que houve uma recristalização da região e se formou uma fase diferente de martensita e bainita, com uma dureza menor, causada por uma recristalização.

Figura 105 – Micrografia da ZM – Aumento de 500x.



Fonte: Autor

Figura 106 – Imagem obtida por MEV na ZM – Aumento de 5000x.



Fonte: Autor

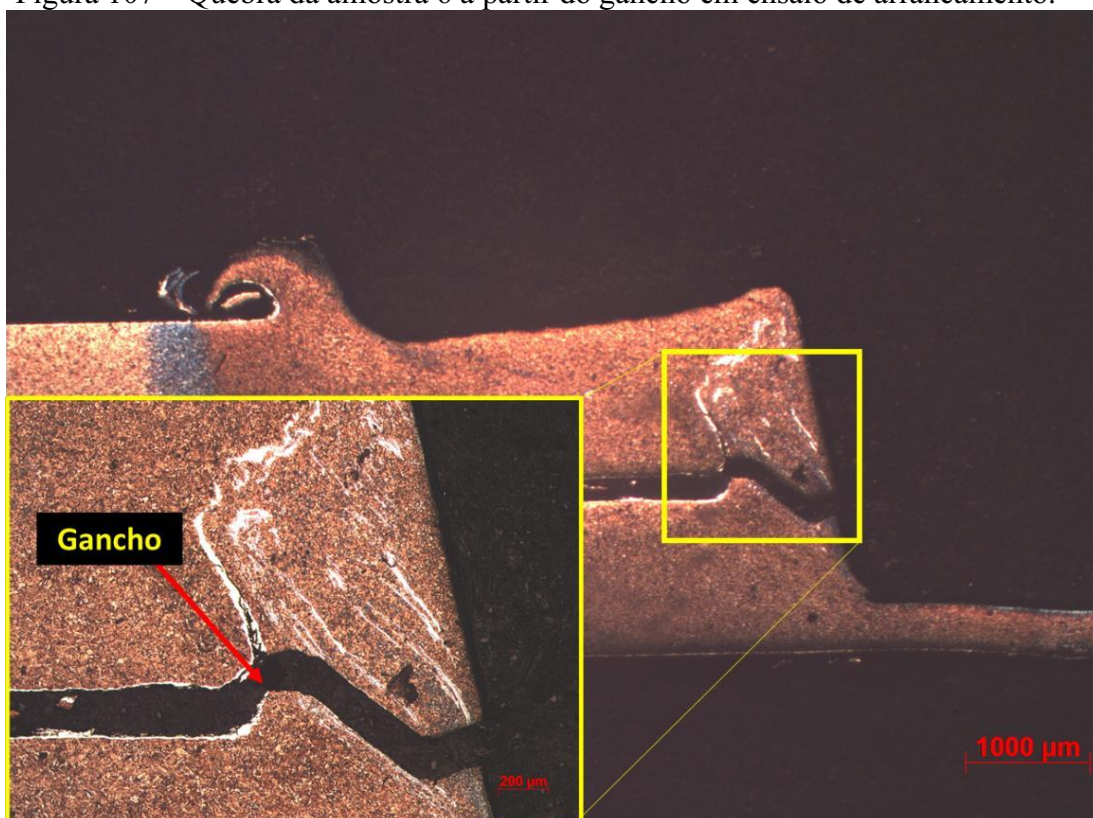
Na Figura 106, observa-se grãos bem formados, conforme foi observado na microscopia óptica. Esse comportamento de recristalização já foi explorado para materiais como alumínio (SHEN; DING; GERLICH, 2020) e converge para ocorrer também em aços 22MnB5 pelas imagens e observações acima.

5.6.5 Modo de Falha

Para que fosse possível analisar a forma com que as amostras falharam nos ensaios de arrancamento, foram realizadas algumas micrografias em amostras já testadas. Dessa forma, foram feitos procedimentos similares aos adotados para as análises de microscopia óptica.

Observa-se na Figura 107 a micrografia da amostra 6, que obteve uma força de arrancamento de 11200 N. Nota-se que o início da quebra acontece pelo gancho e a trinca se propaga a partir daí em direção ao furo de fechadura, na direção horizontal. Isso quer dizer que a largura do gancho no sentido horizontal estava menor do que na altura, e isso levou a amostra a falhar no sentido do plano da chapa. Esse comportamento foi similar ao encontrado por Hovanski et al. (2007), onde a quebra se propagava também no sentido do plano da chapa.

Figura 107 – Quebra da amostra 6 a partir do gancho em ensaio de arrancamento.

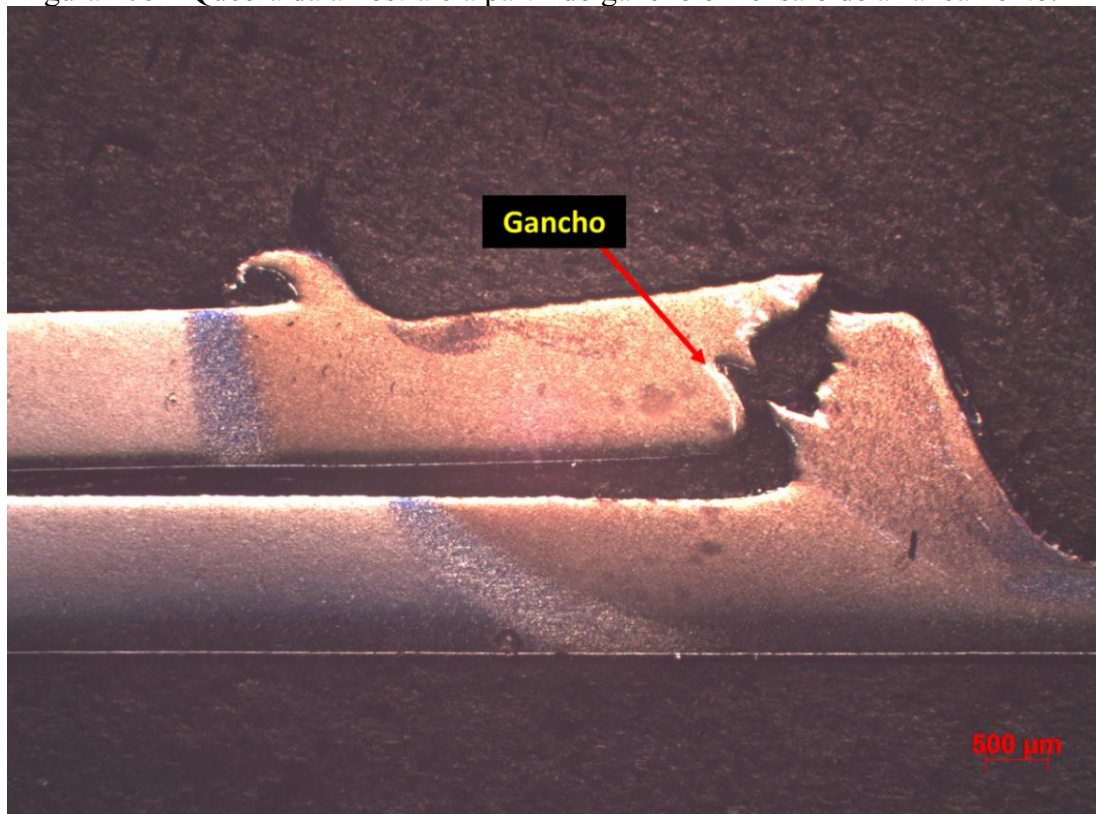


Fonte: Autor

Já na Figura 108, observa-se o modo de falha da amostra 8, cuja força de arrancamento foi a maior entre todas as amostras, com uma força de 13266 N. O que se nota nessa amostra é que a quebra se inicia também a partir do gancho, porém nesse caso ao invés de propagar-se para o plano das chapas, ela se propagou no sentido ortogonal ao plano, em direção à espessura

efetiva. Isso significa que esse teste em específico, com os parâmetros escolhidos, favoreceu a formação de uma largura maior do gancho ao furo de fechadura, no sentido do plano da chapa, e o caminho mais fácil para a quebra foi no plano ortogonal.

Figura 108 – Quebra da amostra 8 a partir do gancho em ensaio de arrancamento.



Fonte: Autor

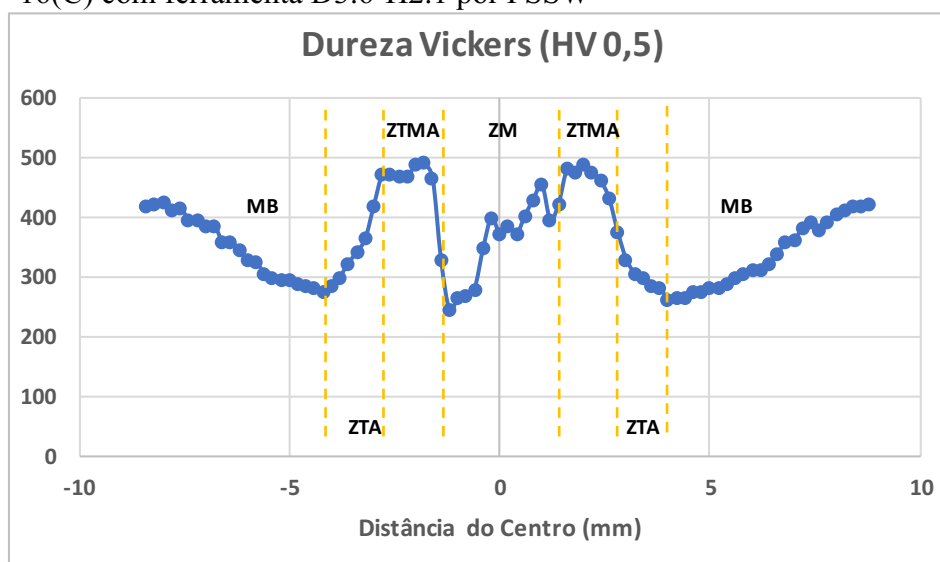
Bozzi et al. (2010) demonstraram que ampliar a largura da ZM é importante para o aumento da resistência mecânica. E como foi citado em tópicos anteriores neste trabalho, a plastificação do ponto de solda foi maior quando houve uma maior temperatura de trabalho, e esta, por sua vez, foi maior quando houve uma maior rotação, dentro do intervalo estudado. Portanto, uma das maneiras de se obter uma maior largura da ZM é aumentar a rotação da ferramenta.

5.7 Microdureza

Foram realizadas também medições da microdureza Vickers em função da proximidade do centro do ponto de solda na amostra 16(C), produzida com a ferramenta D3.6-H2.1, a fim de entender melhor tanto da microestrutura quanto da resistência mecânica das diferentes

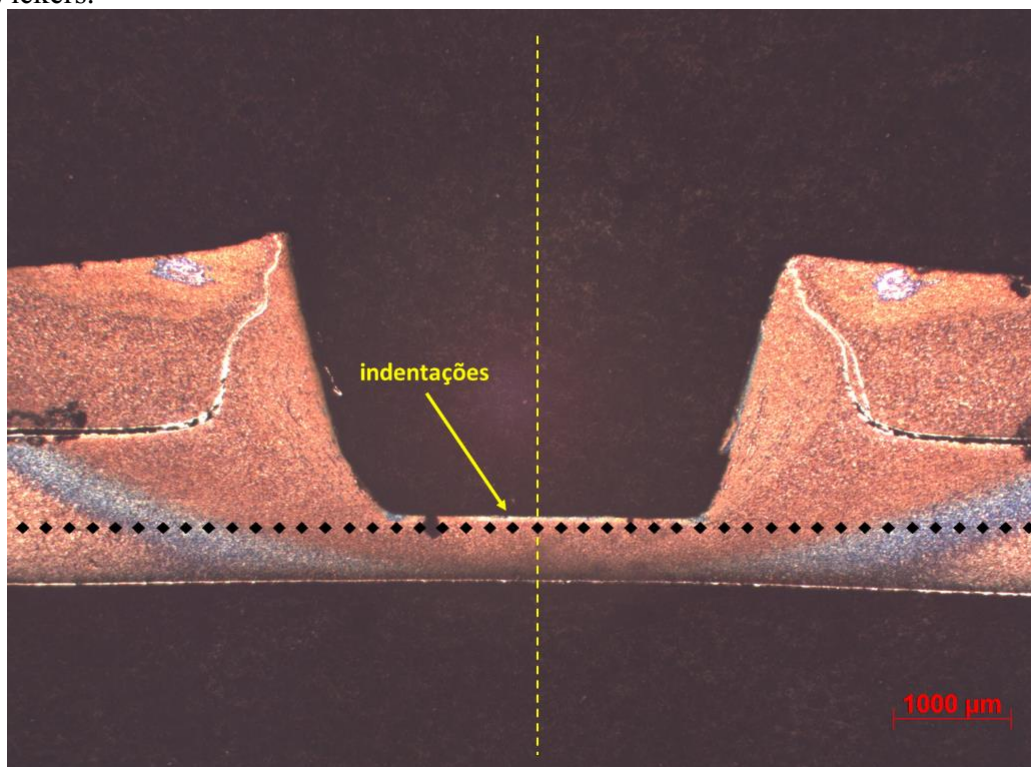
regiões. A medição foi feita em uma altura do ponto de solda que pudesse contemplar todas as regiões afetadas. Com a medição, foi obtido o gráfico da Figura 109 e correlacionado com a micrografia obtida por microscopia óptica, conforme Figura 110.

Figura 109 – Perfil de microdureza para ponto de solda obtido de ensaio 16(C) com ferramenta D3.6-H2.1 por FSSW



Fonte: Autor

Figura 110 – Micrografia com destaque para região onde foi medida a microdureza Vickers.



Fonte: Autor

O que se observa no gráfico é que o metal base (MB), cuja estrutura é formada por martensita, devido ao tratamento térmico de martêmpera realizado, possui uma alta dureza. Conforme se aproxima da ZTA, região que possui matriz de ferrita com ilhas de martensita, a dureza do material tende a cair, por se tratar de uma composição menos dura.

Na ZTMA, volta a crescer a microdureza por conta da presença de fases mais duras como a martensita, conforme observado no tópico anterior. E, por fim, a ZM teve uma queda de microdureza por conta da recristalização ocorrida que formou grãos de dureza inferior.

Comportamento de microdureza muito similar ao encontrado por Hovanski et al. (2007) em estudo para FSSW em aços ao boro conformado a quente, pois quando estes fizeram a soldagem encontraram regiões dentro da zona afetada pelo calor, incluindo ZM e ZTMA, de alta dureza e nas adjacências dessa região, queda dessa característica.

5.8 Comparativo entre FSSW e RSW

O principal critério adotado para comparar os métodos de FSSW e RSW foi a força de arrancamento. As máximas forças de arrancamento obtidas das soldas realizadas com FSSW atingiram valores que atendem a indústria automotiva, pois segundo a AWS D8.1, a força mínima para atender um ponto de solda por resistência é de 10,3 kN. No entanto, foram realizadas soldagens a ponto por resistência para que fosse feito um comparativo entre os dois métodos e a Tabela 13 foi obtida.

Tabela 13 – Forças de Arrancamento para amostras soldadas por método de solda ponto por resistência

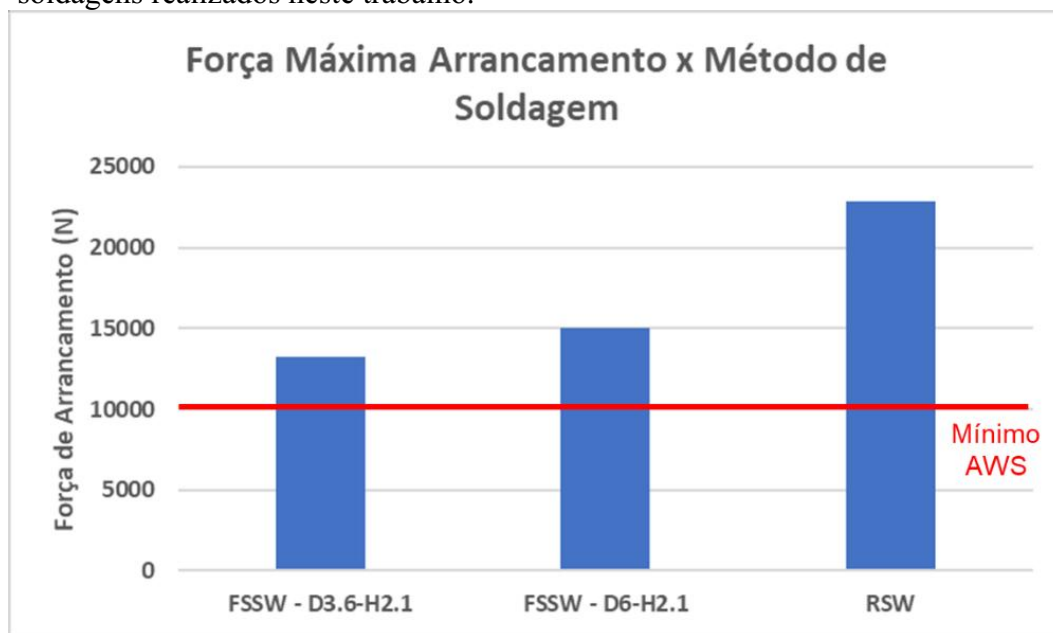
Ensaio	Força Arrancam. (N)
1	18869,6
2	22819,4
3	17738,5
4	22478,5
5	20532,4

Fonte: Autor

Com os dados da tabela foi construído um gráfico comparativo das forças máximas de arrancamento obtidas com os dois métodos. Observa-se na Figura 111 que a força de

arrancamento do método de soldagem ponto por resistência ainda possui vantagem sobre os métodos de FSSW, ficando com uma força em torno de 7000 N maior do que a maior obtida por FSSW neste estudo.

Figura 111 - Forças de arrancamento máximas para os diferentes métodos de soldagens realizados neste trabalho.



Fonte: Autor

Tais dados indicam que o FSSW precisa evoluir no que diz respeito a parâmetros e ferramenta para resultados similares ao RSW quando se trata de força de arrancamento em materiais de aço 22MnB5 tratados termicamente. Portanto, conforme foi visto durante o estudo, recomenda-se o estudo de altas rotações, acima de 1800 rpm, e taxas de penetração abaixo de 0,8 mm/s. Ao combinar esses parâmetros a um maior diâmetro de pino da ferramenta, a tendência é que a força de arrancamento aumente e, da mesma forma, a vida útil da ferramenta tende a crescer devido à diminuição dos esforços axiais.

Caso as expectativas se confirmassem, isso permitiria uma maior competitividade do FSSW, pois aumentaria a produtividade do método e também a qualidade do ponto de solda que passaria a ter uma resistência superior à encontrada neste trabalho.

6 CONCLUSÕES

Neste trabalho foi estudado o processo de FSSW em aço 22MnB5 com ferramenta de PCBN e buscou-se verificar a influência da geometria da ferramenta e os parâmetros de processo sobre a qualidade da solda e do processo como um todo.

Os parâmetros analisados neste estudo foram a rotação, taxa de penetração e tempo de permanência. Conclui-se que a rotação pode contribuir para a redução da força axial sobre a ferramenta, de modo que quanto maior a rotação dentro do intervalo analisado, menor será a força axial. A taxa de penetração também pode contribuir para a redução da força axial, pois quanto menor a taxa, menor será também a força axial. Essa conclusão serviu para as duas ferramentas utilizadas. O tempo de permanência não teve grande impacto nos resultados, visto que não houve consistência no aumento da força de arrancamento quando se aumentou a permanência da ferramenta sobre o material.

O diâmetro do pino teve papel importante nos resultados obtidos, pois quando foi utilizado o diâmetro maior exigiu-se mais da ferramenta em força axial e torque, e a levou à quebra, porém ao mesmo tempo foi capaz de produzir soldas com maior resistência mecânica. Portanto, conforme foi concluído nas análises de parâmetro, o ideal é utilizar rotações altas, a partir de 1800 rpm, que combinem a uma baixa velocidade de penetração, abaixo de 0,80 mm/s. Nesse caso, tanto a vida útil da ferramenta será ampliada quanto a resistência mecânica será aumentada.

Foi observada a importância da largura da zona de mistura para a resistência mecânica do ponto de solda, e uma das formas de aumentar essa região é utilizar maiores rotações.

No entanto, as análises realizadas permitem concluir que o processo de FSSW ainda precisa evoluir para aplicação em conformados a quente, pois a alta dureza dos materiais envolvidos geram intensos esforços sobre a ferramenta e causam falha antes de um número aceitável de soldas.

O método de FSSW foi capaz de produzir com sucesso soldas em aço 22MnB5 de alta dureza, atendendo a requisitos mínimos de ensaios de arrancamento, e é um método ambientalmente mais vantajoso em relação aos métodos mais usuais de soldagem presentes na indústria, por utilizar menos energia, não ter necessidade de nenhum gás de proteção e não ter emissão de poluentes. No entanto, o método de RSW ainda foi capaz de produzir pontos de solda com maior resistência mecânica e melhor aspecto visual, mostrando-se ainda um método mais vantajoso. Conclui-se, portanto, que é necessário encontrar meios de aumentar a vida útil

da ferramenta, para que o método de FSSW possa ser implementado na indústria quando se trata de soldagem a ponto de aços conformados a quente.

Sugere-se para futuros estudos trabalhar, portanto, com rotações acima de 1800 rpm e velocidades de penetração abaixo de 0,80 mm/s, como forma de aumentar a vida útil da ferramenta e ter mais dados e réplicas para aumentar a confiabilidade dos dados. Ademais, realizar estudo mais detalhado de falha da ferramenta, caso venha a ocorrer, para entender de maneira mais profunda as causas das falhas. Por fim, caso o material tenha revestimento de alumínio silício, entender como esse revestimento pode influenciar nos resultados.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALDANONDO, E. et al. **Friction stir spot welding of DP1200 steel**. [s.l.] Woodhead Publishing Limited, 2013.

ARUL, S. G. et al. Microstructures and failure mechanisms of spot friction welds in lap-shear specimens of aluminum 5754 sheets. **SAE Technical Papers**, n. April, 2005.

AWANG, M.; MUCINO, V. H. Energy generation during friction stir spot welding (FSSW) of Al 6061-T6 plates. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 25, n. 1–3, p. 167–174, 2010.

AWS D8.1M: 2007, S. FOR AUTOMOTIVE WELD QUALITY RESISTANCE SPOT WELDING OF STEEL. **No Title**.

BADARINARAYAN, H. et al. International Journal of Machine Tools & Manufacture Effect of tool geometry on hook formation and static strength of friction stir spot welded aluminum 5754-O sheets. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 11, p. 814–823, 2009a.

BADARINARAYAN, H. et al. Effect of tool geometry on hook formation and static strength of friction stir spot welded aluminum 5754-O sheets. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 11, p. 814–823, 2009b.

BADARINARAYAN, H.; HUNT, F.; OKAMOTO, K. Effect of tool thermal expansion and durability in friction stir spot welding. **SAE Technical Paper**, 2007.

BADARINARAYAN, H.; YANG, Q.; HUNT, F. **Effect of Pin Geometry on Static Strength of Friction Stir Spot Welds**. SAE Technical Papers. **Anais...**2008

BARBOSA, C. E. C. **Solda por fricção e mistura mecânica a ponto em chapas automotivas de aço de baixo teor de carbono**. São Bernardo do Campo: [s.n.].

BOZZI, S. et al. Mechanical Behaviour and Microstructure of Aluminum-Steel Sheets Joined by FSSW. **Texture, Stress, and Microstructure**, v. 2008, p. 360617, 2008.

BOZZI, S. et al. Influence of FSSW parameters on fracture mechanisms of 5182 aluminium welds. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 210, n. 11, p. 1429–1435, 2010.

CAMPANELLI, L. C.; DE ALCÂNTARA, N. G.; DOS SANTOS, J. F. Solid state spot welding of lightweight alloys. **Soldagem e Inspecao**, v. 16, n. 3, p. 301–308, 2011.

CHEN, K.; LIU, X.; NI, J. Thermal-mechanical modeling on friction stir spot welding of dissimilar materials based on Coupled Eulerian-Lagrangian approach. **The International**

Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 91, p. 1697–1707, 2017.

CHOI, D. H. et al. Frictional wear evaluation of WC–Co alloy tool in friction stir spot welding of low carbon steel plates. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 27, n. 6, p. 931–936, 2009.

CHOI, H. et al. Evaluation of weldability for resistance spot welded single-lap joint between. v. 25, n. 6, p. 1543–1550, 2011.

CHUNG, Y. D. et al. Friction stir welding of hypereutectoid steel (SK5) below eutectoid temperature. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 14, n. 3, p. 233–238, 2009.

CORTÉZ, V. H. L.; VALDÉS, F. A. R.; TREVIÑO, L. T. Weldability of martensitic steel by resistance spot welding a neural network optimization in the automotive industry. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 24, n. 12, p. 1412–1417, 2009.

COX, C. D. et al. A method for double-sided friction stir spot welding. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 16, n. 2, p. 241–247, 2014.

DE LEON, M.; SHIN, H. S. Material flow behaviours during friction stir spot welding of lightweight alloys using pin and pinless tools. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 21, n. 2, p. 140–146, 2016.

DOURANDISH, S. et al. Microstructure, mechanical properties and failure behaviour of protrusion friction stir spot welded 2024 aluminium alloy sheets. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 23, n. 4, p. 295–307, 2018.

FENG, Z. et al. Friction Stir Spot Welding of Advanced High-Strength Steels - A Feasibility Study. **SAE Technical Papers**, v. 114, p. 592–598, 2005.

FUJIMOTO, M. et al. Development of friction spot joining. **Welding in the World**, v. 49, n. 3–4, p. 18–21, 2005.

FUJIMOTO, M. et al. Microstructural analysis of stir zone of Al alloy produced by friction stir spot welding. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 13, n. 7, p. 663–670, 2008.

GARG, A.; BHATTACHARYA, A. Strength and failure analysis of similar and dissimilar friction stir spot welds: Influence of different tools and pin geometries. **Design**, v. 127, p. 272–286, 2017.

GERLICH, A. et al. Selection of welding parameter during friction stir spot welding. **SAE International Journal of Materials and Manufacturing**, v. 1, n. 1, p. 1–8, 2009.

GERLICH, A.; SU, P.; NORTH, T. H. Tool penetration during friction stir spot welding of Al and Mg alloys. **Journal of Materials Science**, v. 40, n. 24, p. 6473–6481, 2005.

GERLICH, A.; YAMAMOTO, M.; NORTH, T. H. Strain Rates and Grain Growth in Al 5754 and Al 6061 Friction Stir Spot Welds. v. 38, n. June, p. 1291–1302, 2007.

HARTMAN, T. et al. Effect of PCBN tool grade on joint strength and tool life in friction stir spot welded DP 980 steel. **Wear**, v. 328, p. 531–536, 2015.

HOVANSKI, Y.; SANTELLA, M. L.; GRANT, G. J. Friction stir spot welding of hot-stamped boron steel. **Scripta Materialia**, v. 57, n. 9, p. 873–876, 2007.

HSU, T. I.; WU, L. T.; TSAI, M. H. Resistance and friction stir spot welding of dual-phase (DP 780)—a comparative study. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 97, n. 5–8, p. 2293–2299, 2018.

KARBASIAN, H.; TEKKAYA, A. E. A review on hot stamping. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 210, n. 15, p. 2103–2118, 2010.

KHAN, M. I. et al. Resistance and friction stir spot welding of DP600: A comparative study. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 12, n. 2, p. 175–182, 2007.

KHOSA, S. U.; WEINBERGER, T.; ENZINGER, N. Thermo-mechanical investigations during friction stir spot welding (FSSW) of AA6082-T6. **Welding in the World**, v. 54, p. R134–R146, 2010.

KYFFIN, W. J. et al. Progress in Fssw of Dp800 High Strength. **Engineering**, n. January 2006, 2006.

LACKI, P. et al. Effect of tool shape on temperature field in friction stir spot welding. **Archives of Metallurgy and Materials**, v. 58, n. 2, p. 595–599, 2013.

LATHABAI, S. et al. Friction spot joining of an extruded Al–Mg–Si alloy. **Scripta Materialia**, v. 55, n. 10, p. 899–902, 2006a.

LATHABAI, S. et al. Friction spot joining of an extruded Al – Mg – Si alloy. v. 55, p. 899–902, 2006b.

LIN, P. C.; PAN, J.; PAN, T. Failure modes and fatigue life estimations of spot friction welds in lap-shear specimens of aluminum 6111-T4 sheets. Part 2: Welds made by a flat tool. **International Journal of Fatigue**, v. 30, n. 1, p. 90–105, 2008.

LIU, F. C.; MA, Z. Y. Influence of tool dimension and welding parameters on microstructure and mechanical properties of friction-stir-welded 6061-T651 aluminum alloy. **Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science**, v. 39, n. 10, p. 2378–2388, 2008.

LIU, G. et al. Microstructural aspects of the friction-stir welding of 6061-T6 aluminum. **Scripta Materialia**, v. 37, n. 3, p. 355–361, 1997.

LIYANAGE, T. et al. Joint formation in dissimilar Al alloy/steel and Mg alloy/steel friction stir spot welds. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 14, n. 6, p. 500–508, 2009.

LYU, X. et al. Double-sided friction stir spot welding of steel and aluminum alloy sheets. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 96, p. 2875–2884, 2018.

MAHGOUB, A. et al. Effect of Welding Parameters on the Mechanical and Metallurgical Properties of Friction Stir Spot Welding of Copper Lap Joint. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 44, p. 1283–1292, 2019.

MATEUS, N. B.; BARBIN, D.; CONAGIN, A. Viabilidade de uso do delineamento composto central. **Acta Scientiarum. Technology**, v. 23, n. 6, p. 1537–1546, 2001.

MILES, M.; KARRI, U.; HOVANSKI, Y. Temperature and Material Flow Prediction in Friction-Stir Spot Welding of Advanced High-Strength Steel. **JOM**, v. 66, n. 10, p. 2130–2136, 2014.

MONTGOMERY, D. C. A. S. U. **Design and Analysis of Experiments Ninth Edition**. [s.l: s.n.].

MUN, D. J. et al. Effects of cooling rate, austenitizing temperature and austenite deformation on the transformation behavior of high-strength boron steel. **Materials Science and Engineering A**, v. 545, p. 214–224, 2012.

MURR, L. E.; LIU, G.; MCCLURE, J. C. A TEM study of precipitation and related microstructures in friction-stir-welded 6061 aluminium. **Journal of Materials Science**, v. 33, p. 1243–1251, 1998.

OHISHI, K. et al. Novel dissimilar spot welding of aluminium alloy and steel sheets by friction stirring. **Welding International**, v. 30, n. 2, p. 91–97, 2016.

PAIDAR, M. et al. An investigation on mechanical and metallurgical properties of 2024-T3 aluminum alloy spot friction welds. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 80, p. 183–197, 2015.

PAVEEBUNVIPAK, K.; UTHAISANGSUK, V. Characterization of Static Performance and Failure of Resistance Spot Welds of High-Strength and Press-Hardened Steels. **Journal of Materials Engineering and Performance**, n. Ref 13, 2019.

PICCINI, J. M.; SVOBODA, H. G. Tool geometry optimization in friction stir spot welding of Al-steel joints. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 26, p. 142–154, 2017.

PRANGNELL, P. B.; BAKAVOS, D. Novel approaches to friction spot welding thin

aluminium automotive sheet. **Materials Science Forum**, v. 638–642, p. 1237–1242, 2010.

RAI, R. et al. Review: Friction stir welding tools. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 16, n. 4, p. 325–342, 2011.

RAMALHO, R. et al. Análise de microestrutura e microdureza do aço 22MnB5 estampado a quente. **37th SENAFOR**, n. 1, p. 9, 2017.

RAMÍREZ, M. F. G. et al. Caracterização microestrutural de um aço API 5L-X80 através de microdureza e microscopia ótica e eletrônica. **Congresso Anual da ABM**, v. 62, p. 3633–3642, 2007.

RODRIGUEZ, R. I. et al. Microstructure, texture, and mechanical properties of friction stir spot welded rare-earth containing ZEK100 magnesium alloy sheets. **Materials Science and Engineering A**, v. 618, p. 637–644, 2014.

SANTELLA, M. et al. Friction stir spot welding of DP780 carbon steel. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 15, n. 4, p. 271–278, 2010.

SARKAR, R.; PAL, T. K.; SHOME, M. Microstructures and properties of friction stir spot welded DP590 dual phase steel sheets. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 19, n. 5, p. 436–442, 2014.

SAUNDERS, N. et al. Joint strength in high speed friction stir spot welded DP 980 steel. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, v. 15, n. 5, p. 841–848, 2014.

SCHMIDT, H.; HATTEL, J.; WERT, J. An analytical model for the heat generation in friction stir welding. **Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering**, v. 12, n. 1, p. 143–157, 2004.

SHEN, Z. et al. Mechanical properties and failure mechanisms of friction stir spot welds of AA 6061-T4 sheets. **Materials & Design**, v. 49, p. 181–191, 2013.

SHEN, Z. et al. Influence of processing parameters on microstructure and mechanical performance of refill friction stir spot welded 7075-T6 aluminium alloy. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 20, n. 1, p. 48–57, 2015.

SHEN, Z.; DING, Y.; GERLICH, A. P. Advances in friction stir spot welding. **Critical Reviews in Solid State and Materials Sciences**, v. 45, n. 6, p. 457–534, 2020.

SORENSEN, C. D.; NELSON, T. W. Friction Stir Welding of Ferrous and Nickel Alloys. In: **Friction Stir Welding and Processing**. [s.l.: s.n.]. p. 111–121.

SU, J. Q. et al. Microstructural investigation of friction stir welded 7050-T651 aluminium. **Acta Materialia**, v. 51, n. 3, p. 713–729, 2003.

SU, P. et al. Energy generation and stir zone dimensions in friction stir spot welds. **SAE Technical Papers**, n. January, 2006a.

SU, P. et al. Energy utilisation and generation during friction stir spot welding. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 11, n. 2, p. 163–169, 2006b.

SU, P.; GERLICH, A.; NORTH, T. H. Friction Stir spot welding of aluminum and magnesium alloy sheets. **SAE Technical Papers**, n. 724, 2005.

TAKHAKH, A. M.; AL-KHATEEB, M. A. Effect of Tool Shoulder Diameter on the Mechanical Properties of 1200 Aluminum. **Journal of Engineering**, v. 17, n. 6, p. 1517–1523, 2011.

TANG, B. T. et al. Influence of temperature and deformation on phase transformation and Vickers hardness in tailored tempering process: numerical and experimental verifications. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 136, n. 5, p. 051018, 2014.

TELEDYNE FLIR. **Teledyne Flir**.

THOMAS, W. M. et al. **Friction Welding International Patent Application**, 1991.

THOMAS, W. M.; THREADGILL, P. L.; NICHOLAS, E. D. Feasibility of friction stir welding steel. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 4, n. 6, p. 365–372, 1999.

TOZAKI, Y.; UEMATSU, Y.; TOKAJI, K. Effect of tool geometry on microstructure and static strength in friction stir spot welded aluminium alloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 15, p. 2230–2236, 2007.

TURETTA, A.; BRUSCHI, S.; GHIOTTI, A. Investigation of 22MnB5 formability in hot stamping operations. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 177, n. 1–3, p. 396–400, 2006.

YIN, Y. H. et al. Hook formation and mechanical properties in AZ31 friction stir spot welds. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 210, n. 14, p. 2062–2070, 2010.

YUAN, W. et al. Effect of tool design and process parameters on properties of Al alloy 6016 friction stir spot welds. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 6, p. 972–977, 2011.

ZARGHANI, F. et al. High mechanical performance of similar Al joints produced by a novel spot friction welding technique. **Vacuum**, v. 147, p. 172–186, 2018.

ZHANG, B. et al. Thermo-mechanical simulation using microstructure-based modeling of friction stir spot welded AA 6061-T6. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 37, p. 71–81, 2019.

ZHANG, Y. N. et al. Review of tools for friction stir welding and processing. **Canadian**

Metallurgical Quarterly, v. 51, n. 3, p. 250–261, 2012.