

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS

Estudo das propriedades e desempenho mecânico de juntas soldadas por fricção pontual de poli (metacrilato de metila) (PMMA)

Pedro Henrique Freiria de Oliveira

São Carlos

2012

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS

Estudo das propriedades e desempenho mecânico de juntas soldadas por fricção pontual de poli (metacrilato de metila) (PMMA)

Pedro Henrique Freiria de Oliveira

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais como requisito parcial à obtenção do título de MESTRE EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS

Orientador: Dr. Elias Hage Junior

Coorientador: Dr. Sergio Traglia Amancio Filho

Agência Financiadora: FAPESP

São Carlos

2012

**Ficha catalográfica elaborada pelo DePT da
Biblioteca Comunitária da UFSCar**

O48ep

Oliveira, Pedro Henrique Freiria de.

Estudo das propriedades e desempenho mecânico de juntas soldadas por fricção pontual de poli (metacrilato de metila) (PMMA) / Pedro Henrique Freiria de Oliveira. -- São Carlos : UFSCar, 2013.
190 p.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal de São Carlos, 2012.

1. Plásticos. 2. Soldagem. 3. FSSW. 4. FSpW. 5. Junção de materiais. I. Título.

CDD: 668.4 (20^a)

“To change the world, start with one step
However small, first step is hardest of all
Once you get your gait, you'll be walking tall
You said you never did, cause you might die trying”

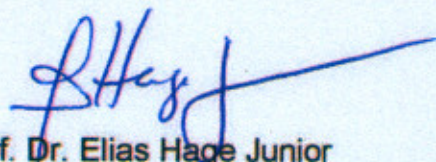
VITAE DO CANDIDATO

Engenheiro de Materiais formado pela Universidade Federal de São Carlos
(2010 – UFSCar)

i

**MEMBRO DA BANCA EXAMINADORA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO
DE PEDRO HENRIQUE FREIRIA DE OLIVEIRA
APRESENTADA AO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS, DA UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO
CARLOS EM 05 DE OUTUBRO DE 2012**

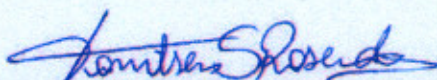
BANCA EXAMINADORA



Prof. Dr. Elias Hage Junior

Orientador

Universidade Federal de São Carlos



Prof. Dr. Tonilson de Souza Rosendo

Universidade Federal do Pampa



Prof. Dr. Luiz Antônio Pessan

Universidade Federal de São Carlos

AGRADECIMENTOS

Aos meus orientadores Prof. Dr. Elias Hage Jr., por todo auxílio, dedicação e por ser sempre prestativo e atencioso, e Prof. Dr. Sergio Amancio, por essa grande oportunidade, confiança, diversos ensinamentos, enorme paciência e amizade durante todo esse período.

A todos do DEMa e PPGCEM da UFSCar, por todo auxílio, estrutura e aprendizados durante esses quase oito anos de convivência.

Aos colegas de laboratório do CCDM e NRPP, pelo auxílio e disposição para os ensaios de DSC e MOLP.

Aos companheiros da HZG, Luciano, Volker, Tonilson, Marco Tier, Cíntia, Lucian, Valentin, Ivan, Marcelo, Robson, Dani, Naty, Aninha, Xurros, Denis e todos outros que de alguma forma estiveram comigo durante minhas estadas na Alemanha. Também à Natalia, por toda ajuda e dedicação durante o trabalho em São Carlos.

Aos meus pais, meus irmão e sobrinhos, que são tudo para mim, e por terem me moldado o homem que sou.

A Erika, minha eterna companheira de todas as horas, por todo amor, apoio, e paciência.

Aos meus irmãos Itu, Luiz, Fabrício, Guilherme e Helena, por serem minha família enquanto estava longe de casa. Aos meus amigos de São Carlos, desde tempos de Fufuia até os mais recentes, por fazer essa cidade a melhor de se viver. E meus amigos de São Paulo, pela eterna amizade.

A FAPESP pelas bolsas fornecidas para a realização desse trabalho.

RESUMO

A busca por eficiência econômica e tecnologias ecologicamente corretas tem sido observada em praticamente todos os setores da produção industrial, desde o desenvolvimento de materiais, design de produtos e inclusive na área da soldagem. A soldagem ponto por fricção e mistura mecânica, FSSW (do inglês *Friction Stir Spot Welding*) e a *Friction Spot Welding – FSpW* são técnicas de soldagem recentes e que têm sido amplamente empregadas na união de ligas metálicas leves, em que as soldas geralmente apresentam excelentes propriedades mecânicas. Além disso, ciclos de soldagem curtos, baixo consumo de energia e ausência de necessidade de adição de material ou elementos de soldagem são características positivas encontradas nesses novos processos. Na área de materiais poliméricos, entretanto, este é um novo e promissor assunto. Neste trabalho buscou-se investigar a relação entre os parâmetros do processo de soldagem por FSSW (velocidade de rotação da ferramenta, taxa de penetração e tempo de recalque) e as propriedades das juntas (geometria da solda, máxima temperatura processual, área afetada termicamente, resistência mecânica ao cisalhamento sob tensão e mecanismos de fratura) em placas de poli (metacrilato de metila). Foi possível observar a formação de juntas com resistência mecânica ao cisalhamento semelhante a outros processos atualmente utilizados na indústria, com tempos de ciclo de soldagem iguais ou inferiores a esses processos. As análises via calorimetria diferencial exploratória (DSC) e cromatografia por permeação em gel (GPC) demonstraram que os níveis de degradação termomecânica encontrados nas amostras foram insignificantes. A modelagem estatística do processo demonstrou a boa repetibilidade e reprodutibilidade dentro das condições estudadas. Nesse trabalho, também foi investigado através de um estudo exploratório, pela primeira vez, a viabilidade da nova técnica – FSpW – na soldagem de termoplásticos, demonstrando, com sucesso, a capacidade de obtenção de juntas de boa qualidade em PMMA.

ANALYSIS OF JOINT PROPERTIES AND MECHANICAL EVALUATION FRICTION SPOT WELDS OF POLYMETHYL-METHACRYLATE (PMMA)

ABSTRACT

Polymeric components have been replacing traditional materials such as glass or metals in a wide range of applications due to their advantages, such as optimized specific strength (weight-to-strength ratio), reduced fabrication time and costs, and design flexibility. The increasing use of polymeric materials in engineering requires efficient and environmental friendly fabrication and processing technologies. Initially developed for metals, the Friction Stir Spot Welding (FSSW) is a joining technique with short process cycles, low energy consumption and no need of consumables. Friction Stir Spot Welding has excellent performance in welding of lightweight alloys, showing promising results in thermoplastic welding. This study investigates the relationships between friction stir spot welding parameters (tool rotational speed, plunge rate and dwell time) and weld properties (joint geometry, process temperature, microstructure, lap shear resistance and failure mechanisms) in polymethylmethacrylate (also known as PMMA) single-spot joints. PMMA friction stir spot welds showed similar mechanical performance in comparison to other current welding techniques, with equal or shorter welding cycle times. Differential scanning calorimetry and gel permeation chromatography analysis demonstrated that polymer degradation level in the weld region was negligible. The statistical models proposed for FSSW of PMMA showed good repeatability and reproducibility for the investigated material and welding ranges. Moreover, the feasibility of the Friction Spot Welding (FSpW) – a new joining technology developed as a further improvement of the friction stir spot welding – was successfully demonstrated in thermoplastic polymers for the first time worldwide. Sound FSpW-single lap joints on PMMA were produced and their properties studied within an exploratory study.

PUBLICAÇÕES

OLIVEIRA, P. H. F.; AMANCIO-FILHO, S. T.; DOS SANTOS, J. F.; HAGE JR., E. Estudo de Viabilidade da Soldagem de Termoplásticos por “Friction Spot Welding” (FSpW). **Soldagem e Inspeção**, v.17, n.2, pp.96-103, 2012.

OLIVEIRA, P. H. F.; AMANCIO-FILHO, S. T.; DOS SANTOS, J. F.; HAGE JR., E. Influence Of Tool Material On Structure And Mechanical Properties Of Thermoplastic Joints Welded By FSpW. In: ANTEC 2011. **Conference Proceeding**. Boston, EUA. Society of Plastic Engineers. 2011. pp.1821-1825.

AMANCIO-FILHO, S. T.; OLIVEIRA, P. H. F.; BUENO, C. C.; HOPPE, A.; DOS SANTOS, J. F.; HAGE JR., E. Recent Advances in Joining of Polymer and Polymer-Metal Hybrid Structures by Friction-Based Spot Welding Techniques. In: ANTEC 2010. **Conference Proceedings**. Orlando, EUA. Society of Plastic Engineers. 2010. pp.1502-1508.

OLIVEIRA, P. H. F.; AMANCIO-FILHO, S. T.; DOS SANTOS, J. F.; HAGE JR., E. Preliminary study on the feasibility of friction spot welding in PMMA. **Materials Letters**, v.64, n.19, pp.2098-2101, 2010.

SUMÁRIO

BANCA EXAMINADORA	i
AGRADECIMENTOS	iii
RESUMO	v
ABSTRACT	vii
PUBLICAÇÕES.....	ix
ÍNDICE DE FIGURAS	xv
ÍNDICE DE TABELAS	xxiii
ÍNDICE DE ABREVIATURAS	xxv
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS.....	3
3 FUNDAMENTOS TEÓRICOS E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
3.1 Poli (metacrilato de metila) (PMMA)	5
3.2 Degradação polimérica	7
3.2.1 Degradação do PMMA	10
3.3 União de termoplásticos.....	11
3.4 Soldagem ponto por fricção (FSSW)	18
3.4.1 Uso de FSSW para união de polímeros	25
3.5 Friction Spot Welding – FSpW	26
4 MATERIAIS E MÉTODOS.....	31
4.1 Material	31
4.2 Caracterização do material de base	32
4.3 Projeto de experimentos	32
4.4 Soldagem, histórico térmico e preparação das amostras para plastografia	34

4.5	Análise microestrutural	37
4.6	Avaliação das propriedades mecânicas locais via microdureza ..	37
4.7	Análise da degradação termomecânica	38
4.8	Ensaio mecânicos.....	38
4.9	Avaliação dos tipos de fratura e mecanismos de fratura	39
4.10	Análise dos resultados	39
4.11	Planejamento e execução das atividades	40
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	43
5.1	Caracterização do material de base	43
5.2	Soldagem das amostras.....	45
5.3	Monitoramento da temperatura	45
5.4	Análise da geometria da solda	52
5.5	Análise microestrutural da região da solda.....	62
5.6	Análise do nível de degradação térmica.....	71
5.7	Análise da resistência mecânica sob carregamento estático	77
5.8	Análise da fratura	87
5.9	Otimização do processo baseado na análise conjunta dos parâmetros e respostas.....	95
5.10	Modelagem estatística do processo FSSW em PMMA	97
5.10.1	Temperatura Máxima.....	100
5.10.2	Geometria da solda.....	102
5.10.3	Área afetada termicamente.....	106
5.10.4	Resistência ao cisalhamento	107
5.10.5	Tipo de fratura.....	110
5.11	Friction Spot Welding (FSpW) em amostras de PMMA.....	113
5.11.1	Influência da ferramenta nas propriedades da junta	115

5.11.2	Otimização do processo	118
5.12	Performance mecânica das juntas FSSW e FSpW em PMMA em comparação com outras tecnologias	125
6	RESUMO DOS RESULTADOS	129
7	CONCLUSÕES.....	133
8	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	135
9	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	137
	APÊNDICE A: Planejamento de experimentos e análise estatística.....	147
	APÊNDICE B: Avaliação Complementar do efeito do tipo da ferramenta e profundidade de penetração na resistência mecânica de soldas FSSW em PMMA	151
	APÊNDICE C: Microdureza do material de base	155
	APÊNDICE D: Monitoramento da temperatura	157
	APÊNDICE E: Cálculo da área do furo deixado pela ferramenta.....	161
	APÊNDICE F: Cálculo da área afetada termicamente	163
	APÊNDICE G: Curvas DSC	165
	APÊNDICE H: Curvas GPC	171
	APÊNDICE I: Tabela ANOVA e gráficos para T_g , M_n , M_w e M_w/M_n	177
	APÊNDICE J: Ensaio mecânicos	183
	APÊNDICE K: Modelagem estatística.....	187

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 3-1 – Representação do mero do poli (metacrilato de metila).	5
Figura 3-2 – Resistência ao impacto adequada, transparência e moldabilidade são importantes na aplicação do acrílico como proteção de arenas esportivas. 6	6
Figura 3-3 – Curva de distribuição de massa molecular de um polímero, mostrando os principais valores médios.	9
Figura 3-4 – Estrutura PMMA-H.	10
Figura 3-5 – Estrutura PMMA-HH.	10
Figura 3-6 – Estrutura PMMA-MA=	11
Figura 3-7 – Classificação dos processos de união de polímeros	12
Figura 3-8 – i) Partes que compõem a ferramenta de FSW. ii) Etapas da soldagem por FSW. Primeiro ocorre a penetração total do pino e parcial do rebaixo, e em seguida a ferramenta é descolada transversalmente, desenvolvendo um efeito de mistura de material na região da solda.....	19
Figura 3-9 – Ferramentas de FSW e FSSW. Note que podem ser usadas diferentes combinações de diâmetros tanto do pino quanto do rebaixo, assim como diferentes comprimentos do pino e perfis rosqueados ou planos.....	20
Figura 3-10 – Soldagem FSSW. i) Aproximação da ferramenta em alta rotação. ii) Penetração com geração de calor devido à fricção. iii) Consolidação da junta em formato anular. O furo deixado pela ferramenta é uma característica do processo FSSW.	21
Figura 3-11 – Tipo mais comuns de fraturas em juntas ponto. i) Separação total das placas. ii) <i>Arrancamento da região da solda</i> . iii) <i>Arrancamento parcial da região da solda</i> . iv) Fratura total da placa.	24
Figura 3-12 – i) Componentes da ferramenta de FSpW: o pino, a camisa e o anel de fixação. ii) Montagem da ferramenta: o pino é encaixado dentro da camisa, que são posicionados dentro do anel de fixação.	27
Figura 3-13 – Esquema das etapas do processo FSpW, para ambas as variantes Camisa-penetrante e Pino-penetrante.....	28
Figura 4-1 – Geometria da amostra de PMMA soldada por FSSW.....	32

Figura 4-2 – Ferramenta selecionada para a soldagem das amostras de PMMA. O pino, que é inserido no orifício do rebaixo, tem um comprimento útil de 2,25 mm.	35
Figura 4-3 – Equipamentos utilizados durante a soldagem por FSSW.	36
Figura 4-4 – i) Esquema da posição da amostra durante o monitoramento da temperatura. ii) Imagem obtida através da câmera de infravermelho com um esquema da posição da ferramenta. A leitura da temperatura é efetuada na região da linha de medição.....	36
Figura 4-5 – Nesse esquema, a área rachurada indicada foi removida para as análises térmicas via DSC e GPC.	38
Figura 4-6 – Fluxograma com as principais etapas do projeto.	41
Figura 5-1 – Curvas tensão-deformação obtidas do ensaio sob tração do material de base PMMA utilizado no estudo.....	44
Figura 5-2 – Amostra de PMMA soldada por FSSW. Detalhe do furo característico no centro da solda, deixado pela ferramenta.	45
Figura 5-3 – Média da temperatura máxima registrada em cada condição.	46
Figura 5-4 – Efeito de cada parâmetro de soldagem na temperatura máxima média das soldas ponto de PMMA.	47
Figura 5-5 – Gráficos de interação entre dois dos parâmetros de soldagem para a temperatura máxima média. Linhas tendendo ao paralelismo indicam a ausência de interação.	49
Figura 5-6 – Diagrama de Pareto para temperatura máxima.	51
Figura 5-7 – Partes de uma típica junta de PMMA soldada por FSSW. A solda possui uma geometria anular, localizada ao redor do furo característico deixado pela ferramenta no centro da junta.	53
Figura 5-8 – Seção transversal das amostras de PMMA soldadas por FSSW. Cada amostra representa uma das condições soldadas dentro do planejamento de experimentos.	54
Figura 5-9 – Esquema da medição da área corrigida transversal do furo deixado pela ferramenta após o processo de soldagem.	55
Figura 5-10 – Efeito de cada parâmetro de soldagem no tamanho da área corrigida do furo corrigida deixado pela ferramenta no centro da solda.	56

Figura 5-11 – Gráfico de interações entre dois parâmetros de soldagem para a resposta tamanho do furo da ferramenta no centro da solda.....	57
Figura 5-12 – Diagrama de Pareto dos efeitos para a resposta área do furo da ferramenta.....	60
Figura 5-13 – Relação entre a área corrigida do furo deixado pela ferramenta no centro da solda e a temperatura máxima média medida em cada condição.	61
Figura 5-14 – Regiões microestruturais de uma junta típica soldada por FSSW	63
Figura 5-15 – Amostra de PMMA soldada por FSpW. i) Seção transversal, com indicativo esquemático das regiões da solda (MB – material de base; ZAT – zona afetada termicamente; ZM – zona de mistura) ii) Análise de microdureza Vickers para identificar as regiões da solda apresentada em (i) iii) Análise específica via microscopia ótica com luz polarizada (MOLP).....	64
Figura 5-16 – Seção transversal de uma amostra de PMMA soldada por FSSW, analisada via MOLP, com destaque para a região da área afetada termicamente (AAT)	65
Figura 5-17 – Seção transversal das amostras de PMMA soldadas por FSSW e analisadas via MOLP. Cada amostra representa uma condição de processo. A linha pontilhada indica a área afetada termicamente (AAT).....	66
Figura 5-18 – Efeito de cada parâmetro de soldagem sobre a AAT_c	67
Figura 5-19 – Gráficos de interação entre dois parâmetros de soldagem para a resposta área afetada termicamente (AAT_c).	68
Figura 5-20 – Diagrama de Pareto dos efeitos para a resposta área afetada termicamente.	70
Figura 5-21 – Valores de temperatura de transição vítrea (T_g), obtidos por DSC.	71
Figura 5-22 – Valores das massas molares médias para cada condição soldada, e também para o material de base.	73
Figura 5-23 – Relação entre massa molar média de um polímero e propriedades, como resistência mecânica, módulo elástico, temperatura de transição vítrea, entre outras.....	76

Figura 5-24 – Valor médio do limite de resistência ao cisalhamento sob tração e de alongamento na ruptura, das condições soldadas por FSSW dentro do experimento planejado nesse estudo.	78
Figura 5-25 – Efeito de cada parâmetro de soldagem na resistência ao cisalhamento de amostras de PMMA soldadas por fricção pontual.	79
Figura 5-26 – Gráficos de interação entre dois parâmetros de soldagem para a resposta resistência ao cisalhamento.	80
Figura 5-27 – Diagrama de Pareto para resistência ao cisalhamento.	82
Figura 5-28 – Relação entre resistência ao cisalhamento sob tração e área afetada termicamente (AAT_c) para as juntas de PMMA soldadas por FSSW...	84
Figura 5-29 – Influência da temperatura máxima média na área afetada termicamente (AAT_c) em amostras de PMMA soldadas por FSSW.	85
Figura 5-30 – Resistência ao cisalhamento <i>versus</i> área do furo da ferramenta.	86
Figura 5-31 – Relação entre os valores de massas molares \overline{Mn} , \overline{Mw} e polidispersividade ($\overline{Mw}/\overline{Mn}$) com a resistência mecânica ao cisalhamento sob tração.	87
Figura 5-32 – Modos de falha observados nesse estudo: (i) e (iii) <i>Tipo I</i> – Separação total das placas. (ii) e (iv) <i>Tipo IV</i> – Fratura total da placa.	88
Figura 5-33 – Esquema descrevendo os modos de falha encontrados nas amostras soldadas e ensaiadas mecanicamente sob cisalhamento sob tração: (iii) <i>Tipo I</i> – Falha com separação total das placas; (iv) <i>Tipo IV</i> – Falha com fratura total da placa superior.	90
Figura 5-34 – Influência dos parâmetros de soldagem no tipo de fratura. Quanto mais o valor da resposta se aproxima de 2, maior a tendência de apresentar faha do <i>Tipo IV</i> , e quanto mais próximo de 1, maior a tendência de falha do <i>Tipo I</i>	91
Figura 5-35 – Relação entre os valores médios de área do furo da ferramenta e AAT_c com o tipo de fratura sob cisalhamento apresentado para cada condição de soldagem.	92
Figura 5-36 – Gráficos de interação entre os parâmetros de soldagem para tipo de fratura.	93

Figura 5-37 – Diagrama de Pareto para tipo de fratura.....	95
Figura 5-38 – Validação do modelo reduzido para temperatura máxima.	101
Figura 5-39 – Validação do modelo reduzido para área do furo deixado pela ferramenta.....	103
Figura 5-40 – Validação do modelo para área do furo deixado pela ferramenta, considerando-se a área da seção transversal da ferramenta.	105
Figura 5-41 – Validação do modelo completo para área afetada termicamente (AAT _c).	106
Figura 5-42 – Validação do modelo reduzido para resistência mecânica ao cisalhamento.	108
Figura 5-43 – Distribuição dos tipos de fratura em relação ao valor predito pelo modelo estatístico e à resistência mecânica.	112
Figura 5-44 – Seção transversal das amostras de PMMA soldadas por FSpW. i) Amostra soldada com a ferramenta de aço inoxidável. ii) Amostra soldada com a ferramenta de liga de titânio. Em destaque, as regiões de preenchimento do furo da solda.	116
Figura 5-45 – i) Do lado esquerdo é apresentada uma ferramenta de titânio nova, e do lado direito uma ferramenta com poucos dezenas de ciclos de uso. ii) Região entre o anel de fixação e a camisa, onde fica acumulado parte do material polimérico após cada ciclo de soldagem.	117
Figura 5-46 – Etapas do processo FSpW, com a adição da estágio de tempo de pressão pós-soldagem (iv).	119
Figura 5-47 – Seção transversal das amostras de PMMA soldadas por FSpW com ferramenta de titânio nitretada.....	120
Figura 5-48 – Seção transversal das amostras de PMMA com as melhores condições de soldagem por FSpW. i) Ferramenta de aço inox; ii) Ferramenta de titânio; iii) Ferramenta de titânio nitretada.	122
Figura 5-49 – Área considerada para o cálculo da tensão máxima suportada pelas amostras de PMMA soldadas por FSSW.	125
Figura 5-50 – Máxima resistência mecânica ao cisalhamento sob tração de amostras de PMMA soldadas por diversas técnicas.....	126
Figura A-1 – Curva de distribuição normal, e as regiões críticas bilaterais...	148

Figura D-1 – Temperatura máxima da Condição A	157
Figura D-2 – Temperatura máxima da Condição B	157
Figura D-3 – Temperatura máxima da Condição C	157
Figura D-4 – Temperatura máxima da Condição D	157
Figura D-5 – Temperatura máxima da Condição E	158
Figura D-6 – Temperatura máxima da Condição F	158
Figura D-7 – Temperatura máxima da Condição G	158
Figura D-8 – Temperatura máxima da Condição H	158
Figura D-9 – Temperatura máxima da Condição M	158
Figura D-10 – Temperatura máxima da Condição N	158
Figura D-11 – Temperatura máxima da Condição O	159
Figura D-12 – Temperatura máxima da Condição P	159
Figura D-13 – Temperatura máxima da Condição Q	159
Figura D-14 – Temperatura máxima da Condição T	159
Figura D-15 – Temperatura máxima da Condição U	159
Figura D-16 – Temperatura máxima da Condição V	159
Figura D-17 – Temperatura máxima da Condição K	160
Figura D-18 – Temperatura máxima da Condição L	160
Figura E-1 – Seção transversal das condições usadas para validação e análise dos modelos estatísticos, para cálculo da área do furo deixado pela ferramenta.	162
Figura F-1 – Seção transversal das condições usadas para validação e análise dos modelos estatísticos, para cálculo da área afetada termicamente.	164
Figura G-1 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição A.	165
Figura G-2 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição B.	165
Figura G-3 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição C.	166
Figura G-4 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição D.	166

Figura G-5 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição E.....	167
Figura G-6 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição F.....	167
Figura G-7 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição G.....	168
Figura G-8 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição H.....	168
Figura G-9 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras do material de base PMMA.....	169
Figura H-1 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição A.....	171
Figura H-2 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição B.....	171
Figura H-3 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição C.....	172
Figura H-4 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição E.....	172
Figura H-5 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição E.....	173
Figura H-6 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição F.....	173
Figura H-7 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição G.....	174
Figura H-8 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição H.....	174
Figura H-9 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras do material de base PMMA.....	175
Figura J-1 – Gráfico força-alongamento da Condição A.....	183
Figura J-2 – Gráfico força-alongamento da Condição B.....	183
Figura J-3 – Gráfico força-alongamento da Condição C.....	183
Figura J-4 – Gráfico força-alongamento da Condição D.....	183

Figura J-5 – Gráfico força-alongamento da Condição E.....	184
Figura J-6 – Gráfico força-alongamento da Condição F.....	184
Figura J-7 – Gráfico força-alongamento da Condição G.....	184
Figura J-8 – Gráfico força-alongamento da Condição H.....	184
Figura J-9 – Gráfico força-alongamento da Condição I.....	184
Figura J-10 – Gráfico força-alongamento da Condição J.....	184
Figura J-11 – Gráfico força-alongamento da Condição K.....	185
Figura J-12 – Gráfico força-alongamento da Condição L.....	185
Figura J-13 – Gráfico força-alongamento da Condição M.....	185
Figura J-14 – Gráfico força-alongamento da Condição N.....	185
Figura J-15 – Gráfico força-alongamento da Condição O.....	185
Figura J-16 – Gráfico força-alongamento da Condição P.....	185
Figura J-17 – Gráfico força-alongamento da Condição P.....	186
Figura J-18 – Gráfico força-alongamento da Condição T.....	186
Figura J-19 – Gráfico força-alongamento da Condição U.....	186
Figura J-20 – Gráfico força-alongamento da Condição V.....	186

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3-1 – Vantagens e desvantagens da soldagem via placa aquecida em termoplásticos.....	14
Tabela 3-2 – Vantagens e desvantagens da soldagem via ar quente e extrusão em termoplásticos.....	14
Tabela 3-3 – Vantagens e desvantagens da soldagem via resistência em termoplásticos.....	14
Tabela 3-4 – Vantagens e desvantagens da soldagem via indução em termoplásticos.....	15
Tabela 3-5 – Vantagens e desvantagens da soldagem via radiação microondas em termoplásticos.....	15
Tabela 3-6 – Vantagens e desvantagens da soldagem via fricção rotacional em termoplásticos.....	15
Tabela 3-7 – Vantagens e desvantagens da soldagem via fricção vibracional em termoplásticos.....	16
Tabela 3-8 – Vantagens e desvantagens da soldagem via ultrassom em termoplásticos.....	16
Tabela 4-1 – Propriedades do material utilizado no estudo.....	31
Tabela 4-2 – Parâmetros de soldagem utilizados durante a confecção das juntas.....	33
Tabela 4-3 – Condições de soldagem das amostras de PMMA.....	34
Tabela 5-1 – Valores médios de microdureza Vickers medidos no material de base.....	43
Tabela 5-2 – Principais valores obtidos do ensaio mecânico sob tração de amostras de PMMA.....	44
Tabela 5-3 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem na temperatura máxima média.....	50
Tabela 5-4 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem na área do furo característico deixado pela ferramenta.....	59
Tabela 5-5 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem na AAT.....	69

Tabela 5-6 – Análise de Tukey para comparação das médias de temperatura de transição vítrea (T_g) de amostras de PMMA soldadas por FSSW.	72
Tabela 5-7 – Análise de Tukey para comparação das médias para duas réplicas de M_n , M_w e M_w/M_n	74
Tabela 5-8 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem na resistência ao cisalhamento.	81
Tabela 5-9 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem no tipo de fratura.	94
Tabela 5-10 – Análise de Tukey para comparação das médias de resistência ao cisalhamento sob tração.....	96
Tabela 5-11 - Principais condições de soldagem e principais respostas avaliadas.	96
Tabela 5-12 – Condições de soldagem selecionadas para a validação dos modelos estatísticos propostos.	99
Tabela 5-13 – Condições de soldagem para análise do modelo em condições extrapoladas.	99
Tabela 5-14 – Valores dos ensaios realizados nas amostras utilizadas para a modelagem estatística do processo FSSW.....	100
Tabela 5-15 – Espessura média das placas utilizadas na soldagem da Condição M. Limites calculados a partir do desvio padrão medido.	109
Tabela 5-16 – Tabela com os valores de validação e análise, em porcentagem, preditos e experimentais para o tipo de fratura.	110
Tabela 5-17 – Parâmetros de soldagem utilizados durante a soldagem das amostras de PMMA por FSpW.....	114
Tabela 5-18– Condições de soldagem por FSpW das amostras de PMMA... ..	119
Tabela 5-19 – Valores de resistência ao cisalhamento de amostras de PMMA soldadas com ferramenta de titânio nitretada.	123
Tabela 6-1 – Resumo da importância dos parâmetros e suas combinações nas respostas estudadas	131

ÍNDICE DE ABREVIATURAS

- AAT – Área afetada termicamente
- ABS – Terpolímero acrilonitrila-butadieno-estireno
- AF – Área do furo deixado pela ferramenta
- ANOVA – Análise de variância
- ϵ – comprimento do furo no centro da solda
- D_P – Diâmetro do pino
- D_R – Diâmetro do rebaixo
- DSC – Calorimetria diferencial exploratória
- FSpW – Friction Spot Welding (Soldagem ponto por fricção)
- FSSW – Friction Stir Spot Welding (Soldagem ponto por fricção e mistura mecânica)
- FSW – Friction Stir Welding (Soldagem por fricção e mistura linear)
- GL – Graus de liberdade
- GPC – Cromatografia por permeação em gel
- HDPE – Polietileno de alto peso molecular
- ℓ – profundidade do furo no centro da solda
- MB – Material de base
- \overline{M}_n – Massa molar numérica média
- MOLP - Microscopia ótica com luz polarizada
- MQ – Média dos quadrados
- \overline{M}_w – Massa molar ponderal média
- $\overline{M}_w/\overline{M}_n$ - Polidispersividade
- P – p -valor
- PA - Poliamida
- PC - Policarbonato
- PDE – Planejamento de experimentos
- PMMA – Poli (metacrilato de metila)
- PP - Polipropileno
- PVC – Poli (cloreto de vinila)
- R^2 - Coeficiente de aproximação de uma regressão
- $R^2_{(pred)}$ – Coeficiente de aproximação de uma regressão para valores preditos
- RC – Resistência mecânica ao cisalhamento sob tração

SQ_{ajs} – Soma dos quadrados ajustado

SQ_{seq} – Soma dos quadrados sequencial

TB – Thermal Bonding (União térmica)

TF – Tipo de fratura

T_g – Temperatura de transição vítrea

TM – Temperatura máxima

TP – Taxa de penetração

TR – Tempo de recalque

US – Soldagem por ultrassom

VR – Velocidade de rotação

ZAT – Zona afetada termicamente

ZM – Zona de mistura

1 INTRODUÇÃO

Nos últimos anos, é cada vez mais comum o emprego de materiais poliméricos nas indústrias de meios de transportes, devido ao seu excelente balanço de propriedades, como a relação resistência mecânica – densidade e propriedades físicas e químicas.

A substituição de materiais tradicionais como metal e vidro, por exemplo, por plásticos permite diversas melhorias como redução de peso, que está intimamente relacionada com diminuição do consumo de combustíveis, além da redução de custos de produção, diminuição do tempo de confecção dos componentes e produtos mais seguros, confortáveis e com *designs* diferenciados [1]. Entretanto, para atender essa nova demanda, é necessário que existam processos mais adequados para a união desses produtos, ou seja, que produzam juntas de qualidade e que sejam econômica e ecologicamente eficientes [2].

Muitos esforços têm sido despendidos em busca de melhorar os atuais processos de soldagem e no desenvolvimento de novos métodos de união que empreguem fontes de aquecimento alternativas, como energia solar, energia microondas ou aquecimento por fricção [3–5].

A soldagem a ponto por fricção e mistura mecânica (*Friction Stir-Spot Welding - FSSW*) é uma técnica de soldagem que tem sido amplamente empregada na união de ligas metálicas leves, em que as soldas geralmente apresentam excelentes propriedades mecânicas. Além disso, ciclos de soldagem curtos, baixo consumo de energia e ausência de necessidade de adição de material ou elementos de soldagem são características positivas encontradas nesse novo processo [6]. A FSSW pode ser realizada em equipamentos de usinagem adaptados, como fresas ou centros CNC, tornando o processo de soldagem mais atrativo devido à ausência de custos adicionais com a compra de equipamentos.

O novo processo de solda ponto por fricção (*Friction Spot Welding – FSpW*) é uma técnica desenvolvida para unir metais como alumínio e

magnésio. Essa tecnologia, ainda inédita em polímeros, possui características processuais semelhantes à FSSW, tendo como principal diferencial a produção de juntas pontuais com maiores áreas soldadas e melhor acabamento superficial [7]. A técnica faz uso de equipamento e ferramentas próprias, não sendo possível, nesse caso, a adaptação de equipamentos de usinagem.

Por se tratar de um assunto basicamente inexplorado na área de soldagem de termoplásticos, o foco principal desse trabalho é compreender a relação entre os parâmetros do processo FSSW e as propriedades da solda polimérica, através de um estudo de caso em poli (metacrilato de metila), conhecido como PMMA. Adicionalmente, o presente estudo aborda pela primeira vez o estudo exploratório da técnica de FSpW em termoplásticos, através da análise de soldabilidade do PMMA.

2 MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS

As principais motivações desse trabalho são as vantagens da soldagem por fricção via FSSW, como simplicidade do equipamento, rápido ciclo de soldagem, qualidade das juntas e, teoricamente, possibilidade de soldar qualquer tipo de termoplástico. Além disso, por ser uma técnica praticamente inexplorada na área de soldagem de termoplásticos, esse trabalho visa demonstrar a capacidade de obtenção de juntas de qualidade em chapas finas de termoplásticos frágeis.

Portanto, o principal objetivo do presente trabalho é obter juntas de qualidade através da técnica de soldagem por fricção via *Friction Stir Spot Welding* (FSSW) em chapas de polimetacrilato de metila (PMMA), identificando as contribuições de cada parâmetro da determinação das propriedades e desempenho mecânico das juntas. Para atingir esse objetivo, foram analisados a geometria da região soldada, a dimensão da região afetada termicamente, o nível de degradação térmica do material na região da solda, a resistência mecânica ao cisalhamento das juntas e o tipo de fratura apresentado após o ensaio mecânico. De modo a otimizar o processo, foram propostos modelos estatísticos relacionando os parâmetros de processo às propriedades analisadas.

Como análise adicional, buscou-se demonstrar, pela primeira vez, a viabilidade técnica do processo *Friction Spot Welding* (FSpW) na soldagem de chapas poliméricas, e apresentar alguns dos avanços obtidos durante a pesquisa.

3 FUNDAMENTOS TEÓRICOS E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Poli (metacrilato de metila) (PMMA)

O poli (metacrilato de metila), conhecido como PMMA é um dos mais importantes representantes da família dos polímeros acrílicos e, por isso, é comumente chamado de acrílico. Desenvolvido na década de 1930 pela companhia germano-americana Rohm and Hass, cuja estrutura química do mero é representada na Figura 3-1, esse termoplástico foi amplamente aplicado durante a Segunda Guerra Mundial. Amorfo e de baixa temperatura de transição vítrea, cerca de 105°C, é facilmente amolecido acima desta temperatura. Aliado a isso, a capacidade de ser moldado em qualquer formato e manter essa geometria após ser resfriado foi fundamental para ser aplicado em aviões, navios e veículos, em substituição ao vidro e outras partes [8].

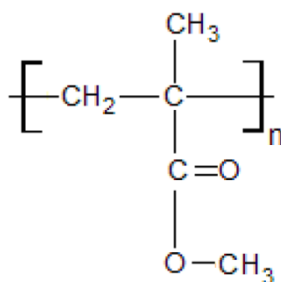


Figura 3-1 – Representação do mero do poli (metacrilato de metila) [9].

Suas principais características, a transparência – o PMMA é transparente na faixa de comprimentos de onda de 400 a 700 nm – juntamente com sua alta resistência ao envelhecimento sob intempéries, resistência química e elétrica, dureza e brilho superficial, além de ser atóxico, tornam a escolha ideal para diversas aplicações, como cobertura, letreiros, janelas, lanternas automotivas e, inclusive, como implantes ortopédicos [8].

O acrílico tem sido aplicado como substituto do vidro, e nesse contexto, compete com outro termoplástico, o policarbonato (PC). Nesse caso, o PMMA é geralmente preferido devido ao balanço de suas propriedades, como fácil fabricação, maior resistência ao envelhecimento e baixo custo relativo.

A Figura 3-2 exibe uma aplicação típica desse termoplástico em substituição ao vidro, devido sua transparência e boa resistência ao impacto.



Figura 3-2 – Resistência ao impacto, transparência e moldabilidade são importantes na aplicação do acrílico como proteção de arenas esportivas [8].

O uso de acrílico opaco tem crescido na indústria automobilística, em partes da carroceria, suporte dos espelhos retrovisores, teto solar, aerofólio, painel, e em outras aplicações que requerem alta dureza superficial ao invés da transparência [10].

O acrílico pode ter suas propriedades facilmente modificadas com adição de cargas e aditivos, ou através de copolimerização ou ainda pela formação de blendas com outros polímeros [8].

O PMMA pode ser colorido, moldado, cortado, perfurado e trabalhado em praticamente todos os processos de moldagem de termoplásticos, como moldagem por injeção, por extrusão e compressão [8]. A soldabilidade do acrílico também é ampla, podendo ser soldado por basicamente todas as técnicas disponíveis para polímeros, como soldagem por ultrassom, soldagem a laser, soldagem por microondas, entre outras [11].

3.2 Degradação polimérica

A análise do grau de degradação polimérica é feito através de medidas indiretas, baseadas na alteração de propriedades mecânicas, características óticas, alterações nos valores de temperatura de transição vítrea e temperatura de fusão, valores de peso molecular médio, distribuição de peso molecular entre outros. Essas mudanças podem ser originadas pela exposição a certos tipos de radiação eletromagnética, ação de intemperismo, agentes químicos, exposição a altas temperaturas ou solicitações mecânicas. Como consequência, pode ocorrer a quebra de ligações primárias da cadeia principal, com formação de subprodutos de menor massa molar ou formação de outras cadeias, levando a uma mudança de estrutura química e no valor e distribuição da massa molar média. A degradação dos polímeros dependerá, entre outros fatores, de dois aspectos básicos de sua estrutura: do tipo de ligação entre átomos e das interações moleculares [12,13].

Considerando o aquecimento de uma amostra polimérica, tem-se que o ponto médio da faixa de temperatura em que as moléculas da porção amorfa adquirem mobilidade – ou seja, tem a possibilidade de mudança de conformação espacial – é chamado de temperatura de transição vítrea (T_g) [12]. A T_g de um material depende de vários fatores que podem ser afetados por um processo termo-degradativo, entre eles a massa molar, taticidade, grau de cura e presença de plastificantes [14].

A presença de cadeias de baixa massa molar, como plastificantes ou oriundas da quebra da cadeia principal, tende a aumentar o volume livre entre as cadeias, reduzindo assim o grau de emaranhamento das moléculas e, conseqüentemente, a força de interação entre as cadeias. Com isso, a energia necessária para o rompimento das ligações secundárias é menor, o que possibilita a mobilidade das cadeias poliméricas em temperaturas menores, levando a uma redução da temperatura de transição vítrea (T_g). Em certos casos, como alguns mecanismos de degradação do polietileno, os radicais livres formados podem levar a reticulação das cadeias principais, ocasionando um aumento da massa molar média, e aumento da T_g [8,12,15].

Nesse estudo, a mudança nos valores de T_g será avaliada via DSC, em que essa faixa de temperatura é reconhecida através de uma mudança acentuada no valor de calor específico da amostra [12,16].

Para identificar alterações na massa molar polimérica com grande exatidão pode-se utilizar a análise via GPC, que reconhece variações nos valores de *massa molar numérica média* (\overline{M}_n), *massa molar ponderal média* (\overline{M}_w), *polidispersividade* ($\overline{M}_w/\overline{M}_n$) e *distribuição de massa molar*.

\overline{M}_n é definida como a razão entre a soma da massa molar de todas as cadeias poliméricas e a quantidade total de moléculas, ou seja, leva-se em consideração principalmente o número de cadeias. A \overline{M}_w , por sua vez, é outra forma de se calcular a massa molar média, em que a massa das moléculas poliméricas é considerada mais importante, sendo mais sensível a altos valores de massa molar [12,17]. As fórmulas matemáticas de ambas são exibidas a seguir através da Equação (3-1) e Equação (3-2):

$$\overline{M}_n = \frac{\sum N_i M_i}{\sum N_i} = \frac{\text{massa total do sistema polimérico}}{n^\circ \text{ total de moléculas do sistema}} \quad (3-1)$$

$$\overline{M}_w = \frac{\sum N_i M_i^2}{\sum N_i M_i} \quad (3-2)$$

Sendo N_i a i -ésima molécula do sistema e M_i a massa molar da molécula N_i .

É sempre importante lembrar que esses valores de massa molar são valores médios que representam uma fração de moléculas em maior quantidade ou maior frequência na distribuição de massas molares. Isso porque, na verdade, tem-se uma distribuição de tamanhos de cadeias, como esquematizado na Figura 3-3.

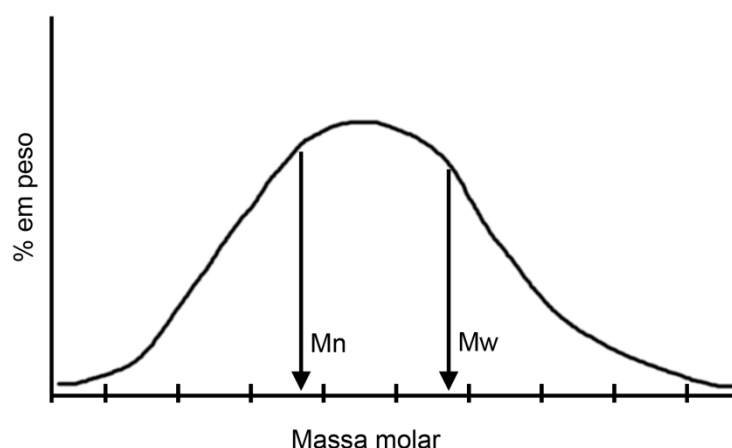


Figura 3-3 – Curva de distribuição de massa molecular de um polímero, mostrando os principais valores médios. Adaptado de [12].

Essa distribuição pode ser larga ou estreita devido a diversos fatores como estrutura das cadeias, método de polimerização, entre outras. Um método de avaliar a distribuição dos tamanhos de cadeias é através da polidispersividade. Quando uma cadeia é monodispersa, $\overline{M}_n = \overline{M}_w$, ou seja, todas as cadeias têm o mesmo comprimento. Quanto maior a razão $\overline{M}_w/\overline{M}_n$, maior será a dispersão da distribuição, e mais larga a curva de distribuição de massa molar [12].

A redução nos valores médio de \overline{M}_n e \overline{M}_w indicam um aumento na presença de frações de baixa massa molar, originadas pela cisão das cadeias principais. Por outro lado, um aumento das massas molares médias indica que possa ter havido formação de novas ligações, como reticulação das cadeias. Dependendo da intensidade dessas variações, as propriedades mecânicas ou óticas, por exemplo, podem ser alteradas [12,17]. Uma alteração mais acentuada em \overline{M}_w pode indicar uma variação mais significativa nas cadeias de maior massa molar [17]. Variação na polidispersividade indica que a distribuição das frações de massa molar foi alterada, revelando mudanças nas massas molares médias [12,17].

3.2.1 Degradação do PMMA

A degradação polimérica pode ocorrer de diversas maneiras, ou seja, através de: oxidação, despolimerização, reticulação, cisão de ligações químicas, entre outras. O PMMA é um dos poucos exemplos que, quando aquecido a altas temperaturas, ocorre a regeneração do monômero a partir do polímero. Esse processo é chamado despolimerização, pois segue o caminho inverso da polimerização [12,13].

Dependendo do processo de obtenção, o PMMA comercial pode conter em sua composição cadeias saturadas como o PMMA-H (Figura 3-4), cadeias saturadas caracterizadas por ligações cabeça-cabeça como o PMMA-HH (Figura 3-5), ou ainda cadeias insaturadas como o PMMA com um grupo vinil (PMMA-CH=CH₂) ou *metallyl* (PMMA-MA=) terminal, conforme Figura 3-6 [9].

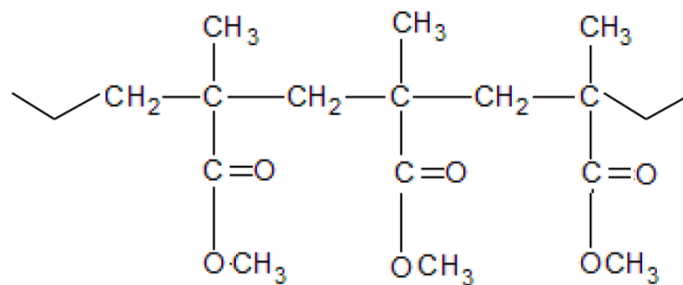


Figura 3-4 – Estrutura PMMA-H [9].

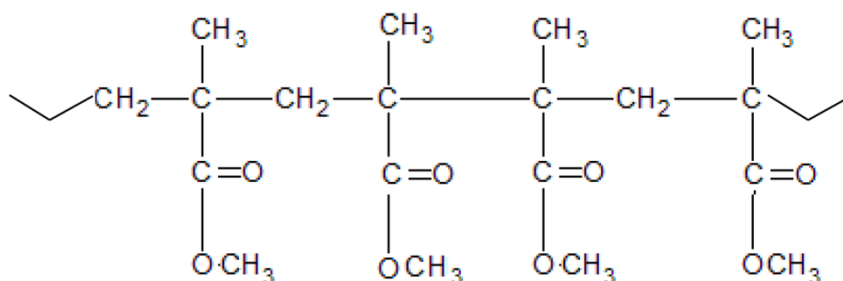


Figura 3-5 – Estrutura PMMA-HH [9].

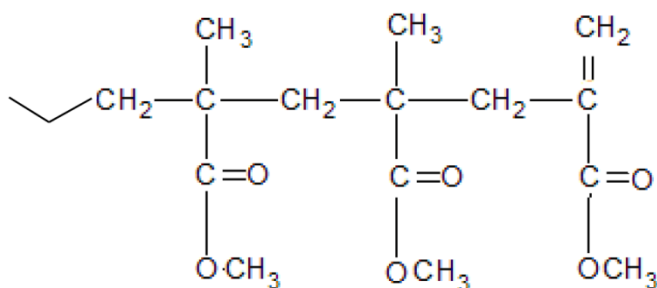


Figura 3-6 – Estrutura PMMA-MA= [9].

A degradação térmica do PMMA inicia em torno de 165°C, iniciada com a quebra das cadeias com ligações mais fracas do tipo cabeça-cabeça, levando à produção de radicais livres. Em seguida, a partir de 250°C, esses radicais livres irão participar na despolimerização a altas temperaturas através do processo de transferência de cadeia, levando à cisão de ligações fracas de peróxidos e hidroperóxidos. Entretanto, algumas vezes essa etapa é considerada insignificante, devido à baixa quantidade de ligações desse tipo encontradas no polímero. A partir de 300°C, ocorre o estágio de perda de massa, resultante da cisão das terminações insaturadas. O último estágio ocorre com ponto máximo de perda de massa em torno de 365°C, com predominância da despolimerização das cadeias saturadas [9,14,18–21].

3.3 União de termoplásticos

Os processos de união de polímeros podem ser divididos em duas categorias principais: aqueles em que ocorre a junção através de interferência ou união mecânica e aqueles onde há união físico-química entre as partes [3]. A Figura 3-7 exhibe os grupos e subgrupos da classificação dos processos de união de polímeros.

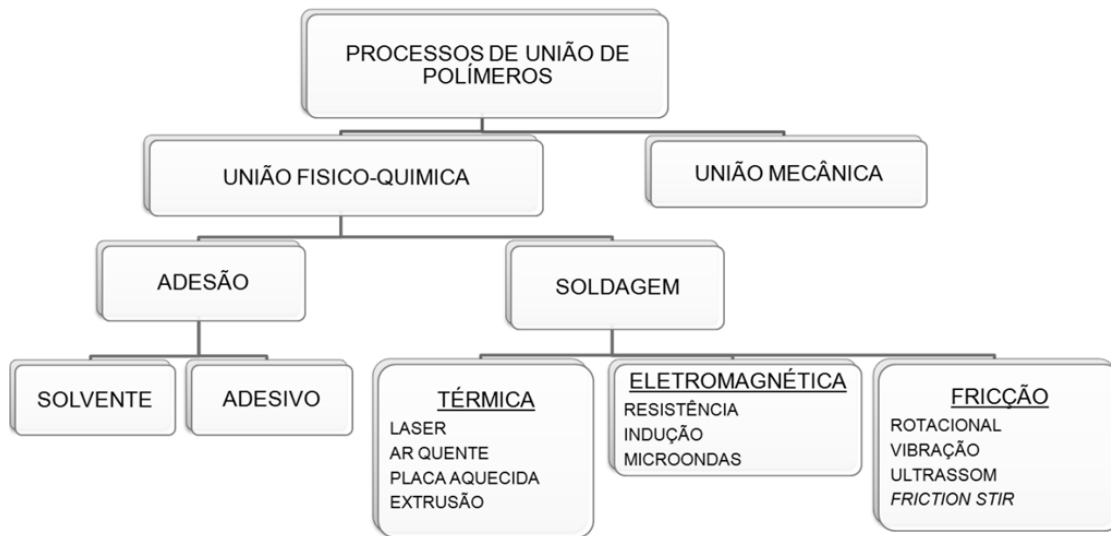


Figura 3-7 – Classificação dos processos de união de polímeros, adaptado de [3,22,23].

A união mecânica envolve encaixes e fixadores externos, como parafusos, rebites, grampos, entre outros, que podem ser permanentemente fechados ou com a possibilidade de serem abertos, facilitando manutenção ou substituição das partes. Geralmente, para polímeros, as juntas mecânicas não apresentam alto desempenho devido ao efeito concentrador de tensão existente na região do fixador [22].

Os processos de união físico-química podem ser subdivididos em: métodos que envolvem adesão por reações químicas, seja por meio do uso de solventes ou de adesivos, e técnicas de soldagem. Por sua vez, os métodos de soldagem podem ser classificados de acordo com a fonte geradora de calor, seja esta fonte térmica, eletromagnética ou friccional [23].

As técnicas de soldagem de termoplástico já podem ser consideradas processos consolidados em diversas áreas da indústria. Porém, sua aplicação se encontra restrita a alguns tipos de polímeros e geometrias de união. Devido a esse fato, inúmeras pesquisas têm buscado melhorar as técnicas existentes e desenvolver novos processos de soldagem de plásticos [6].

Na classe dos polímeros, os termoplásticos possuem a capacidade de poderem ser amolecidos/fundidos e resfriados diversas vezes sem terem significativas alterações em sua estrutura, fato que não ocorre com os termofixos e elastômeros. Em escala molecular, a elevação da temperatura faz com que as cadeias adquiram mobilidade através do movimento Browniano graças ao rompimento de ligações secundárias entre as moléculas, permitindo mudança de conformação com aplicação de tensão [24]. Durante o processo de soldagem de termoplásticos podem ser observados cinco estágios (Wool e O'Connor, 1981 apud [25]):

- rearranjo molecular das cadeias poliméricas nas superfícies de soldagem;
- aproximação das duas superfícies a serem soldadas, sob pressão;
- molhamento das superfícies;
- interdifusão das cadeias poliméricas;
- arranjo aleatório e emaranhamento das moléculas.

Portanto, os principais parâmetros de soldagem são: taxa de transferência de calor, relacionada à condutividade térmica e à facilidade das cadeias adquirirem mobilidade, pressão, para garantir contato íntimo entre as partes, e tempo de soldagem, para permitir a difusão das cadeias poliméricas na interface de soldagem (Voyoutskii, 1963 apud [25]). A qualidade da linha de solda está relacionada com o grau de emaranhamento das cadeias (Kausch e Jud, 1982 apud [25]).

A soldabilidade de um polímero depende, entre outros fatores, da mobilidade ou taxa de difusão das suas cadeias na temperatura requerida, que por sua vez depende da estrutura, massa molar média, entre outros; do coeficiente de condutividade térmica e da viscosidade, dependente da temperatura, taxa de cisalhamento, etc., caso haja fluxo de material [8].

As Tabelas de 3-1 a 3-8 exibem as principais vantagens e desvantagens das técnicas convencionais e especiais de soldagem de termoplásticos [6,11,22,26,27]:

Tabela 3-1 – Vantagens e desvantagens da soldagem via placa aquecida em termoplásticos.

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Placa aquecida	<ul style="list-style-type: none"> • Sem necessidade de material de adição • Processo simples e de alta produtividade • Diversas geometrias possíveis • Capacidade de soldar grandes espessuras 	<ul style="list-style-type: none"> • Alto consumo de energia • Tensões residuais • Necessidade de ferramenta antiaderente (oneroso)

Tabela 3-2 – Vantagens e desvantagens da soldagem via ar quente e extrusão em termoplásticos.

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Ar quente e Extrusão	<ul style="list-style-type: none"> • Custo relativamente baixo do equipamento • Soldagem de formas complexas • Equipamento portátil • Diversos materiais podem ser unidos 	<ul style="list-style-type: none"> • Baixa velocidade de processo • Necessidade de material de adição • Operação manual (habilidade de soldador)

Tabela 3-3 – Vantagens e desvantagens da soldagem via resistência em termoplásticos.

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Soldagem por resistência	<ul style="list-style-type: none"> • Processo e equipamento simples • Com mínima preparação superficial 	<ul style="list-style-type: none"> • Necessidade de implante condutor • Longos tempos de ciclo • Presença do implante (deterioração das propriedades mecânicas e dificuldade de reciclagem do produto)

Tabela 3-4 – Vantagens e desvantagens da soldagem via indução em termoplásticos.

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Soldagem por indução	<ul style="list-style-type: none"> • Curto tempo de ciclo de soldagem • Solda hermética 	<ul style="list-style-type: none"> • Aplicável para polímeros com alto coeficiente dielétrico (ou uso de implante)

Tabela 3-5 – Vantagens e desvantagens da soldagem via radiação microondas em termoplásticos.

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Soldagem por microondas	<ul style="list-style-type: none"> • Baixo gasto energético • Rápido ciclo de soldagem • Formação de juntas internas 	<ul style="list-style-type: none"> • Para materiais transparentes à radiação microondas é necessário uso de implante absorvedor

Tabela 3-6 – Vantagens e desvantagens da soldagem via fricção rotacional em termoplásticos.

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Fricção rotacional	<ul style="list-style-type: none"> • Alta qualidade da junta formada • Simplicidade e repetibilidade do processo • Sem necessidade de material de adição • Baixo consumo de energia • Grandes partes podem ser unidas 	<ul style="list-style-type: none"> • Limita-se a geometria circular • Baixa taxa de produção • Baixa tolerância geométrica

Tabela 3-7 – Vantagens e desvantagens da soldagem via fricção vibracional em termoplásticos.

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Fricção vibracional	<ul style="list-style-type: none"> • Todos os tipos de termoplásticos podem ser soldados (em configuração similar) • Aplicável inclusive para soldagem de compósitos 	<ul style="list-style-type: none"> • Limitação de geometria • Difícil controle de parâmetros

Tabela 3-8 – Vantagens e desvantagens da soldagem via ultrassom em termoplásticos.

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Soldagem por ultrassom	<ul style="list-style-type: none"> • Velocidade de ciclo extremamente alta • Possibilidade de automação do processo com alta taxa de produção • Baixo consumo de energia • Possibilidade de soldar diversas geometrias 	<ul style="list-style-type: none"> • Limitação no tamanho dos componentes • Equipamento de alto custo • Alta produção de ruído • Aplicável apenas para termoplásticos compatíveis

Na literatura, é possível encontrar estudos em praticamente todas as técnicas exemplificadas na Figura 3-7 na união peças de PMMA.

Pfleging e colaboradores soldaram pequenos dispositivos acrílicos de análise laboratorial utilizando energia laser. A precisão da linha de solda e do controle de calor aplicado é fundamental para garantir a adequada selagem e funcionamento do dispositivo [28]. Sood e colaboradores também soldaram, com sucesso, dispositivos semelhantes de PMMA, porém utilizando uma técnica diferente, chamada *thermal bonding*. Nesse processo, a amostra fica

submetida à pressão e temperatura, sendo geralmente utilizada para soldagem de pequenos dispositivos [29].

Lin e Wu demonstraram influência de parâmetros de processo, como tempo e pressão de soldagem, na união de componentes de PMMA e também na produção de juntas dissimilares de PMMA-PVC através de fricção rotacional [30].

Souza buscou identificar os efeitos dos parâmetros de soldagem por ultra-som nas propriedades mecânicas de amostras poliméricas de PMMA e PC [31]. Strand demonstrou os efeitos na microestrutura de amostras poliméricas (ABS, HDPE, PA, PMMA, PP, entre outros) soldadas por *friction stir welding* [22].

Também é possível encontrar trabalhos que tratam da soldagem de componentes de PMMA através de soldagem por vibração [32], placa aquecida e soldagem por indução [11]. Inclusive nos campos mais incipientes da área de soldagem de termoplásticos é possível encontrar trabalhos que tratam da união de PMMA.

Stoynov [3] demonstrou, em PMMA, PC e ABS, ser possível soldar termoplásticos utilizando radiação solar concentrada como fonte de calor alternativa. Os resultados foram muito promissores, em que as juntas alcançaram valores de resistência mecânica equivalentes aos obtidos em soldagem por microondas.

Relativamente nova, a união de termoplásticos usando radiação microondas ainda não é aplicada nas linhas de produção das indústrias, porém tem grande potencial de implantação devido aos seus benefícios, principalmente nas indústrias automotiva e de eletrodomésticos [6]

Em seus trabalhos, Yussuf [4] e Wise [23] desenvolveram métodos de soldagem de termoplásticos utilizando radiação microondas, testado em polipropileno e PMMA. Os resultados de avaliação de soldabilidade obtidos foram satisfatórios, provando a potencialidade da técnica. Essa técnica baseia-se na absorção da radiação por uma das partes, levando ao seu aquecimento e, conseqüentemente, o calor é transferido para o outro componente. Por isso

uma das partes a serem soldadas necessita ser opaca à radiação microondas, enquanto a outra deve ser transparente nesse comprimento de onda. Há casos em que se pode utilizar um material absorvente, chamado implante, entre as partes transparentes a serem soldadas.

Durante esse trabalho também foi avaliada uma nova técnica de soldagem ponto por fricção (FSpW), testada em PMMA, em que os valores foram superiores a outras técnicas como soldagem por microondas, por ultrassom e *thermal bonding*. Além da boa resistência mecânica obtida, a técnica compartilha das vantagens relacionadas às técnicas de soldagem por fricção.

3.4 Soldagem ponto por fricção e mistura mecânica (FSSW)

Desenvolvida na década de 2000 [33], a FSSW pode ser considerada ainda uma técnica nova, tanto para união metálica quanto para união de termoplásticos. É possível encontrar na literatura pesquisas abordando diferentes aspectos do processo, como a influência de parâmetros operacionais e das geometrias das ferramentas nas características das soldas, para diferentes ligas metálicas.

A soldagem ponto por fricção (FSSW) é uma adaptação do processo de soldagem linear por fricção, *Friction Stir Welding* (FSW) [34], desenvolvida na década de 1990 [35], esquematizado na Figura 3-8. A principal diferença entre elas é que não há movimento de translação da ferramenta durante a soldagem para FSSW, obtendo apenas soldas pontuais. Isso faz com que os esforços do equipamento sejam menores, e o material de base sofra menores influências processuais termomecânicas, reduzindo a chance de formação de tensões residuais, empenamentos, degradação, etc.

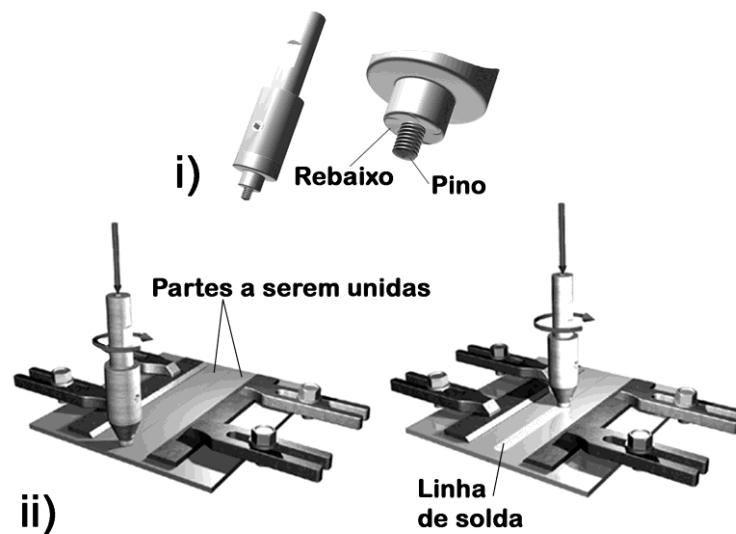


Figura 3-8 – i) Partes que compõem a ferramenta de FSW. ii) Etapas da soldagem por FSW. Primeiro ocorre a penetração total do pino e parcial do rebaixo, e em seguida a ferramenta é descolada transversalmente, desenvolvendo um efeito de mistura de material na região da solda. Adaptado de [36].

A ferramenta utilizada no FSSW é a mesma do processo FSW, composta pelo pino e rebaixo. Na soldagem por FSSW, o pino tem como principais funções gerar calor por atrito e misturar o material das duas partes envolvidas na soldagem, já que ele atravessa a placa superior e alcança a placa inferior. A principal função do rebaixo na FSSW é compactar o material na região da solda e, apenas em caso de longos tempos de recalque, o rebaixo apresenta papel importante na geração de calor. Diferentemente, na soldagem por FSW, graças ao seu maior diâmetro em relação ao pino e longo tempo de contato com a amostra, o rebaixo aparece como principal gerador de calor, sendo responsável por cerca de 80 a 99% da energia gerada no processo [37,38].

A Figura 3-9 mostra algumas geometrias disponíveis, com diferentes tamanhos e perfis. Pinos sem roscas geralmente são usados em condições severas, em que o desgaste da ferramenta é previsto como muito agressivo, e as roscas seriam, inevitavelmente, consumidas [37]. A presença de roscas não

tem importância significativa na geração de calor durante o processo de soldagem, porém apresenta papel fundamental no efeito de mistura do material das placas a serem soldadas [38].

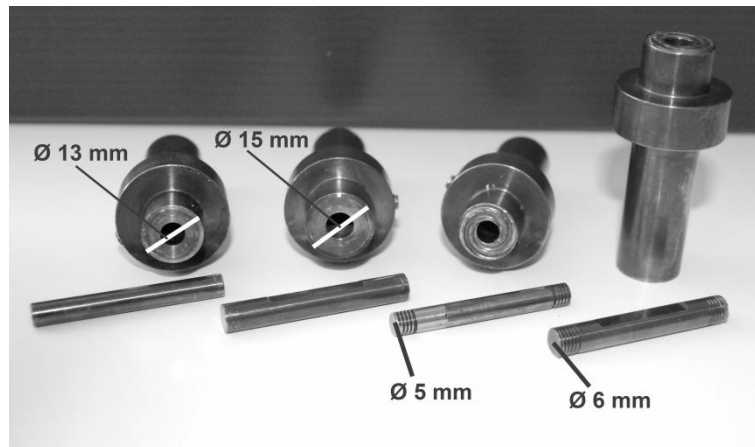


Figura 3-9 – Ferramentas de FSW e FSSW. Note que podem ser usadas diferentes combinações de diâmetros tanto do pino quanto do rebaixo, assim como diferentes comprimentos do pino e perfis rosqueados ou planos.

Além da ferramenta, os principais parâmetros de soldagem do processo FSSW são [39]: velocidade de rotação da ferramenta, profundidade de penetração, taxa de penetração (ou tempo de penetração) e tempo de recalque.

A velocidade de rotação influencia a ação de mistura do material na região em contato com a ferramenta e também a geração de calor por fricção, diretamente relacionada com a taxa de cisalhamento imposta [40]. A profundidade de penetração refere-se à distância percorrida pelo pino desde a superfície da placa superior até o ponto máximo de inserção dentro das placas. A taxa de penetração é obtida da relação entre a profundidade de penetração total da ferramenta e o tempo necessário para que isso ocorra. O tempo de recalque é o período em que a ferramenta permanece rotacionando dentro das amostras, porém sem movimentação vertical. A soma do tempo de penetração com o tempo de recalque resulta no tempo total de soldagem, já que o

movimento de retração da ferramenta, ao final da soldagem, é instantâneo. A Figura 3-10 exibe as principais etapas da soldagem por FSSW.

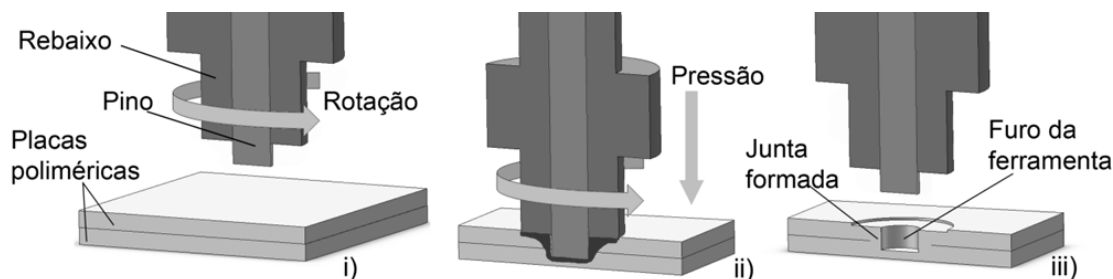


Figura 3-10 – Soldagem FSSW. i) Aproximação da ferramenta em alta rotação. ii) Penetração com geração de calor devido à fricção. iii) Consolidação da junta em formato anular. O furo deixado pela ferramenta é uma característica do processo FSSW.

Primeiramente (Figura 3-10 (i)), ocorre a aproximação da ferramenta, que está rotacionando em velocidade pré-programada. Então ocorre a penetração completa do pino, com penetração parcial do rebaixo (Figura 3-10 (ii)). Nesse estágio pode ocorrer a programação do tempo de recalque. Nessa etapa ocorrerá a geração e acúmulo de calor ao redor da ferramenta, que possibilitará o amolecimento do material, interdifusão das cadeias poliméricas e formação da junta. No último estágio (Figura 3-10 (iii)), a ferramenta é retirada e ocorre o resfriamento da junta. A solda produzida tem um formato anular contornando o furo deixado pela ferramenta, característica marcante do processo FSSW [37].

Devido à baixa condutividade dos materiais poliméricos em comparação com os metálicos, necessita-se normalmente de maiores tempos processuais. Isso possibilita que o calor gerado por atrito se propague ao redor da região friccionada, gerando um maior volume de material amolecido/ fundido, necessário para a formação de soldas ponto resistentes [41,42].

Os processos de soldagem por fricção apresentam inúmeras vantagens sobre os processos convencionais. A principal é o baixo consumo de energia, já que todo calor necessário para o processo provém do aquecimento gerado

pelo atrito entre as partes envolvidas. Somado a isso, têm-se tempos de soldagem curtos, alta taxa de produção, pouca ou nenhuma necessidade de preparação superficial, ausência de gases, não há necessidade de material de adição e juntas com boas propriedades mecânicas [43].

Diversos autores mostraram que a geometria da ferramenta, tanto do pino quanto do rebaixo, está diretamente relacionada à área que atua na fricção e geração de calor por atrito e também na mistura do material e, conseqüentemente, à resistência da junta em amostras metálicas. O perfil das ferramentas também apresentou influência na resistência das juntas e na formação de defeitos na região da solda. Hirazawa [44], Tozaki e colaboradores [45,46], Badarinarayan e colaboradores [47] e Bilici e colaboradores [48] testaram ferramentas com diferentes perfis e demonstraram os efeitos na geração de calor, ação de mistura e, conseqüentemente, na resistência final da junta e na microestrutura do material.

A influência dos parâmetros de processo, como velocidade de rotação da ferramenta, profundidade de penetração do pino e do rebaixo também foram analisados e relacionados com a resistência máxima obtida pela junta e com os mecanismos de fratura resultantes. Bozzi e colaboradores [40] e Lathabai e colaboradores [49], na soldagem de diferentes ligas de alumínio, afirmaram que existe um valor ótimo de rotação da ferramenta para alcançar a maior resistência ao cisalhamento, no qual acima deste, a resistência diminui. Estes autores também concluíram que o parâmetro mais influente na resistência ao cisalhamento é a profundidade de penetração da ferramenta, principalmente do rebaixo, devido ao efeito de geração de calor e pressão na região da solda. Isso porque a resistência ao cisalhamento aumenta até certo ponto, devido ao efeito de compactação da maior penetração do rebaixo, mas depois a resistência cai, em função da redução significativa de espessura da placa superior. Bozzi e colaboradores [40], Lathabai [49] e Mitlin e colaboradores [50] observaram que a profundidade de penetração do pino tem mais influência no tipo de fratura das amostras do que na resistência ao cisalhamento das juntas.

Outros parâmetros como tempo de recalque e taxa de penetração mostraram importância secundária na soldagem de metais. Grandes variações nos valores de taxa de penetração, da ordem de 3 a 4 vezes, apresentaram apenas um pequeno aumento na resistência mecânica ao cisalhamento. Deste modo Lathabai e colaboradores [49], Echeverria e colaboradores [51] e Karthikeyan e Balasubramanian [42] concluíram que a principal importância desse parâmetro é na determinação do tempo do ciclo de soldagem e tempo de vida útil da ferramenta, ou seja, menores taxas de penetração são preferíveis por desgastar menos ferramenta.

Aspectos como a relação entre os parâmetros do processo com o tamanho da área soldada [52], assim como com a microestrutura formada [40,45] também foram abordados.

Alguns trabalhos mostram a influência dos parâmetros de processo no tipo de fratura das amostras. Na literatura [7,40,41,53], podem ser encontrados, basicamente, quatro tipos de fraturas em amostras soldadas por FSSW, tanto para amostras metálicas quanto para poliméricas, conforme mostrado na Figura 3-11.

Tipo de Fraturas em Juntas Pontuais

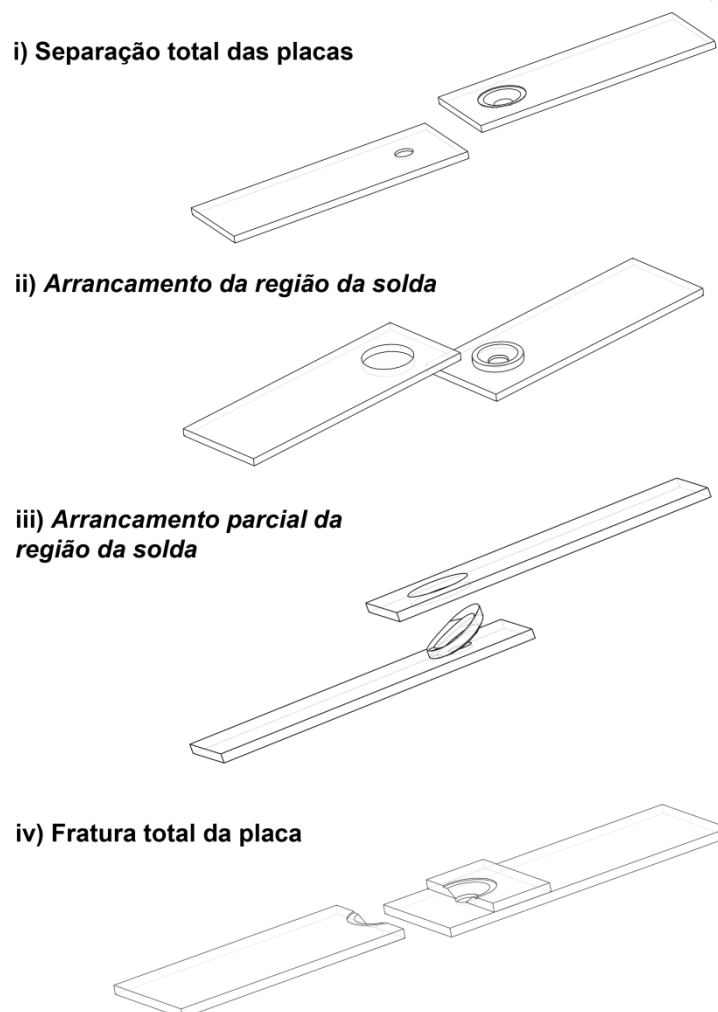


Figura 3-11 – Tipos mais comuns de fraturas em juntas ponto. i) Separação total das placas. ii) *Arrancamento da região da solda*, quando a região da solda é totalmente separada de uma das chapas. iii) *Arrancamento parcial da região da solda*, quando a região da solda é parcialmente arrancada, porém permanece unida a uma das placas. iv) Fratura total da placa, quando a trinca que se inicia na região da solda propaga através do material de base.

A *Separação total das placas (interfacial failure)* (Figura 3-11 (i)) ocorre através da solda, entre as placas, e é normalmente típica de juntas fracas ou em juntas com materiais poliméricos frágeis [41,52,53]. Em caso de amostras que possuem uma solda de boa qualidade, geralmente a trinca não avança através da solda, iniciando-se próximo à região da solda, na área termicamente

afetada, e propagando-se pela região circular à solda ou pelo material de base. No caso de metais e alguns polímeros dúcteis, é comum ocorrer a falha do tipo *arrancamento da região da solda (nugget pull-out)* (Figura 3-11 (ii)), em que a região da solda é arrancada da placa superior ou da placa inferior, além da falha *arrancamento parcial da região soldada (partial pull-out)* (Figura 3-11 (iii)), quando a região da solda é parcialmente arrancada, mas permanece unida a uma das placas [40,53]. Em soldas de boa qualidade, tanto para materiais poliméricos frágeis quanto dúcteis, é possível observar a tendência a apresentar *fratura total da placa* (Figura 3-11 (iv)), em que a trinca se inicia na região da solda, próximo à interface entre o volume soldado e o material de base, e propaga através do material de base, fraturando uma das duas placas. Nesse caso a região da solda permanece praticamente intacta na outra placa [41,53].

Entretanto, há casos na literatura em que são observados ambos os tipos de fratura – separação total das placas e fratura total das placas – com níveis de tensão máxima suportada semelhantes [54, 55]. Nesses casos, as principais diferenças estão relacionadas aos mecanismos de falha, refletidos em diferenças de deformação na fratura.

3.4.1 Uso de FSSW para união de polímeros

Apesar de FSSW ser um assunto bastante explorado na área metalúrgica, há poucas publicações tratando de FSSW de termoplástico. Arici e Mert [53,56] e Bilici e colaboradores [41,57] soldaram placas espessas de polipropileno e polietileno, respectivamente, buscando correlacionar parâmetros como tempo de recalque, profundidade de penetração e rotação da ferramenta com a resistência mecânica das soldas e com os tipos de fratura resultantes.

Testou-se uma grande variação nos valores dos parâmetros de soldagem, podendo chegar a valores ótimos de resistência mecânica em soldas com cerca de 70-80% de penetração da ferramenta e longos tempos de

ciclo. Para tempos/penetração muito elevados, tem-se uma diminuição da resistência da junta, correspondente à redução excessiva da espessura da placa e/ou acúmulo de tensões residuais. Os autores concluíram que os parâmetros que mais influenciam na geração e transferência de calor são tempo de recalque e a velocidade de rotação da ferramenta, sendo considerados, assim, os mais importantes para obtenção de juntas resistentes [41,53,56].

Tomado o pequeno número de informações a respeito da soldagem ponto por fricção na união de termoplásticos, abrangendo apenas materiais dúcteis e semicristalinos, o presente trabalho, portanto, tem a intenção de investigar o desempenho mecânico e as vantagens da soldagem ponto por fricção (FSSW) em PMMA, um termoplástico rígido e amorfo.

3.5 Friction Spot Welding – FSpW

No começo dos anos 2000, foi desenvolvida e patenteada uma nova técnica de soldagem ponto por fricção (*Friction Spot Welding*) com o intuito de suprir um dos principais pontos fracos da soldagem por FSSW [58]. O processo, chamado de FSpW, tem como avanço mais marcante a formação de soldas pontuais por fricção com ausência da indentação – furo no centro da solda com formato de impressão da ferramenta – que pode agir como um entalhe geométrico, diminuindo a resistência da junta [37].

Além dessa característica, suas principais vantagens são ciclos curtos de soldagem, baixo consumo de energia, ausência de materiais de adição e não apresentar a necessidade de gases de proteção na soldagem de metais, tornando-a uma técnica ecologicamente correta [7,58]. O processo FSpW tem demonstrado excelentes resultados na soldagem de ligas leves de alumínio e magnésio, sendo um potencial substituto das técnicas de soldagem por laser e rebite em aplicações automotivas, navais e na indústria aeroespacial [54].

A viabilidade do processo FSpW em soldar amostras termoplásticas amorfas foi demonstrada pela primeira vez pelo autor desse trabalho e

colaboradores [5], enquanto plásticos semi-cristalinos, e termoplásticos reforçados com fibra de carbono estão sendo estudados por Gonçalves e colaboradores [55]. O processo foi adaptado e mostrou-se viável inclusive para a união de estruturas híbridas polímero-metal, sendo, nesse caso, chamado de *Friction Spot Joining* [59]. Amancio-Filho e colaboradores [60] e Esteves e colaboradores [61] estudaram a viabilidade de juntas em ligas de magnésio/termoplástico reforçado com fibras de vidro, ligas de magnésio e alumínio/compósito laminado com fibra de carbono. Esses autores demonstraram que a tecnologia pôde produzir juntas com valores de resistência mecânica semelhantes ou superiores às juntas produzidas com tecnologias concorrentes.

A principal característica da técnica *Friction Spot Welding* (FSpW) – a ausência do furo no centro da solda – é possível graças ao funcionamento da ferramenta, composta de três partes com movimentos independentes. Na Figura 3-12 são exibidas as partes que compõem uma ferramenta típica de FSpW.



Figura 3-12 – i) Componentes da ferramenta de FSpW: o pino, a camisa e o anel de fixação. ii) Montagem da ferramenta: o pino é encaixado dentro da camisa, que são posicionados dentro do anel de fixação.

O processo pode ser executado de duas maneiras distintas, seja com a penetração do pino, chamado pino-penetrante, ou com a penetração da camisa, chamada de camisa-penetrante [7]. Para ambas as variações, o

processo é dividido em quatro etapas básicas, conforme exemplificado pelo esquema da Figura 3-13.

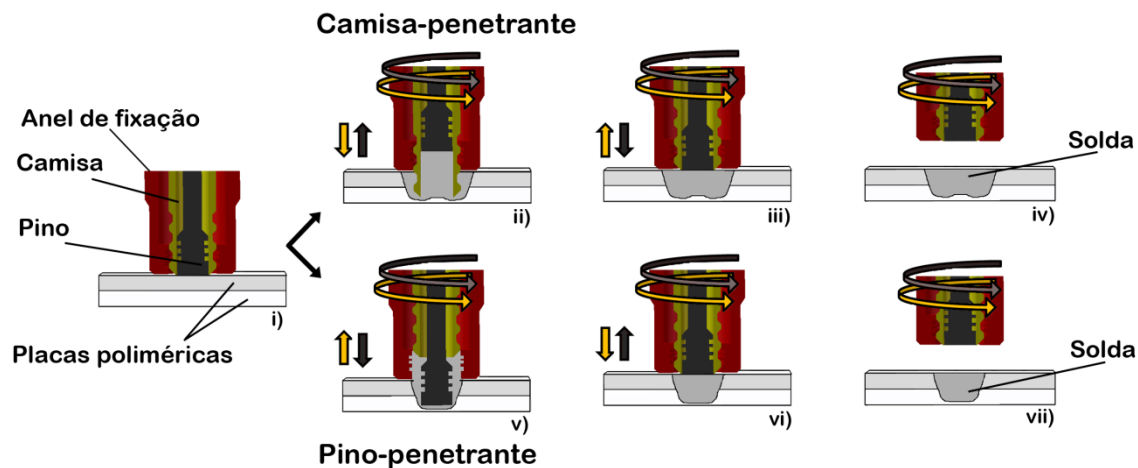


Figura 3-13 – Esquema das etapas do processo FSpW, para ambas as variantes Camisa-penetrante e Pino-penetrante. Adaptado de [43].

Na primeira etapa, Figura 3-12 (i), igual para ambas as configurações, a ferramenta se posiciona sobre as placas poliméricas, sob uma pressão controlada de modo a garantir adequada fixação durante o processo.

Primeiramente será explicada a variante camisa-penetrante. Na segunda etapa, Figura 3-12 (ii), o pino e a camisa, girando no mesmo sentido e em alta rotação, geram calor na superfície da placa superior, de modo a plastificá-la. Então, a camisa começa a penetrar nas placas, enquanto o pino move-se no sentido oposto, deixando um espaço livre onde o polímero, amolecido pela ação da camisa, acomoda-se. No terceiro estágio, Figura 3-12 (iii), após alcançar uma profundidade preestabelecida, a camisa retorna para sua posição original, assim como o pino, que força o material plastificado de volta à cavidade formada pela camisa. Finalmente, no último estágio, Figura 3-12 (iv), a rotação da ferramenta é parada, e as peças, após resfriamento sob pressão, para evitar defeitos de fundido, como encolhimento, no caso de polímeros, são liberadas com a junta formada.

A diferença na configuração pino-penetrante é o movimento relativo entre o pino e a camisa, ou seja, o pino penetra nas placas enquanto a camisa é retraída, de modo a acomodar o material plastificado entre o anel de fixação e o pino. Outra diferença entre as variantes é o tamanho da região soldada, conforme pode ser visto esquematicamente na Figura 3-12, sendo que na camisa-penetrante a área soldada é maior, resultando em maior resistência [7]. Em contrapartida, os esforços do equipamento na configuração pino-penetrante são menores, levando, conseqüentemente, a um menor gasto de energia e maior vida útil da ferramenta [7].

As principais variáveis do processo FSpW são [7,43,62]: pressão de fixação, rotação da ferramenta (pino e camisa possuem a mesma rotação), profundidade de penetração, tempo de penetração, tempo de permanência ou recalque, tempo de recolhimento da ferramenta.

No presente trabalho foi, primeiramente, investigada a viabilidade da técnica em soldar amostras termoplásticas, já que não havia nenhuma publicação nesse assunto. A partir desse ponto, buscou-se a otimização do processo em termos de parâmetros de processo, etapas de soldagem e melhorias no material da ferramenta utilizada para, em seguida, comparar os resultados obtidos entre as duas técnicas, FSSW e FSpW.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Material

Para esse estudo, o material utilizado foi o poli (metacrilato de metila) (PMMA), em forma de chapas do tipo *casting* (Plexiglas® GS, da Evonik, Alemanha). A Tabela 4-1 exibe as principais propriedades térmicas e físicas do material empregado.

Tabela 4-1 – Propriedades do material utilizado no estudo [63].

Propriedades Plexiglas® GS		
Propriedades		Normas
Densidade	1,19 g/cm ³	ISO 1183
Coef. de Expansão Térmica Linear α , (0-50°C)	$7 \cdot 10^{-5}$ mm/m °C	DIN 53752
Coef. de Condutividade Térmica	0,19 W/m K	DIN 52612
Temperatura de Transição Vítreas *	111°C	ISO 11357-2
Processamento	160-175°C	

* Determinado pelo autor, via DSC.

Esse tipo de PMMA possui a maior resistência entre os acrílicos, devido à alta massa molar obtida durante a polimerização, que ocorre simultaneamente à moldagem [8]. Através de análise por GPC, observou-se uma massa molar numérica média de 1,6 milhão g/mol.

Foram utilizadas chapas com espessura nominal de 2 milímetros ($2,16 \pm 0,07$ milímetros de espessura real), usinadas em corpos de prova de 100 milímetros de comprimento e 25,4 milímetros de largura, conforme norma ASTM D 3163 [64]. Para produção das juntas para os ensaios mecânicos de resistência ao cisalhamento sob tração, foi desenvolvido um suporte para

manter a posição de sobreposição das amostras de acordo com a geometria mostrada na Figura 4-1.

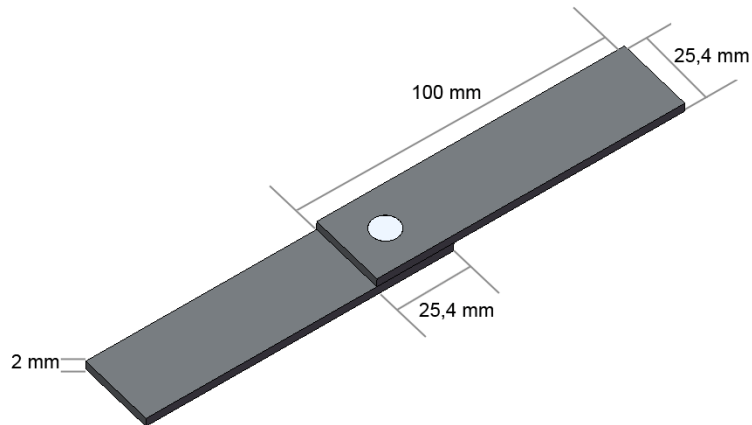


Figura 4-1 – Geometria da amostra de PMMA soldada por FSSW.

4.2 Caracterização do material de base

O material de base foi caracterizado através de microscopia ótica e ensaios mecânicos de tração (baseado na norma ISO 527 [65]) e de microdureza (ASTM E 384 [66]). O polímero também foi analisado por calorimetria diferencial exploratória (DSC), e cromatografia de permeação em gel (GPC/SEC). Essas análises, além de caracterizarem as placas originais de PMMA, foram realizadas de modo a obter uma base comparativa para os estudos de degradação termomecânica do polímero após o processo de soldagem.

4.3 Projeto de experimentos

Para produção das soldas das placas de PMMA foi empregado um planejamento de experimentos (PDE) do tipo *Fatorial Completo* – 2^K (vide Apêndice A para uma breve introdução à teoria de planejamento experimental), em que todas as combinações entre dois níveis para três fatores escolhidos foram utilizadas, ou seja, 2^3 , totalizando 8 condições. Desta maneira foi possível identificar, de maneira mais eficiente e com base estatística, através da análise de variância, a influência de cada fator nas propriedades das soldas,

além da importância da combinação entre dois ou mais parâmetros. O uso de planejamento de experimentos e suas ferramentas estatísticas têm sido empregado com frequência para se estudar diferentes processos de fabricação de materiais, incluindo a soldagem [67–70].

Os parâmetros de processo estudados foram: *Velocidade de Rotação da Ferramenta*, *Taxa de Penetração da Ferramenta* e *Tempo de Recalque*. A profundidade de penetração foi constante em 2,8 mm. A Tabela 4-2 exibe os parâmetros e as faixas de variação selecionadas.

Tabela 4-2 – Parâmetros de soldagem utilizados durante a confecção das juntas.

Parâmetros de Soldagem		
Parâmetro	Nível inferior	Nível superior
Velocidade de rotação [RPM]	2000	4000
Taxa de penetração [mm/s]	0,1	0,3
Tempo de recalque [s]	5	10

Esses valores foram selecionados com base em testes preliminares, sendo considerados os limites mecânicos do equipamento e condições que geravam soldas íntegras.

A Tabela 4-3 mostra as oito condições soldadas de acordo com o planejamento experimental *Fatorial Completo 2³*, para o estudo da influência dos parâmetros nas propriedades das soldas e a denominação utilizada durante a discussão dos resultados.

Tabela 4-3 – Condições de soldagem das amostras de PMMA.

Condições de Soldagem			
Amostra	Velocidade de Rotação [RPM]	Taxa de Penetração [mm/s]	Tempo de Recalque [s]
A	2000	0,1	5
B	2000	0,1	10
C	2000	0,3	5
D	2000	0,3	10
E	4000	0,1	5
F	4000	0,1	10
G	4000	0,3	5
H	4000	0,3	10

As respostas analisadas foram: *Temperatura Máxima no centro da solda* (atingida imediatamente após a soldagem), *Geometria do Furo deixado pela ferramenta*, *Tamanho da Área Afetada Termicamente*, *Nível de Degradação Polimérica na região da solda*, *Resistência Mecânica ao Cisalhamento sob tração* e *Tipo de Fratura das amostras ensaiadas sob Cisalhamento*. A influência do perfil da ferramenta, com variações do diâmetro do pino e do rebaixo, e presença e tipo de rosca, bem como o efeito da profundidade de penetração da ferramenta foram adicionalmente estudados, mas são apresentados no Apêndice B por não serem o foco do presente estudo.

4.4 Soldagem, histórico térmico e preparação das amostras para plastografia

As soldas foram produzidas em um equipamento de FSW, *FSW Gantry Machine*, instalado no Instituto *HZG*, na Alemanha. É um equipamento bastante robusto, já que sua principal finalidade é a soldagem FSW de metais, podendo chegar a força máxima axial de 60 kN, e velocidades de rotação de 200 a 6000 RPM. Em todas as condições houve uma penetração total da ferramenta de 2,8 milímetros, sendo 2,25 milímetros do pino e 0,55 milímetro do rebaixo. Foi selecionado um pino rosqueado de 5 mm de diâmetro e um rebaixo, com sulcos em sua superfície, de 13 mm de diâmetro, fabricados em aço 1.6358

(electroslag-remelted, maraging, warm-work tool steel (X2NiCoMo18-9-5)). A geometria da ferramenta utilizada é exibida na Figura 4-2.



Figura 4-2 – Ferramenta selecionada para a soldagem das amostras de PMMA. O pino inserido no orifício do rebaixo tem um comprimento útil de 2,25 mm.

Uma termocâmara (*Jenoptik VarioTherm*) de radiação infravermelho foi utilizada para monitorar a temperatura das amostras. Na Figura 4-3 pode-se ver o esquema dos equipamentos utilizados durante a soldagem. Com a termocâmara só é possível observar a temperatura superficial das amostras, devido ao fato de o material utilizado, como característica dos materiais poliméricos, ser um mal condutor de calor. A utilização de termopares e adesivos termo-sensíveis entre as placas para analisar a temperatura interna do material durante o processo foi testada, contudo, sem sucesso devido à rigidez e fragilidade do material que fraturava durante a soldagem. Por isso foi tomada a temperatura máxima na superfície da solda imediatamente após a retirada da ferramenta, no fim do processo de soldagem.

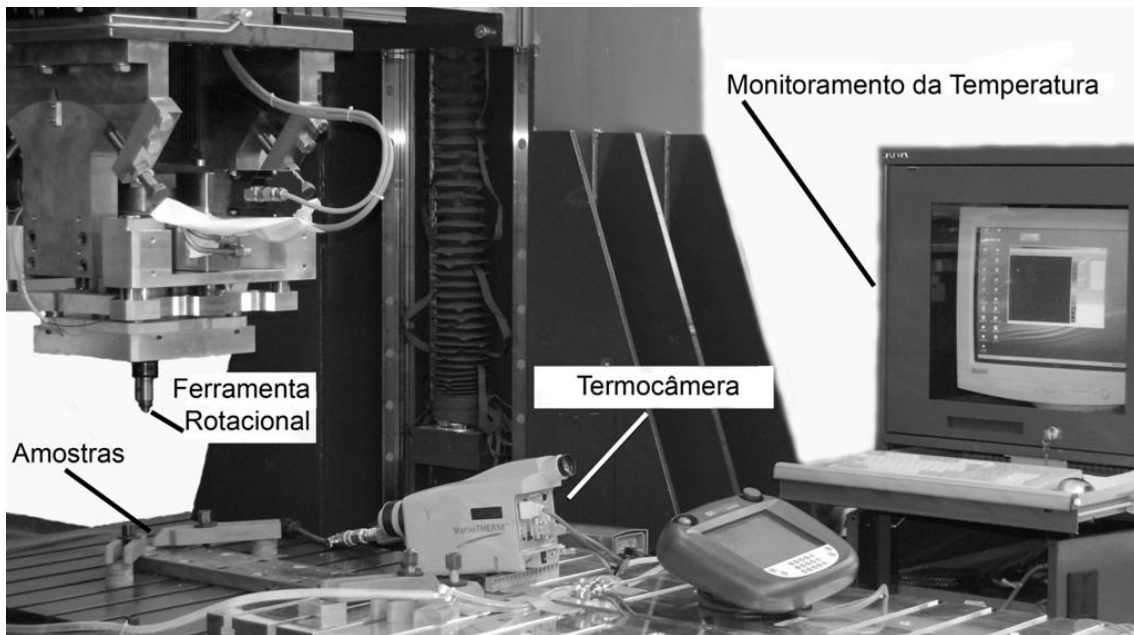


Figura 4-3 – Equipamentos utilizados durante a soldagem por FSSW.

A Figura 4-4 exibe a posição da termocâmera em relação às amostras e a região na qual foi medido o valor de temperatura.

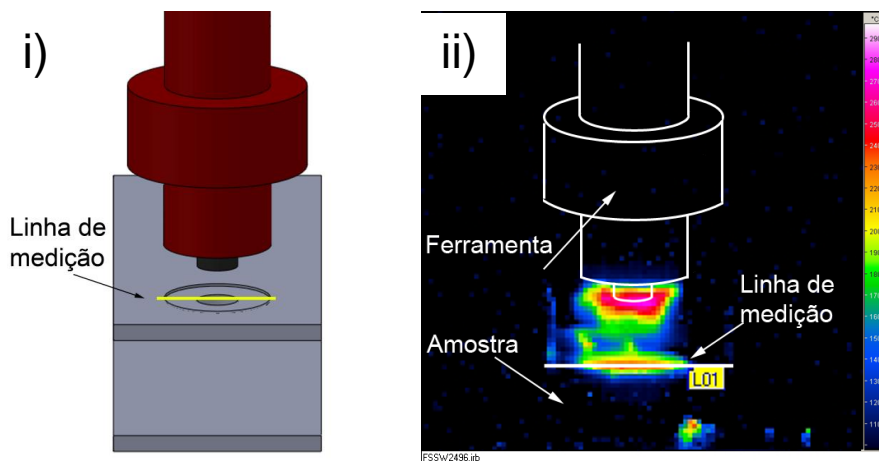


Figura 4-4 – i) Esquema da posição da amostra durante o monitoramento da temperatura. ii) Imagem obtida através da câmera de infravermelho com um esquema da posição da ferramenta. A leitura da temperatura é efetuada na região da linha de medição “L01”.

As amostras soldadas foram cortadas, em seção transversal, em uma serra de baixa velocidade (200 RPM) com disco de diamante sob resfriamento com água, embutidas em resina epóxi com baixa evolução de temperatura de cura (*Buehler Epoxicure*, Alemanha), para, em seguida, serem levadas aos processos de lixamento e polimento em pasta de diamante, possibilitando a investigação da região central da amostra.

4.5 Análise microestrutural

A análise da interface da região soldada foi efetuada utilizando um microscópio ótico *Leica Q550IW*, pertencente ao Instituto HZG e microscópio ótico de luz polarizada *Leica DMR-XP*, pertencente ao DEMa/UFSCar, para medir a área soldada, área afetada termicamente e verificar a presença de defeitos na região da solda.

4.6 Avaliação das propriedades mecânicas locais via microdureza

Através de um microdurômetro Vickers *Zwick/Roell ZHV*, localizado no Instituto HZG, identificou-se diferenças nos valores de dureza entre as regiões da solda, revelando a presença de áreas afetadas termo-mecanicamente durante o processo.

Foi utilizada carga de 50 gramas (HV 0,05), com tempo de indentação de 15 segundos e distância entre indentações de 300 μm baseado no procedimento de medição de microdureza introduzido por Fakirov e colaboradores [71]. A conversão dos valores de microdureza Vickers (HV), em MPa foi realizada conforme a Equação (4-1):

$$HV = \frac{1,854 \times P}{d^2} \quad (4-1)$$

sendo **P** a força aplicada, em kgf, e **d** a média aritmética das diagonais formadas pela indentação, em milímetros [72].

4.7 Análise da degradação termomecânica

Nas análises via calorimetria diferencial exploratória (DSC), foram utilizadas cerca de 9 miligramas de material extraídos do material de base e da região da solda esquematizada na Figura 4-5, com o uso de bisturi cirúrgico, para cada corrida, sendo que foram realizadas duas corridas por condição.

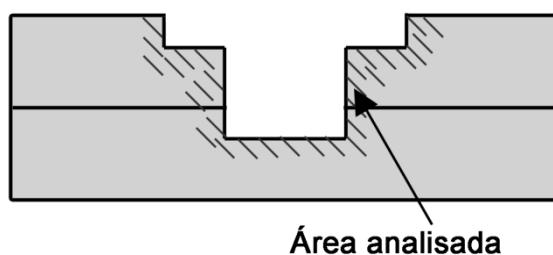


Figura 4-5 – Nesse esquema, a área hachurada indicada foi removida para as análises térmicas via DSC e GPC.

Foram efetuados dois aquecimento e um resfriamento, entre 0 e 150 °C, com taxa de 10°C/min. Os valores de T_g foram calculados a partir do ponto máximo da derivada da curva de DSC na região de transição, conforme norma ISO 11.357 [16]. Utilizou-se um equipamento DSC *Mettler Toledo, modelo 822e*, ciclo duplo de aquecimento de 0 a 150°C, a 10°C/min, com gás nitrogênio, pertencente ao CCDM/UFSCar. Nas análises de cromatografia de permeação em gel (GPC) utilizou-se um equipamento Dual 270 Visc-LS, da Viscotek, solvente tetrahidrofurano, concentração polimérica de 10,0 mg/ml, fluxo de 1,0 ml/min, realizadas no laboratório Polyanalytik, obtendo-se resultados que foram utilizados para comparação com os valores do material de base, e então, avaliação do nível de degradação térmica das juntas.

4.8 Ensaios mecânicos

Os ensaios de cisalhamento sob tração foram realizados em um equipamento de ensaios mecânicos universal *Zwick/Roell 1478*, pertencente ao Instituto HZG, baseados na norma ASTM D 3163 [64], e com velocidade de

distanciamento das garras de 2 mm/min, à temperatura ambiente média de 20°C.

4.9 Avaliação dos tipos de fratura e mecanismos de fratura

As amostras fraturadas durante o ensaio de resistência ao cisalhamento foram classificadas de acordo com o tipo de fratura e analisadas através de um Estereomicroscópio e Microscópio Ótico para a observação da superfície de fratura, como objetivo de identificar a origem das falhas.

4.10 Análise dos resultados

Os resultados obtidos através dos ensaios foram plotados em função das condições de processo. Em seguida, todos os resultados foram analisados utilizando um *software* estatístico *Minitab® 16*, de modo a fornecer às comparações um maior grau de confiabilidade.

Além dos gráficos padrões para análise de resultados, foram empregados também gráficos de interação, para avaliação do nível de interdependência entre os parâmetros, e também diagramas de Pareto. Utilizando um diagrama de Pareto, foi possível observar se a contribuição de cada parâmetro, ou da interação entre eles, é estatisticamente significativa. Aqueles fatores que cruzaram a linha de referência (relacionada ao nível de confiança escolhido para a análise de variância – ANOVA, vide Apêndice A) foram considerados potencialmente importantes [67]. Nesse estudo foi escolhido um nível de confiança de 95%.

Os valores das respostas também foram analisados através do teste Tukey para comparar e analisar as melhores condições experimentais. Essa análise agrupa as condições consideradas estatisticamente iguais e ordena aquelas consideradas diferentes, avaliação que a ANOVA não possibilita. Adicionalmente, foram propostos modelos estatísticos para descrever o comportamento das respostas em relação à variação dos principais parâmetros [67].

4.11 Planejamento e execução das atividades

O trabalho de mestrado foi iniciado no segundo semestre de 2010 na UFSCar. A soldagem das amostras e parte das análises foram realizadas no Instituto HZG, na Alemanha. No primeiro trimestre de 2012 foram realizados ensaios complementares, novamente no instituto HZG, em atividade relacionada a uma bolsa oferecida pela FAPESP (Bolsa de Estágio de Pesquisa no Exterior – BEPE).

Um fluxograma exhibe as principais etapas do trabalho apresentado nessa dissertação, na Figura 4-6.

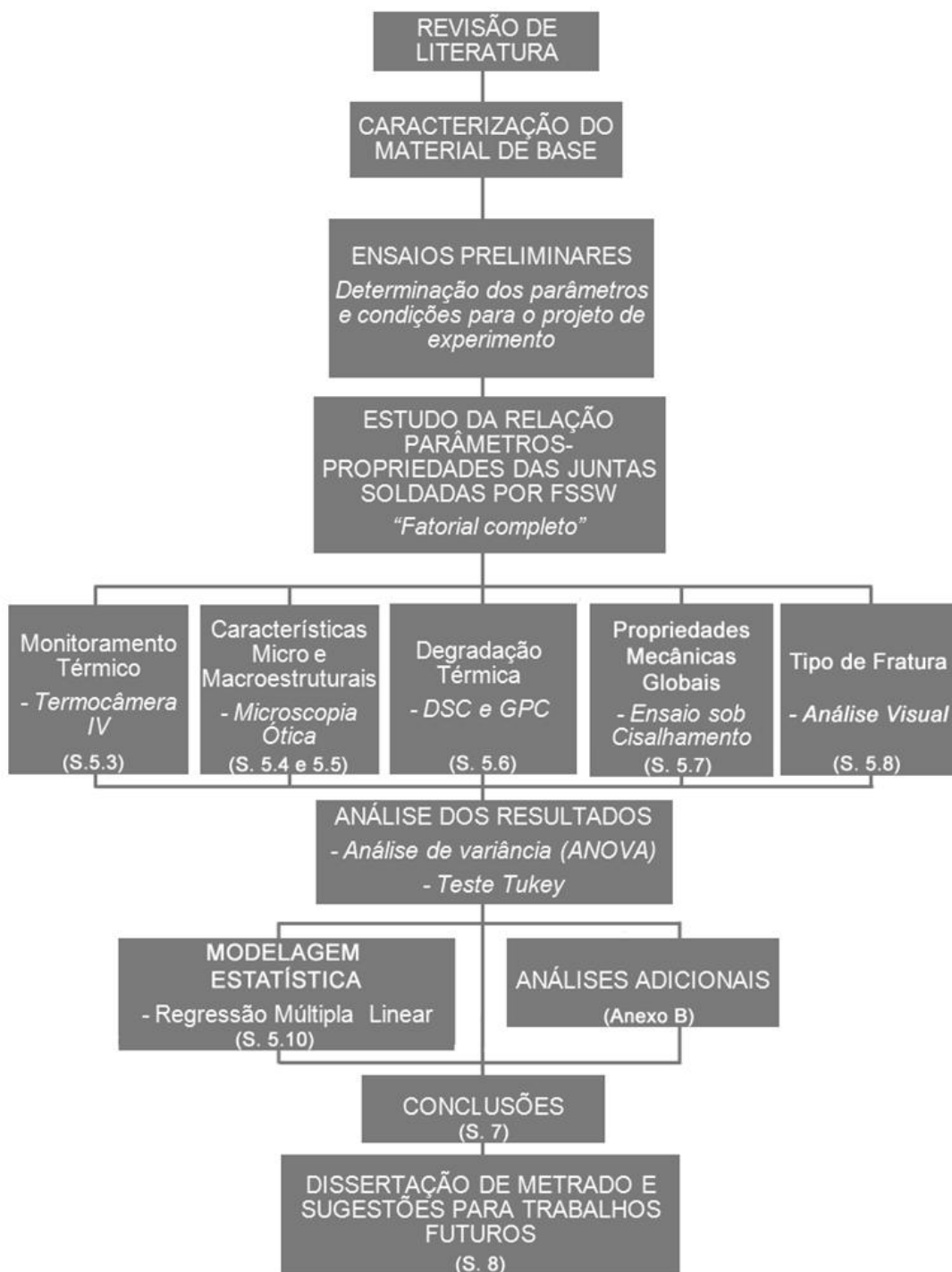


Figura 4-6 – Fluxograma com as principais etapas do projeto.

Após uma breve revisão de literatura para identificar o estado da arte em soldagem ponto por fricção, bem como esclarecer outros conceitos pertinentes ao trabalho, iniciaram-se as análises pela caracterização do material de base. Em seguida, foram determinadas as condições de soldagem a serem utilizadas durante os experimentos, baseadas nos resultados de testes preliminares.

Após o delineamento experimental, seguindo um planejamento do tipo fatorial completo, foi realizada a soldagem das amostras, para em seguida serem realizadas as seguintes análises e caracterizações: avaliação da temperatura máxima registrada na superfície da solda (Seção 5.3), avaliação da geometria do furo deixado pela ferramenta no centro da solda (Seção 5.4), análise da área afetada termicamente (Seção 5.5), avaliação do nível de degradação térmica das amostras (Seção 5.6), avaliação da resistência mecânica ao cisalhamento sob tração (Seção 5.7), análise do tipo de fratura apresentado pelas amostras (Seção 5.8). Com os resultados das análises, foram propostos modelos estatísticos otimizados que melhor descreveram as relações entre parâmetros de soldagem e propriedades analisadas (Seção 5.10).

Foram também realizadas análises adicionais para avaliar a influência das características da ferramenta e da profundidade de penetração na resistência mecânica ao cisalhamento sob tração (Apêndice B). As principais conclusões obtidas estão exibidas na Seção 7, e as sugestões para complementação desse trabalho estão listadas na Seção 8.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Caracterização do material de base

As análises, através de microscopia ótica, do material de base mostraram que se trata de um material homogêneo, sem a presença de poros ou defeitos macroestruturais.

Os valores médios de microdureza do material de base obtidos na espessura das placas moldadas são exibidos na Tabela 5-1, tanto para a direção tomada como paralela (L-T) quanto para a direção perpendicular (T-L).

Tabela 5-1 – Valores médios de microdureza Vickers medidos no material de base.

Ensaio de Microdureza Vickers		
	Direção L-T [MPa]	Direção T-L [MPa]
Média	215,4	217,8
Desvio	4,3	3,0

Observa-se que os valores são similares, ou seja, praticamente não há diferenças de orientação molecular na amostra (propriedades isotrópicas), o que já era esperado devido ao tipo de fabricação do acrílico utilizado (*casting*).

O material de base obtido na forma de chapas foi mecanicamente testado sob tração em amostras usinadas (na direção L-T), de acordo com a norma ISO 527 [66], exibindo valores de resistência à tração na ruptura na faixa de 72 MPa e deformação de ruptura de cerca de 2,5%. A Figura 5-1 exhibe as curvas tensão deformação e a Tabela 5-2 mostra e os principais valores obtidos do ensaio sob tração para cinco corpos-de-prova de PMMA ensaiados com velocidade de deslocamento das garras de 2 mm/min à temperatura ambiente.

Os corpos de prova apresentaram pequena deformação plástica na ruptura, devido à natureza essencialmente frágil sob ruptura do PMMA.

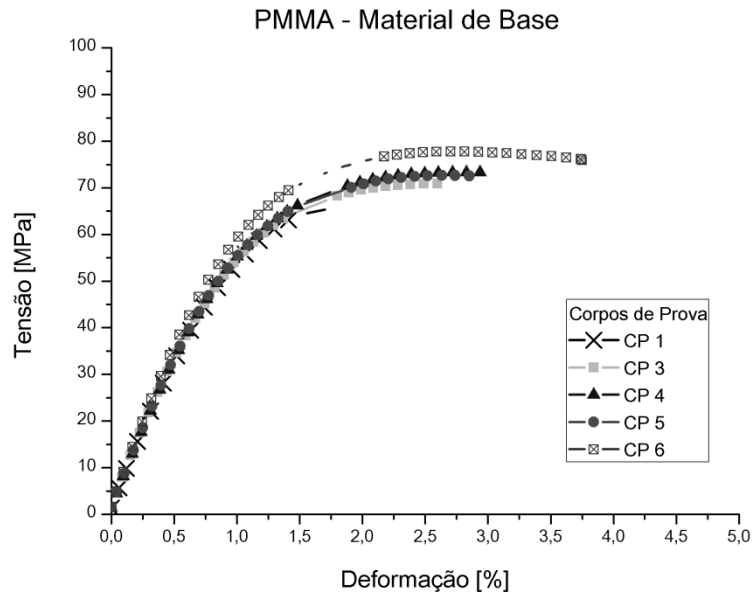


Figura 5-1 – Curvas tensão-deformação obtidas do ensaio sob tração do material de base PMMA utilizado no estudo.

Tabela 5-2 – Principais valores obtidos do ensaio mecânico sob tração de amostras de PMMA.

Ensaio sob Tração			
	Módulo Elástico [GPa]	Resistência na Ruptura [MPa]	Deformação na Ruptura [%]
CP 1	7,63	66,00	1,79
CP 3	7,94	70,87	2,60
CP 4	7,60	73,32	2,81
CP 5	7,69	72,67	2,65
CP 6	8,37	77,80	2,68
Média	7,85	72,13	2,51
Desvio	0,32	4,27	0,41

5.2 Soldagem das amostras

Para cada condição pertencente ao experimento planejado, foram soldadas oito réplicas para os ensaios mecânicos e análise de fratura e duas réplicas para caracterização por microscopia, quatro réplicas para medição de temperatura e duas réplicas para análises térmicas. A Figura 5-2 exibe o exemplo de uma amostra de PMMA soldada por FSSW.

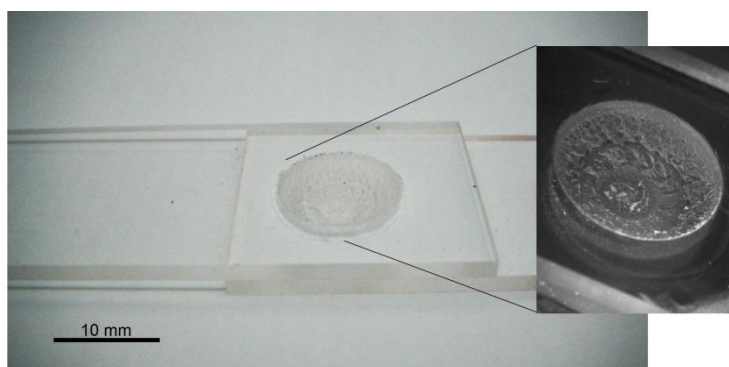


Figura 5-2 – Amostra de PMMA soldada por FSSW. Detalhe do furo característico no centro da solda, deixado pela ferramenta.

5.3 Monitoramento da temperatura

Para a análise da influência dos parâmetros na geração de calor durante a soldagem, tomou-se a média da temperatura máxima registrada por termografia via infravermelho na superfície da região da solda, como descrito na Figura 4-4. O monitoramento da temperatura foi iniciado no instante que a ferramenta deixa de estar em contato com as amostras. Sendo assim, a temperatura máxima medida corresponde à temperatura no final do processo, com o PMMA ainda amolecido. Esse valor pode ser considerado como representante da temperatura na zona de fricção devido à baixa condutividade térmica do polímero, cujo monitoramento não foi possível.

Na Figura 5-3 são exibidas as médias, entre quatro réplicas, do valor máximo medido em cada condição soldada. As temperaturas medidas variaram

entre cerca de 220°C e 290°C. O erro relativo ao equipamento está na faixa de $\pm 5^\circ\text{C}$.

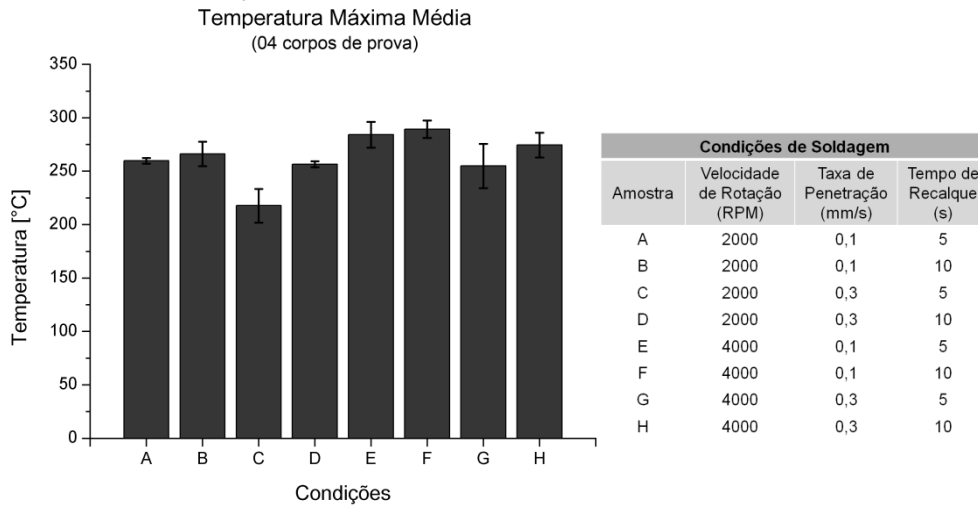


Figura 5-3 – Média da temperatura máxima registrada em cada condição.

Na Figura 5-4, pode-se observar como cada parâmetro influenciou no comportamento da temperatura máxima média na região de soldagem das amostras. Esse gráfico conhecido como “média das médias” demonstra como as médias aritméticas de uma determinada resposta variam para com a média aritmética total, para os níveis mínimo e máximo dos fatores do planejamento experimental.

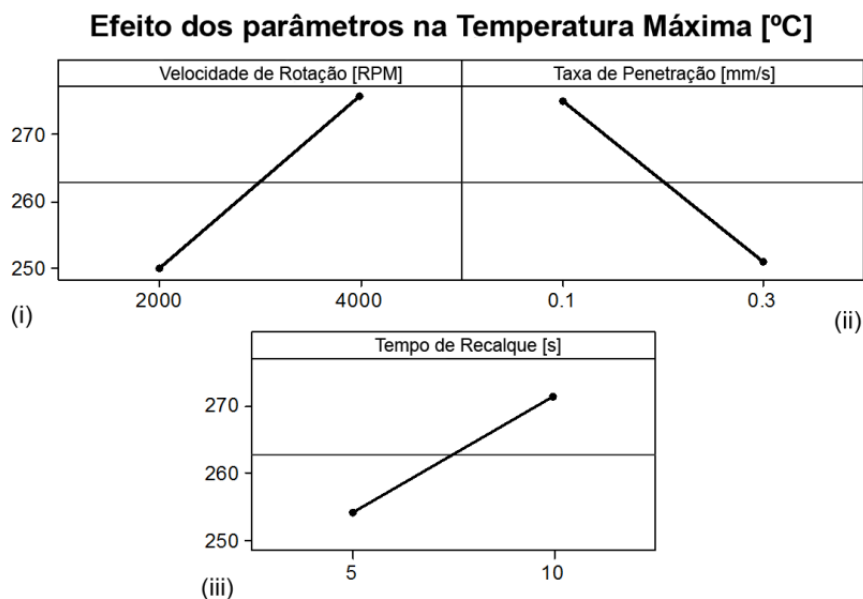


Figura 5-4 – Efeito de cada parâmetro de soldagem na temperatura máxima média das soldas ponto de PMMA.

É possível notar que quanto maior a rotação da ferramenta (Figura 5-4 (i)), maior foi o calor gerado devido a maior taxa de cisalhamento imposta. Sabe-se que nos processos de soldagem por fricção em polímeros existe uma fase inicial muito curta (alguns centésimos de segundo), onde o calor é gerado por fricção coulombiana (no estado sólido). Uma superfície, mesmo que polida, apresenta microasperidades; essas são destruídas pelo movimento relativo entre as superfícies friccionadas, gerando calor oriundo da deformação plástica [73]. Com isso a temperatura aumenta, eventualmente ultrapassando as temperaturas de transição vítrea e/ou de fusão do polímero. Nesse momento o regime de fricção passa a ser do tipo dissipação viscosa (ou no estado fundido) e dura até o final da rotação entre as partes. Nessa fase, a geração de calor acontece por dissipação de energia interna, oriunda do efeito de desenovelamento das macromoléculas no estado amolecido/fundido, através da quebra de ligações secundárias entre as cadeias [74]. Sendo assim maiores rotações resultam em maiores taxas de cisalhamento aumentando a dissipação viscosa e a temperatura. Bilici e colaboradores [41] e Arici e seus

colaboradores [53] observaram um comportamento semelhante da temperatura processual e a rotação para soldas pontuais em HDPE e PP.

Em relação à taxa de penetração (Figura 5-4 (ii)), quanto mais lento o movimento, maior foi o aumento de temperatura registrado, devido ao maior tempo de fricção. Su e colaboradores [38] e [44] estudaram a geração de calor em FSSW e observaram que o tempo de soldagem tem um papel fundamental na geração de calor. Su e colaboradores, Bilici e colaboradores [41] e Arici e Mert [53] também observaram que tempos de soldagem mais longos aumentam a temperatura processual, tanto em juntas poliméricas quanto em juntas metálicas.

Devido ao mesmo fenômeno físico argumentado para o tempo de fricção, pôde-se observar que quanto maior o tempo de recalque (Figura 5-4 (iii)), ou seja, quanto mais tempo a ferramenta permaneceu no interior das amostras friccionando o material amolecido, maior a elevação da temperatura.

Para avaliar se a temperatura máxima registrada foi influenciada por alguma interação entre os parâmetros, foram plotados gráficos de interação, mostrados na Figura 5-5.

Nesse tipo de gráfico é possível analisar qual o comportamento da resposta investigada quando dois parâmetros são variados ao mesmo tempo. O paralelismo entre as linhas do gráfico entre os valores obtidos indica que alterações no nível do parâmetro referência (eixo x da abscissa) não alteraram a resposta (eixo y das ordenadas) para ambos os níveis do segundo parâmetro considerado, ou seja, esses parâmetros não interagiram.

Quanto maior a diferença entre as inclinações das retas do gráfico, mais significativa foi a interação entre os parâmetros relacionados. Interação, nesse contexto, significa que o modo como a resposta variou não terá o mesmo comportamento durante a mudança do parâmetro referência para os diferentes níveis do outro parâmetro analisado, o que pode ser classificado como uma interação construtiva ou destrutiva.

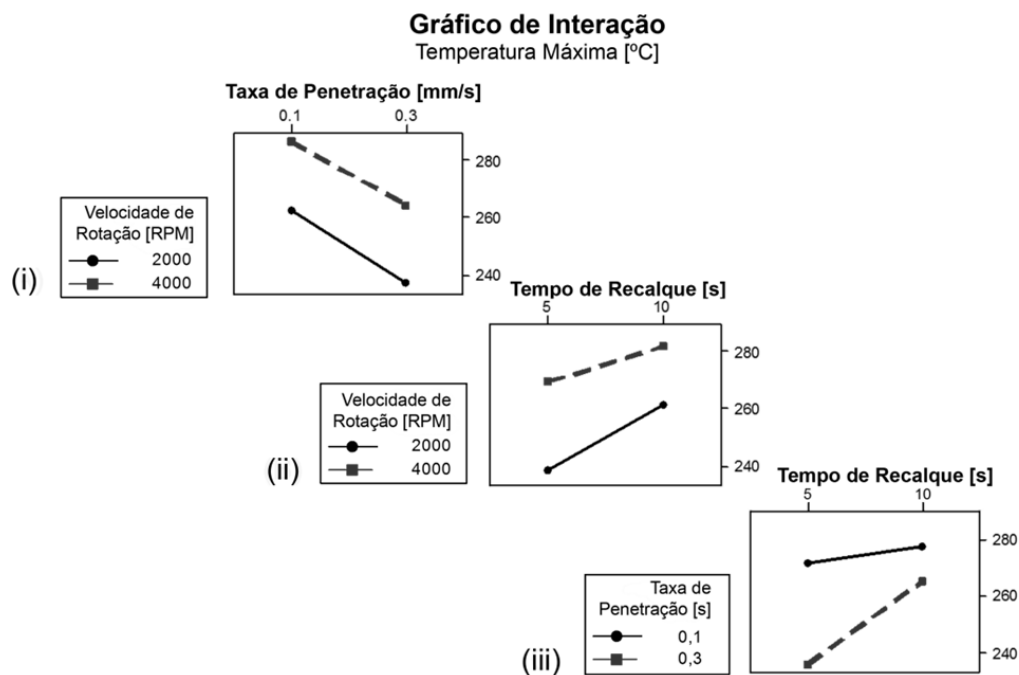


Figura 5-5 – Gráficos de interação entre dois dos parâmetros de soldagem para a temperatura máxima média.

Observando o efeito conjunto entre dois dos fatores, como ilustrado na Figura 5-5, pode-se notar que o comportamento da temperatura em relação a variações na taxa de penetração não foi afetado pela velocidade de rotação da ferramenta (Figura 5-5 (i)). A mesma tendência foi observada na variação do tempo de recalque para diferentes velocidades de rotação (Figura 5-5 (ii)). Entretanto, pode-se notar que houve uma pequena interação significativa entre os parâmetros tempo de recalque e taxa de penetração, devido à grande diferença de inclinação entre as retas (Figura 5-5 (iii)).

A variação no tempo de recalque praticamente não afetou a geração de calor quando se utilizou uma taxa de penetração da ferramenta de 0,1 mm/s. Tomando o tempo total de soldagem no caso da curva para 0,1 mm/s (Figura 5-5 (iii)), ou seja, tempo de penetração somado ao tempo de recalque, o acréscimo de tempo, referente ao aumento do tempo de recalque de 5 s para 10 s, foi de cerca de 13%, ou de 33 segundos para 38 segundos. Porém, quando aumentado o tempo de recalque para a condição com taxa de

penetração de 0,3 mm/s, um acréscimo de cerca de 25%, de 14 segundos para 19 segundos, no tempo total de soldagem foi observado, resultando, proporcionalmente, em mais tempo de transferência de calor e, assim, aumentando a temperatura das juntas nessa condição.

Através da análise de variância (ANOVA), exibida na Tabela 5-3, pôde-se determinar se a contribuição dos parâmetros foi estatisticamente significativa ou não.

Tabela 5-3 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem na temperatura máxima média.

Fonte	GL	SQ Seq	SQ Ajs	MQ Ajs	P
<i>Velocidade de Rotação (VR)</i>	1	5263,10	5263,10	5263,12	0,00
<i>Taxa de Penetração (TP)</i>	1	4591,90	4591,90	4591,93	0,00
<i>Tempo de Recalque (TR)</i>	1	2447,00	2447,00	2447,03	0,00
<i>VR * TP</i>	1	28,90	28,90	28,86	0,66
<i>VR * TR</i>	1	208,90	208,90	208,95	0,24
<i>TP * TR</i>	1	1087,50	1087,50	1087,53	0,01
<i>VR * TP * TR</i>	1	162,80	162,80	162,77	0,30
<i>Erro</i>	24	3494,90	3494,90	145,62	
<i>Total</i>	31	17285,10			

GL: Graus de liberdade; SQ Seq: Soma dos quadrados (sequencial); SQ Ajs: Soma dos quadrados (ajustado); MQ: Média dos quadrados; P: teste-p de significância.

Considerando um nível de confiança de 95%, através do teste-p foi possível identificar quais tratamentos são significantes na resposta analisada [48,57,68,75–79]. O valor p está relacionado ao teste estatístico de hipóteses, cuja informações adicionais podem ser encontradas no Apêndice A. Aqueles fatores que apresentaram valor de p menor ou igual ao nível de confiança α (referente ao nível de confiança: $\alpha = 1 - 0,95 = 0,05$), são estatisticamente

relevantes, enquanto aqueles com p maior que α não possuem importância significativa [67].

O diagrama de Pareto, plotado a partir de valores absolutos do efeito de cada parâmetro ou combinação entre parâmetros, determina a magnitude e importância de cada efeito. O eixo x mostra o valor absoluto do efeito padronizado, a partir da estatística *t-Student*, que é calculado dividindo o valor de cada coeficiente pelo seu erro padrão. A linha de referência é calculada com base no nível de confiança escolhido, α , e na distribuição *t-Student* [80]. Aquelas fatores que cruzarem a linha de referência, relacionada ao nível de confiança ($\alpha = 5\%$) escolhido para a análise de variância, ANOVA, são considerados estatisticamente significantes [67].

Na Figura 5-6 tem-se o diagrama de Pareto mostrando a significância estatística de cada parâmetro, bem como suas interações secundárias e terciárias, na determinação da temperatura máxima média.

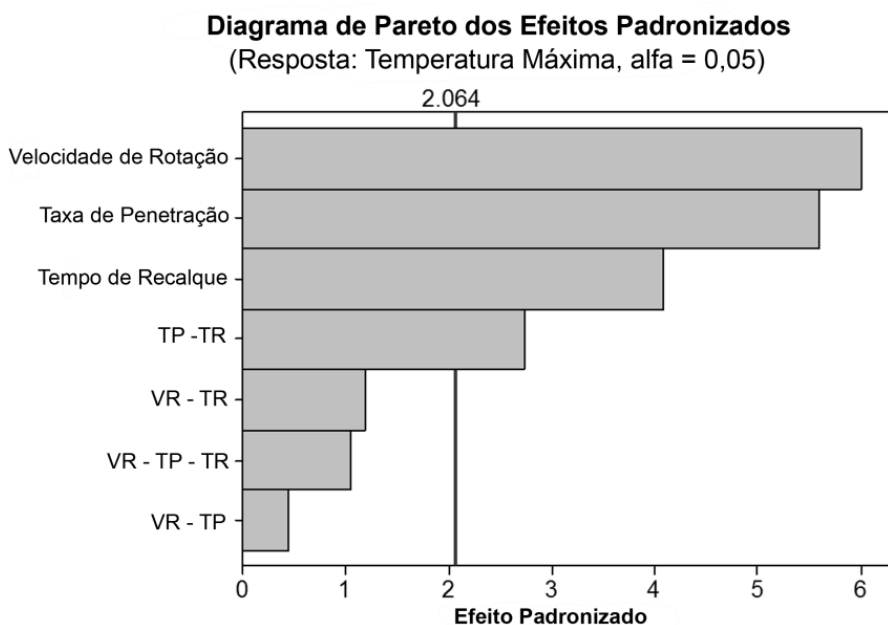


Figura 5-6 – Diagrama de Pareto para temperatura máxima. (VR: Velocidade de Rotação; TP: Taxa de Penetração; TR: Tempo de Recalque).

Pôde-se observar que a velocidade de rotação teve maior participação na geração de calor durante o processo. A alta rotação impôs intensa fricção entre a ferramenta e o material a ser soldado, estando, desse modo, diretamente relacionada com a taxa de cisalhamento e geração de calor friccional por dissipação viscosa, como discutido anteriormente.

Em segundo lugar, a taxa de penetração da ferramenta apareceu como importante gerador de calor. Um avanço lento da ferramenta permitiu, simultaneamente, um maior período de cisalhamento e também um maior tempo de contato entre o material polimérico e a ferramenta metálica, aquecida devido ao atrito durante o processo.

O tempo de recalque, em terceiro lugar, assim como a interação secundária *taxa de penetração - tempo de recalque*, em quarto lugar, apresentaram uma menor contribuição na geração de calor, porém estatisticamente relevantes para a faixa de parâmetros de soldagem estudados. Esses fatores estão relacionados ao tempo de aquecimento do material polimérico durante o atrito com a ferramenta. Os demais fatores considerados não apresentaram importância estatística significativa para a geração calor, dentro das condições estudadas.

De fato, a condição em que foi registrada a menor temperatura máxima média, Condição C (Figura 5-3), foi aquela com menor velocidade de rotação (2000 RPM), maior taxa de penetração (0,3 mm/s) e menor tempo de recalque (5 s) enquanto a Condição F, que registrou a maior temperatura máxima média foi aquela com a maior velocidade de rotação (4000 RPM), menor taxa de penetração (0,1 mm/s) e maior tempo de recalque (10 s), ou seja, os três parâmetros mais importantes estatisticamente.

5.4 Análise da geometria da solda

A Figura 5-7 exhibe a seção transversal de uma típica amostra de PMMA soldada por FSSW.

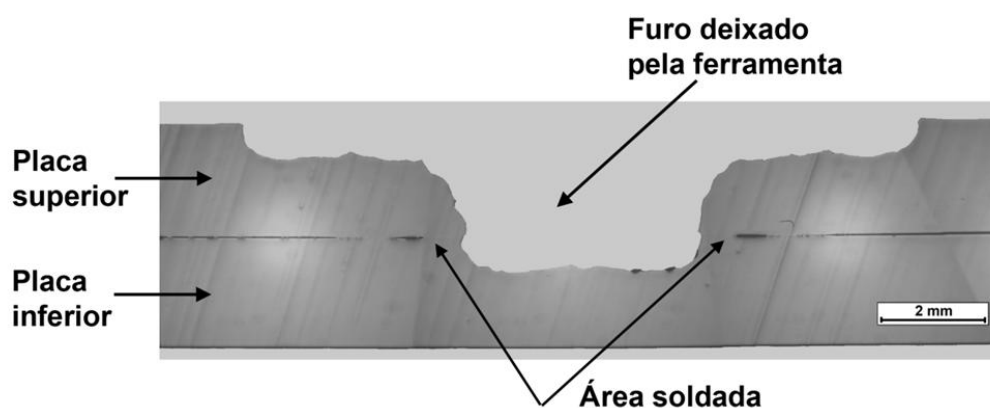


Figura 5-7 – Típica junta de PMMA soldada por FSSW (2000 RPM; 0,3 mm/s; 5 s). A solda possui uma geometria anular, localizada ao redor do furo característico deixado pela ferramenta no centro da junta.

Observa-se o furo característico no centro da solda FSSW, deixado pela ferramenta após o processo. Esse furo é também conhecido como *keyhole*. A área soldada é uma região anular, entre as placas, localizada ao redor do orifício central.

A seção transversal de cada condição soldada dentro do planejamento experimental desse trabalho (Tabela 4-3) é exibida na Figura 5-8.

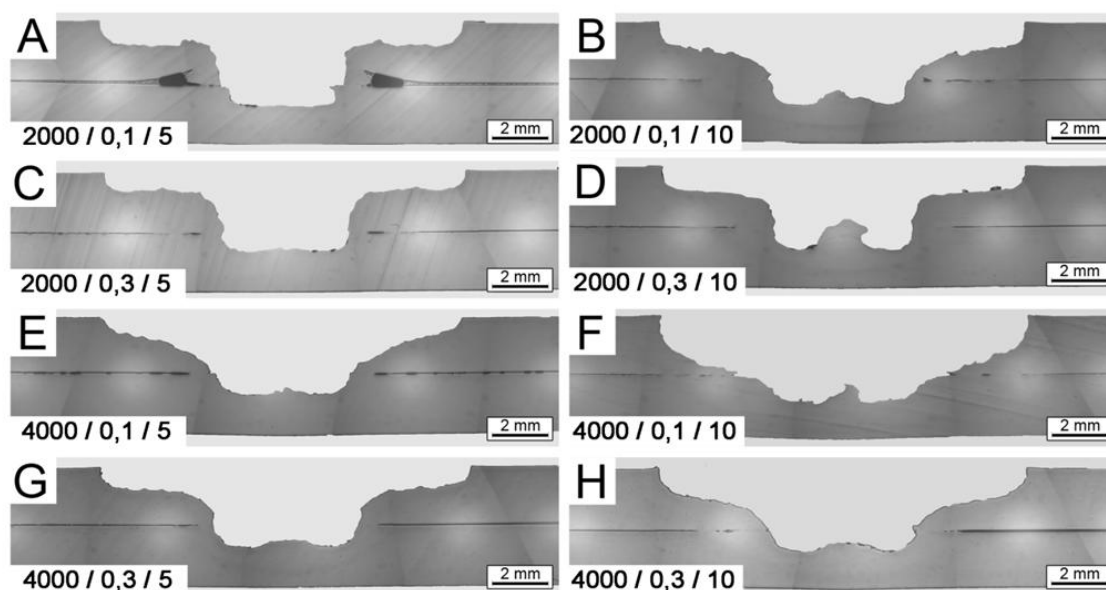


Figura 5-8 – Seção transversal das amostras de PMMA soldadas por FSSW. Cada amostra representa uma das condições soldadas dentro do planejamento de experimentos.

As amostras soldadas não exibiram nenhuma mudança relevante visível na microestrutura da zona soldada, como linhas de fluxo, mudança de cor ou nível de transparência e presença de defeitos em relação ao material de base PMMA.

Foi possível observar que o formato do furo deixado pela ferramenta variou de acordo com as condições de soldagem. Pôde-se notar que as geometrias das amostras variaram desde um formato próximo ao formato da ferramenta (por exemplo, Condição A, Figura 5-8), passando por formatos intermediários, até chegar à condição extrema, em que o formato se aproxima a uma geometria semi-esférica (Condição F, Figura 5-8), devido à remoção de acentuada de material.

A presença do furo no centro da solda é um defeito concentrador de tensão, e seu tamanho e geometria estão relacionados a diferentes níveis de tensão, além de influenciar no tamanho da área soldada e espessura das

placas, conseqüentemente, refletindo nas propriedades mecânicas estáticas e dinâmicas das juntas [41,45–47,81].

Utilizou-se a ferramenta de medição de área de um software de imagens, (*Photoshop CS3*) para medir a área da região transversal do furo central deixado pela ferramenta nas macrografias da seção transversal das amostras, conforme esquema da Figura 5-9.

É importante salientar que dois fatores podem alterar o resultado final da medição gráfica da área do furo. A variação na tolerância da espessura real das placas pode afetar o quanto, efetivamente, a ferramenta penetrou durante o processo, influenciando diretamente no tamanho do furo no centro da solda. Outro fator que pôde ter influenciado a medida da área é o processo de preparação plastográfica para análise via microscopia ótica. Sendo a região da solda circular, variações no tempo de lixamento podem levar a um maior desgaste da amostra, resultando em pequenos deslocamentos do plano de corte transversal em relação ao centro real da solda.

Para anular esses efeitos foi utilizado um fator de correção no cálculo da área, como esquematicamente representado na Figura 5-9: dividiu-se o valor obtido pelo comprimento do furo na parte superior da amostra e pela profundidade máxima da ferramenta, e e l respectivamente, como exibido na Equação (5-1).

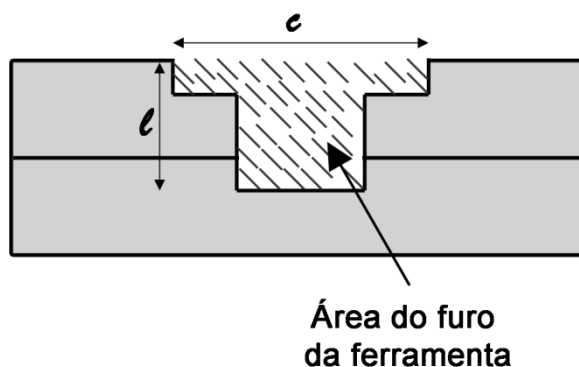


Figura 5-9 – Esquema da medição da área corrigida transversal do furo deixado pela ferramenta após o processo de soldagem.

$$AF_c = \frac{\text{área do furo da ferramenta medida via software}}{l * c} * 100 \quad (5-1)$$

Na Figura 5-10, observa-se o efeito dos parâmetros principais na resposta área corrigida do furo. Os valores usados no cálculo de AF_c são apresentados no Apêndice E.

Efeito dos parâmetros no Tamanho do Furo da Ferramenta [u.a.]

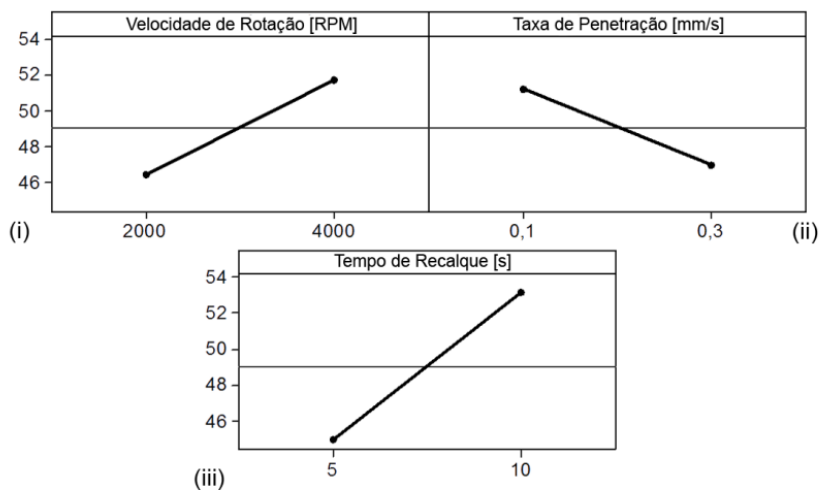


Figura 5-10 – Efeito de cada parâmetro de soldagem no tamanho da área corrigida do furo deixado pela ferramenta no centro da solda.

Sabe-se que a viscosidade do fundido é diretamente influenciada pela temperatura e taxa de cisalhamento, diminuindo com esses parâmetros [82]. No caso de FSW e FSSW de metais, essa variação pode ser estimada experimentalmente por variações no torque da ferramenta. Apesar da máquina de soldagem utilizada ser equipada com sensor de medição de torque, esse não foi capaz de detectar as variações no torque das soldas em PMMA, por ser otimizado para medição de torques maiores, tipicamente observados em soldagem de metais.

Pôde-se notar, na Figura 5-10, que o efeito dos parâmetros principais no tamanho do furo seguiu o mesmo comportamento que na temperatura máxima

média (Figura 5-4), ou seja, condições em que se tem maior geração de calor, como alta velocidade de rotação, baixa taxa de penetração e alto tempo de recalque, levaram a maior área do furo no centro da solda.

Essa tendência se deveu ao fato de que o aumento da temperatura – e da taxa de cisalhamento, no caso de maiores rotações – devido ao atrito da ferramenta metálica com as amostras, amoleceu mais o material polimérico, diminuindo a viscosidade do fundido. Uma porção desse material amolecido ficou aderida à ferramenta ao fim do processo de soldagem, removendo parte do material no centro da solda.

Na Figura 5-11, foram analisados os efeitos das interações entre os parâmetros na resposta área do furo da ferramenta.

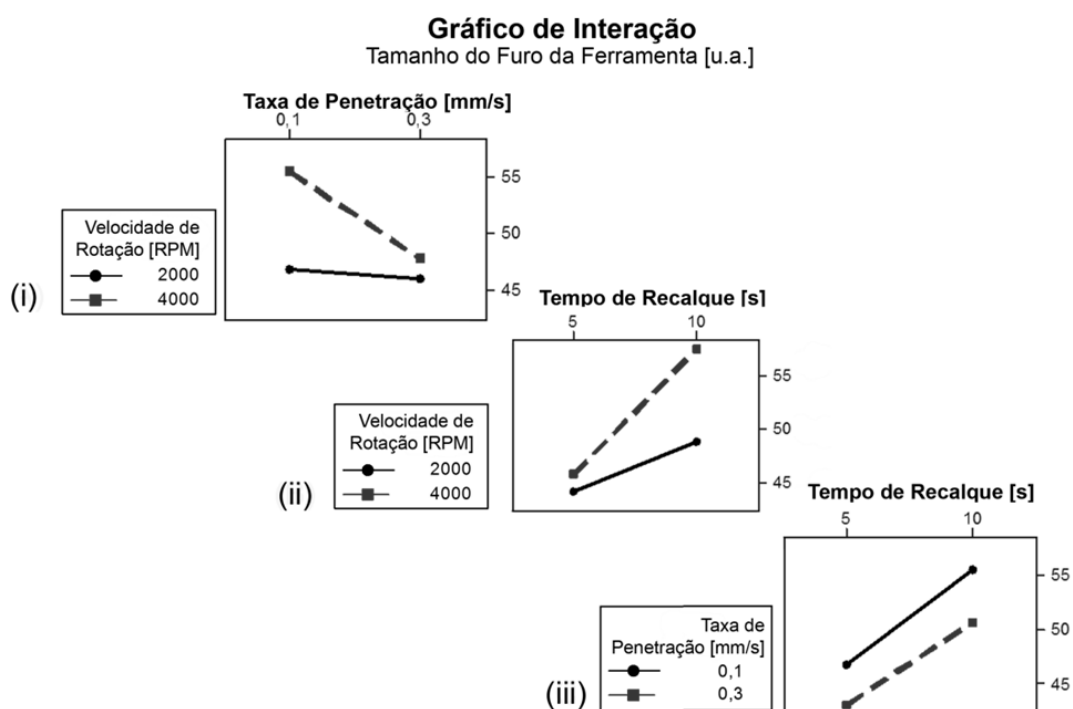


Figura 5-11 – Gráfico de interações entre dois parâmetros de soldagem para a resposta tamanho do furo da ferramenta no centro da solda.

Como observado anteriormente na Figura 5-10 (ii), a redução da taxa de penetração, ou seja, aumento do tempo de fricção entre a ferramenta e o material polimérico, resultou no aumento da quantidade de material removido

do centro da solda. No entanto, nota-se, na Figura 5-11 (i), que esse aumento foi mais perceptível para velocidade de rotação de 4000 RPM, levando a conclusão de que ocorreu uma interação sinérgica entre os fatores, no sentido de maior geração de calor quando essas condições – baixa taxa de penetração, devido ao maior tempo de penetração e alta velocidade de rotação, devido à maior taxa de cisalhamento – foram combinadas.

Na Figura 5-10 (iii), teve-se que um aumento no tempo de recalque levou ao aumento da área do furo no centro da solda. Esse aumento, porém, foi mais acentuado nas condições com velocidade de rotação de 4000 RPM (Figura 5-11 (ii)). A interação indica que a alta taxa de cisalhamento somada ao longo tempo de permanência sob cisalhamento resultou em alta geração de calor e amolecimento de grande volume de material polimérico, ocasionando a remoção de grande quantidade de material no centro da solda.

A relação *tempo de recalque – taxa de penetração* (Figura 5-11 (iii)) apresentou uma discreta interação, identificada apenas por uma pequena diferença entre as inclinações das retas. Foi possível observar que, aumentando o tempo de recalque de 5 s para 10 s, observou-se uma variação maior na área do furo para condições com menor taxa de penetração (0,1 mm/s). A combinação de tempos maiores de contato com a ferramenta apresentou um efeito sinérgico na geração e transferência de calor, ocasionando o amolecimento de maior volume de material e, conseqüentemente, maior extração de massa polimérica do centro da solda no fim do processo.

Na Tabela 5-4, é exibida a análise de variância (ANOVA) para a área do furo da ferramenta.

Tabela 5-4 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem na área do furo característico deixado pela ferramenta.

Fonte	GL	SQ Seq	SQ Ajs	MQ Ajs	P
<i>Velocidade de Rotação (VR)</i>	1	331,76	331,76	331,76	0,00
<i>Taxa de Penetração (TP)</i>	1	216,67	216,67	216,67	0,00
<i>Tempo de Recalque (TR)</i>	1	814,00	814,00	814,00	0,00
<i>VR * TP</i>	1	140,44	140,44	140,44	0,00
<i>VR * TR</i>	1	152,38	152,38	152,38	0,00
<i>TP * TR</i>	1	5,04	5,04	5,04	0,30
<i>VR * TP * TR</i>	1	1,25	1,25	1,25	0,60
<i>Erro</i>	40	181,21	181,21	4,53	
<i>Total</i>	47	1842,75			

GL: Graus de liberdade; SQ Seq: Soma dos quadrados (sequencial); SQ Ajs: Soma dos quadrados (ajustado); MQ: Média dos quadrados; P: teste-p de significância.

Pela tabela ANOVA, através da observação do valor de p , foi possível observar quais fatores analisados tiveram importância significativa no processo – no caso determinação da área do furo da solda. Além disso, foi possível ordenar os fatores em grau de importância. O diagrama de Pareto, exibido na Figura 5-12, apresenta os fatores em ordem de importância na determinação do tamanho do furo da ferramenta.

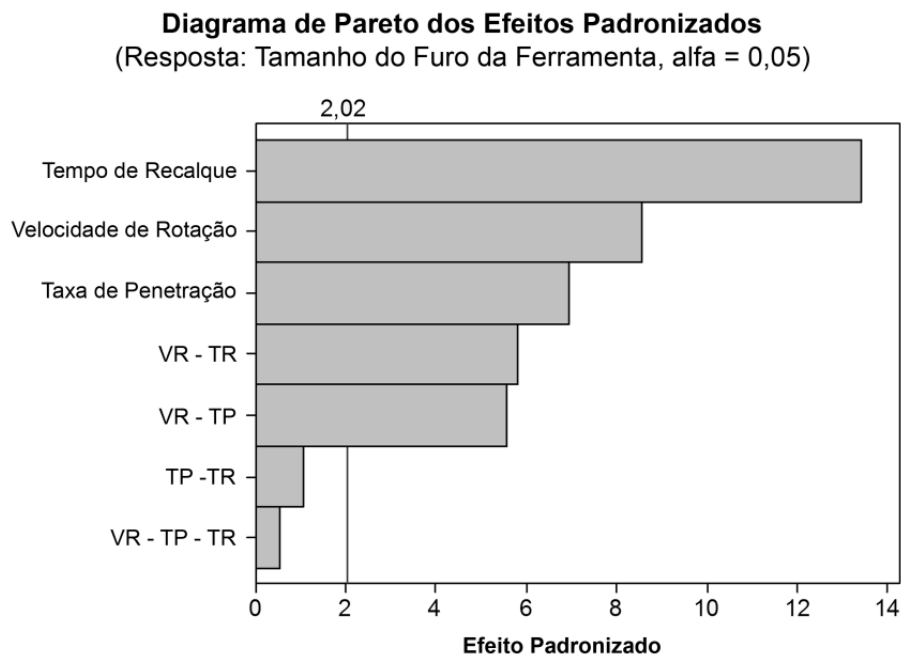


Figura 5-12 – Diagrama de Pareto dos efeitos para a resposta área do furo da ferramenta.

O fator estatisticamente mais importante foi o tempo de recalque. Quanto maior o tempo de permanência da ferramenta durante a união, maior o tempo de aquecimento por fricção, além do tempo de transferência de calor gerado para a massa polimérica. Somado a isso, teve-se que, durante o período de recalque, a ferramenta esteve totalmente em contato com o material polimérico, ou seja, o rebaixo, de maior área superficial, consegue alcançar uma maior região, mantendo o calor gerado e servindo de fonte térmica para o aquecimento da massa polimérica. Com isso, obteve-se um maior volume de material amolecido e removido no fim do ciclo de soldagem.

O segundo fator foi a velocidade de rotação, responsável pela taxa de cisalhamento, com os respectivos efeitos sobre a viscosidade do fundido, discutidos anteriormente.

Os efeitos da taxa de penetração (terceiro fator em importância) e as interações secundárias *velocidade de rotação – tempo de recalque* e *velocidade de rotação – taxa de penetração* também foram estatisticamente

significantes, devido ao efeito somatório das suas contribuições individuais à variação da viscosidade, porém em menor grau de importância. Os fatores *taxa de penetração – tempo de recalque* e a interação terciária não foram estatisticamente significantes.

Na Figura 5-13, foi possível observar uma relação entre a temperatura máxima observada no fim do processo e o tamanho do furo deixado pela ferramenta.

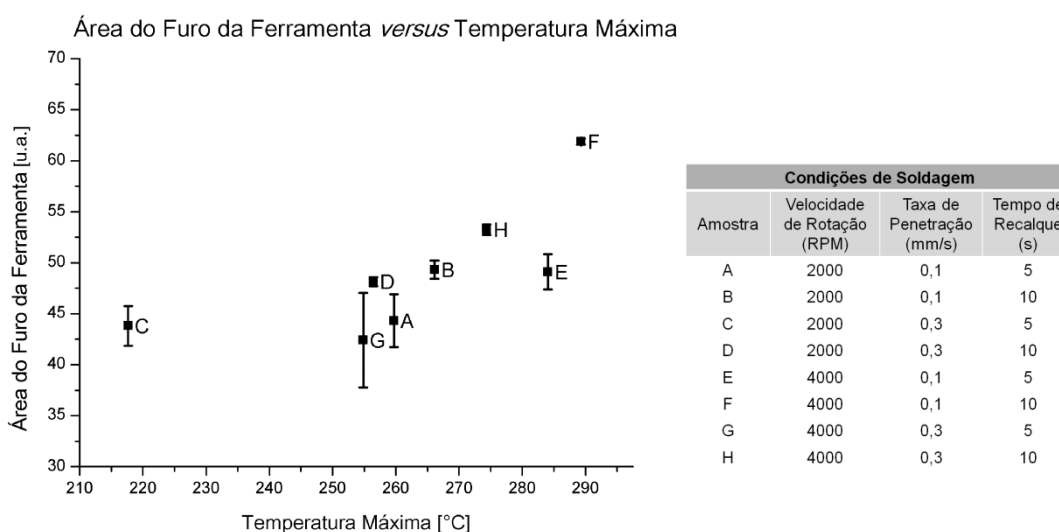


Figura 5-13 – Relação entre a área corrigida do furo deixado pela ferramenta no centro da solda e a temperatura máxima média medida em cada condição.

Quanto maior a temperatura do polímero, maior foi seu grau de amolecimento, e mais facilmente o material foi arrancado pela ação da ferramenta. Entretanto, devido à baixa condutividade térmica do polímero, foi necessário certo tempo para que o calor gerado na superfície conseguisse se propagar para o interior do volume polimérico.

Da Figura 5-13, pôde-se observar adicionalmente a relação entre a condutividade térmica do polímero – temperatura processual – tempo de recalque, o que explica a necessidade de maiores tempos de soldagem em polímeros necessários para que o calor gerado na superfície consiga se

propagar para o interior do volume polimérico, para obtenção de juntas resistentes.

Nota-se que, para as condições de maior tempo de recalque, 10 segundos (B, D, F, H), as Condições F e H, com maior velocidade de rotação (4000 RPM), apresentaram maiores áreas do furo em relação às Condições B e D (2000 RPM), ($AF_{c-B} = 49,3$ u.a.; $AF_{c-D} = 48,2$ u.a.; $AF_{c-F} = 61,9$ u.a.; $AF_{c-H} = 53,2$ u.a.). Dentre as maiores (F e H), a condição com menor taxa de penetração resultou também em maiores áreas.

Por outro lado, foi possível observar que as condições com o menor tempo de recalque, 5 segundos (A, C, E, G) apresentaram basicamente a mesma área do furo deixado pela ferramenta, apesar de as temperaturas observadas nas suas superfícies diferirem em aproximadamente 70 °C ($T_{max-C} = 217,7$ °C, $T_{max-G} = 254,8$ °C, $T_{max-A} = 259,7$ °C, $T_{max-E} = 284,1$ °C). Isso porque, sendo o polímero um mau condutor térmico, o tempo de contato total da ferramenta não foi suficiente para uma grande propagação do calor gerado, resultando em menor área de polímero amolecido.

5.5 Análise microestrutural da região da solda

A alta temperatura e o movimento de rotação na região da solda foram responsáveis pelo amolecimento do material polimérico no centro das placas, que em parte foi removido, originando o furo, mas outra parte permaneceu junto às placas, formando a solda ponto. Não foram encontrados na literatura trabalhos detalhando as áreas microestruturais em juntas de termoplásticos soldados por FSSW. Porém, observou-se a presença de zonas distintas, similares às observadas em outros processos de soldagem pontual [40,50]: a região efetivamente soldada, uma camada extremamente fina de material consolidado na interface do furo da ferramenta, muitas vezes de difícil percepção ótica, resultado da ação de fluxo cisalhante de material e temperatura, chamada de Zona de Mistura (ZM), além de uma região alterada pela temperatura processual, porém sem difusão de cadeias poliméricas, a

qual se deu o nome de Zona Afetada Termicamente (ZAT). Mais afastado da região de ação da ferramenta está o Material de Base (BM), onde não foi observada nenhuma alteração devido à temperatura ou trabalho mecânico. A Figura 5-14 apresenta esquematicamente as zonas microestruturais em uma solda ponto típica obtida por FSSW.

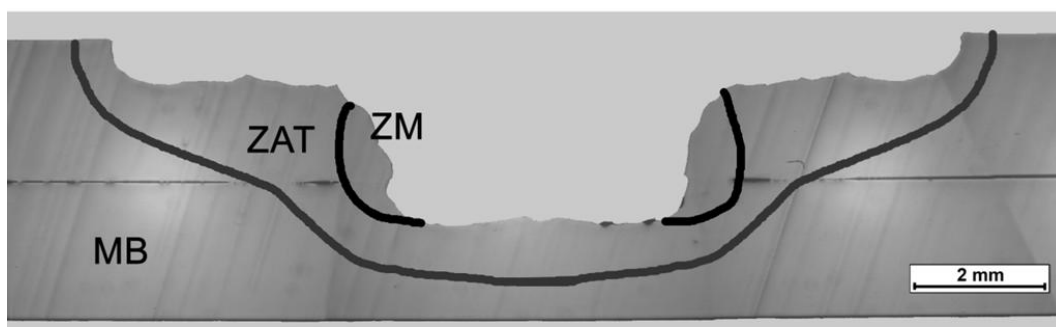


Figura 5-14 – Regiões microestruturais de uma junta típica soldada por FSSW (2000 RPM; 0,3 mm/s; 5 s).

Devido à taxa de cisalhamento imposta pelo movimento de rotação da ferramenta e ao gradiente da taxa de resfriamento após o processo, o polímero na região da solda apresenta tensões residuais provenientes do fluxo induzido. Além disso, acredita-se que possa ter ocorrido certa degradação termomecânica, hipótese que será analisada mais adiante. Em outro trabalho publicado pelo autor e colaboradores [5], em amostras de PMMA soldadas por FSpW, as regiões ZM e ZAT (Figura 5-15 (i)) foram identificadas através de ensaios de microdureza Vickers (Figura 5-15 (ii)). Na região da solda, observou-se uma pequena queda nos valores de microdureza, provavelmente relacionada à redução da massa molar na região de ação da ferramenta [5].

Observou-se, em experimentos posteriores, que tais regiões microestruturais das soldas FSpW também podem ser identificadas via microscopia ótica com luz polarizada (MOLP), conforme exibido na Figura 5-15 (iii). Porém, a análise via MOLP é mais simples e rápida, por isso ela foi

selecionada para a identificação das zonas microestruturais das juntas de FSSW, ao invés da análise de microdureza Vickers.

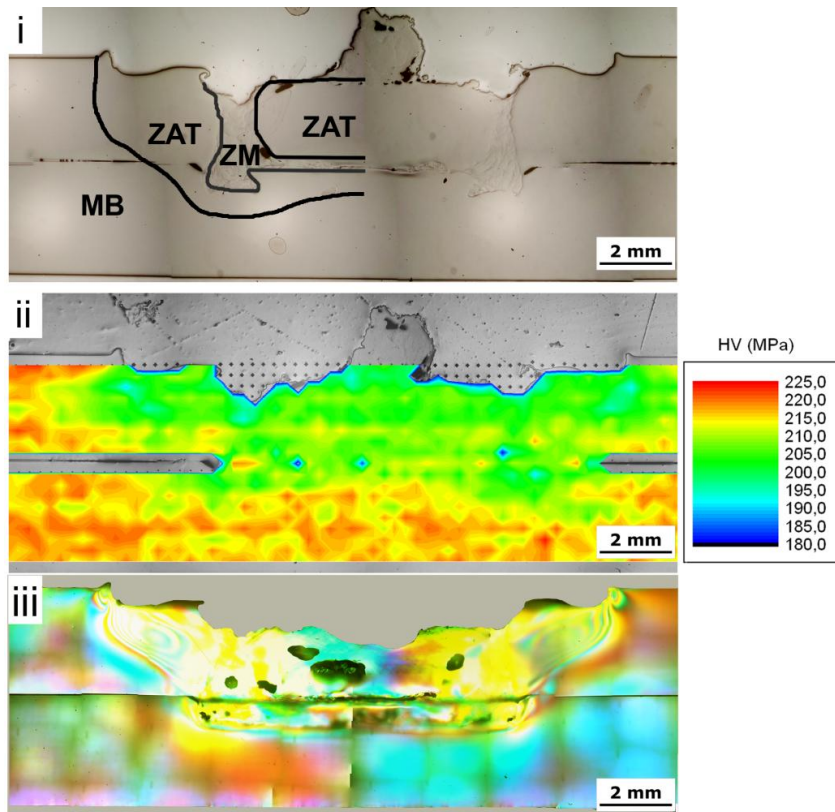


Figura 5-15 – Amostra de PMMA soldada por FSpW. i) Seção transversal, com indicativo esquemático das regiões da solda (MB – material de base; ZAT – zona afetada termicamente; ZM – zona de mistura) [5]. ii) Análise de microdureza Vickers para identificar as regiões da solda apresentadas (i) [5]. iii) Análise específica via microscopia ótica com luz polarizada (MOLP).

Em plásticos amorfos transparentes é possível investigar a presença de tensões residuais através da medição da birrefringência. Birrefringência, ou anisotropia ótica, é a existência de mais de um índice de refração ótica em uma amostra, e é relacionada a tensões elásticas, orientação de cadeia ou relaxamento de tensão residual. Com o uso de polarizadores óticos, é possível identificar e inclusive medir a diferença entre esses índices de refração e, devido as diferentes cores e tonalidades presentes na amostra, medir, proporcionalmente, o nível de tensões residuais [83–86].

Essa técnica de medição é bastante utilizada para análise de filmes ou amostras de pequena espessura. Nesse estudo, entretanto, devido à grande espessura dos corpos de prova e grande área de interesse nas soldas, foi realizada apenas uma investigação qualitativa, ou seja, mediu-se apenas a extensão da região tensionada, sem, no entanto, medir e comparar o nível de tensão entre as diferentes condições soldadas. Essa seria uma análise mais elaborada que foge do escopo desse trabalho de mestrado.

A Figura 5-16 exhibe a seção transversal de uma amostra de PMMA soldada por FSSW e analisada via MOLP. Foi possível identificar a zona afetada termicamente (ZAT) devido à variação acentuada de tonalidade da amostra. Porém não foi possível delimitar a transição entre a ZM envolvendo a região soldada e a ZAT, de modo que a ZM será considerada como parte da ZAT, já que, por analogia, uma maior ZAT indica também uma maior área soldada. Como a investigação da ZAT será realizada através da medição da região da seção transversal das amostras, a região em estudo será tratada como Área Afetada Termicamente (AAT).

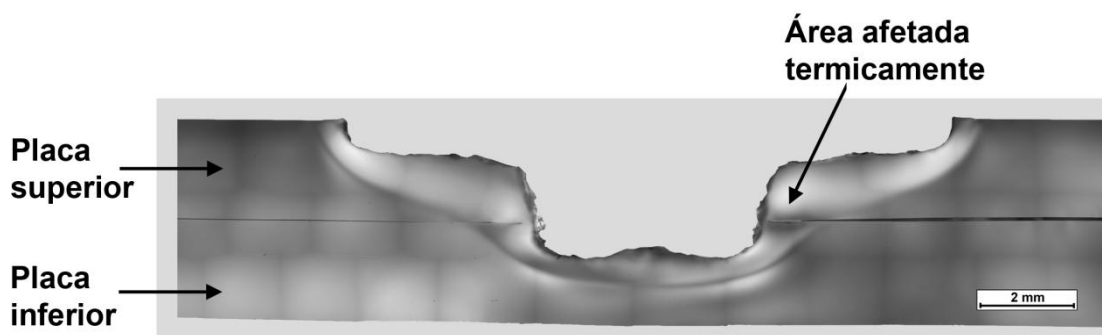


Figura 5-16 – Seção transversal de uma amostra de PMMA soldada por FSSW, analisada via MOLP, com destaque para a região da área afetada termicamente (AAT) (2000 RPM; 0,2 mm/s; 5 s).

Deste modo, foi realizada a análise via MOLP em todas as condições soldadas e mediu-se a AAT, buscando analisar possíveis correlações entre os parâmetros de soldagem e sua extensão. Para o cálculo da AAT também foi

feita a correção, de maneira semelhante ao cálculo da área do furo deixado pela ferramenta, conforme Equação (5-2). Os valores usados para o cálculo da AAT_c encontram-se no Apêndice F. Na Figura 5-17, são mostradas todas as condições soldadas, com a AAT indicada por uma linha pontilhada.

$$AAT_c = \frac{\text{área afetada termicamente medida via software}}{l * c} * 100 \quad (5-2)$$

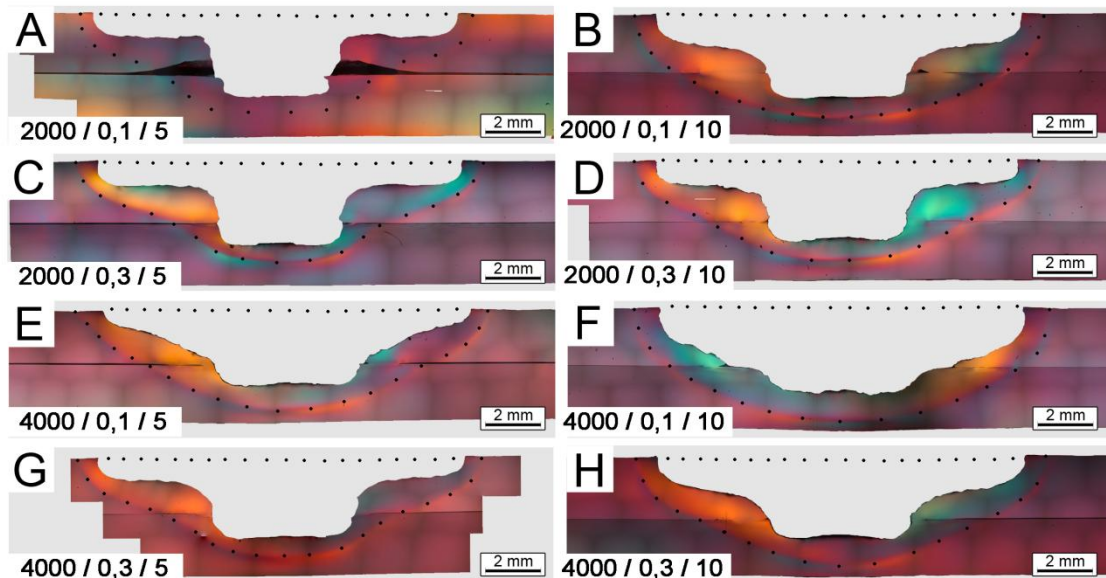


Figura 5-17 – Seção transversal das amostras de PMMA soldadas por FSSW e analisadas via MOLP. Cada amostra representa uma condição de processo, conforme Tabela 4-3. A linha pontilhada indica a área afetada termicamente (AAT).

Na Figura 5-18, observa-se o efeito de cada um dos parâmetros principais de soldagem no tamanho final da área afetada termicamente (AAT_c).

Efeito dos parâmetros na Área Afetada Termicamente [u.a.]

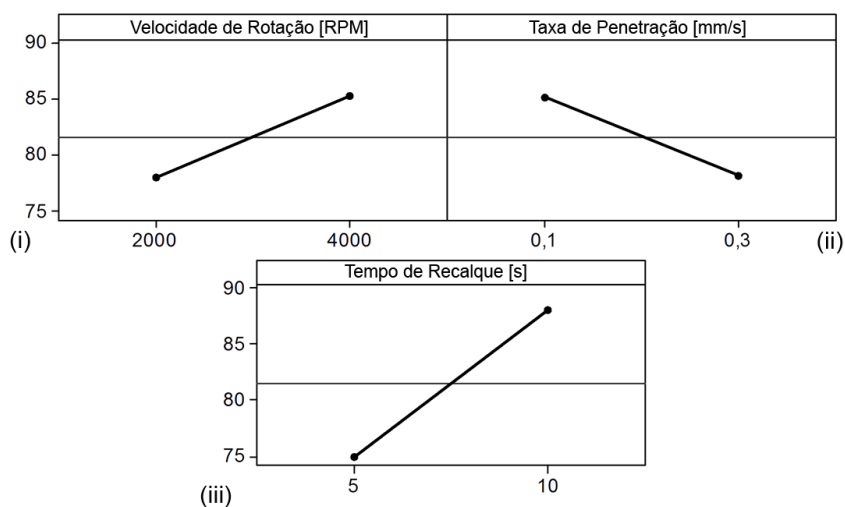


Figura 5-18 – Efeito de cada parâmetro de soldagem sobre a AAT_c.

Assim como nas outras respostas, temperatura máxima e área do furo da ferramenta, as condições sob maior taxa de cisalhamento e maior tempo de ciclo de soldagem, ou seja, alta velocidade de rotação, baixa taxa de penetração e alto tempo de recalque, levaram a uma maior área afetada termicamente. Esse efeito indica uma correlação entre as respostas da área do furo da ferramenta (AF_c) e AAT_c, conforme observado nas Figura 5-10 e Figura 5-18.

Na Figura 5-19, são mostrados os gráficos de interação dos parâmetros de soldagem para a resposta AAT_c.

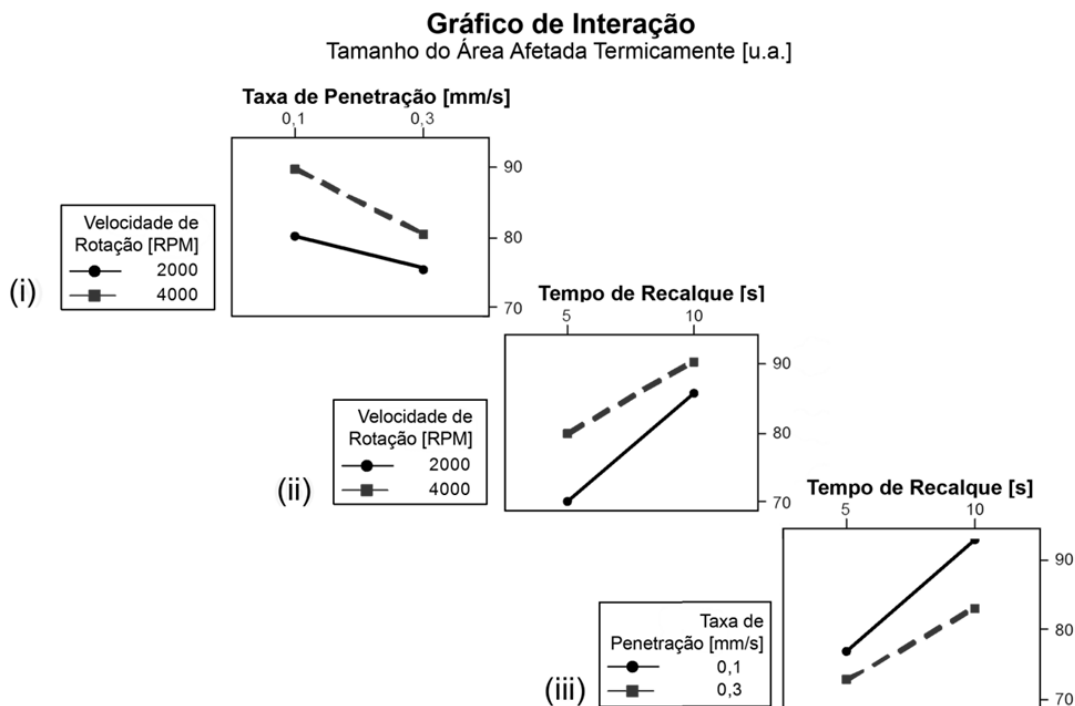


Figura 5-19 – Gráficos de interação entre dois parâmetros de soldagem para a resposta área afetada termicamente (AAT_c).

Notou-se, na Figura 5-19 (i), que, para a condição de 4000 RPM, a redução da taxa de penetração resultou em um maior aumento da AAT_c quando comparado à condição de 2000 RPM. Esse efeito sinérgico foi devido à maior geração e maior tempo de propagação de calor dentro da amostra. Na Figura 5-19 (ii), observa-se que, para a condição de 2000 RPM, o aumento no tempo de recalque influenciou de maneira mais acentuada a formação da AAT_c em comparação com a condição de 4000 RPM (a inclinação da curva para 2000 RPM é maior do que a da curva para 4000 RPM). Nesse caso, nota-se a importância do tempo de recalque no processo de geração de calor em FSSW, que levou à formação de uma AAT_c final semelhante à da condição de 4000 RPM, mesmo na condição menos energética de 2000 RPM, com valores de $AAT_{c-2000\text{ RPM}} = 77,9$ u.a. e $AAT_{c-4000\text{ RPM}} = 85,2$ u.a..

Na Figura 5-19 (iii), observou-se a importância do tempo de soldagem na propagação do calor dentro da amostra polimérica. A combinação de baixa

taxa de penetração com alto tempo de recalque (0,1 mm/s e 10 s) levou a uma AAT muito maior que a média das outras combinações ($AAT_{c-(0,1-10)} = 93,0$ u.a. >> $AAT_{c-(média)} = 77,7$ u.a.). Tal observação estatística ajuda a confirmar que o tempo total de soldagem é um dos parâmetros controladores de maior importância na produção de calor friccional em FSSW de termoplásticos.

A Tabela 5-5 exhibe a análise de variância (ANOVA) para a área afetada termicamente.

Tabela 5-5 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem na AAT.

Fonte	GL	SQ Seq	SQ Ajs	MQ Ajs	P
<i>Velocidade de Rotação (VR)</i>	1	638,65	252,58	638,65	0,00
<i>Taxa de Penetração (TP)</i>	1	597,02	91,82	597,02	0,00
<i>Tempo de Recalque (TR)</i>	1	2056,28	371,98	2056,28	0,00
<i>VR * TP</i>	1	63,60	90,90	63,60	0,00
<i>VR * TR</i>	1	79,86	112,52	79,86	0,00
<i>TP * TR</i>	1	98,74	103,11	98,74	0,00
<i>VR * TP * TR</i>	1	54,63	54,63	54,63	0,00
<i>Erro</i>	40	85,43	85,43	2,14	
<i>Total</i>	47	3674,21			

GL: Graus de liberdade; SQ Seq: Soma dos quadrados (sequencial); SQ Ajs: Soma dos quadrados (ajustado); MQ: Média dos quadrados; P: teste-p de significância.

A tabela ANOVA mostra, através do teste p , que todos os fatores e suas combinações foram estatisticamente significantes. No diagrama de Pareto, exibido na Figura 5-20, é possível observar os fatores em ordem de importância na determinação da AAT_c .

Diagrama de Pareto dos Efeitos Padronizados
 (Resposta: Tamanho do Área Afetada Termicamente, alfa = 0,05)

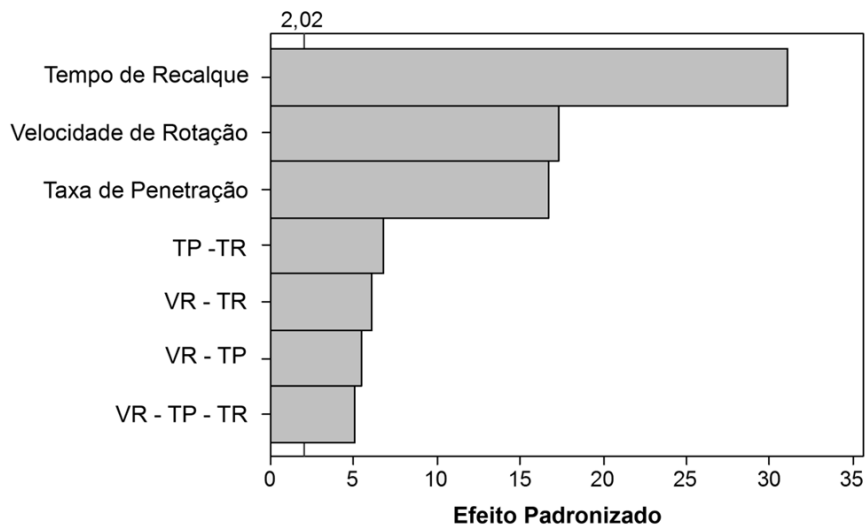


Figura 5-20 – Diagrama de Pareto dos efeitos para a resposta área afetada termicamente.

O fator mais importante foi o tempo de recalque, mostrando que devido ao baixo coeficiente de condutividade térmica dos polímeros, quanto maior o tempo disponível para a propagação do calor gerado, maior o volume de material afetado termicamente. Os outros fatores, velocidade de rotação da ferramenta e taxa de penetração, seguiram, respectivamente, como parâmetros significativos. Responsáveis principalmente pela geração de calor, eles mostraram que quanto mais calor gerado, mais calor foi transferido para a massa polimérica, levando a maiores valores de AAT_c . As interações secundárias e terciária seguiram como fatores significativos devido à importância primária de seus fatores, porém com uma relevância muito menor. Isso pode ser observado através da diferença no efeito padronizado das interações primárias que são cerca de 3 a 5 vezes mais significantes do que as secundárias e terciária.

5.6 Análise do nível de degradação térmica

O nível de degradação térmica de uma amostra polimérica pode ser avaliado através das medidas de mudança nas temperaturas críticas, como temperatura de fusão e temperatura de transição vítrea, mudanças nos valores de distribuição de massa molar e polidispersividade [12]. Para as análises via DSC e GPC, coletou-se material localizado ao redor da região de ação da ferramenta, conforme mostrado na Figura 4-5.

Os valores de T_g foram calculados a partir do ponto máximo da derivada da curva de DSC na região de transição, conforme norma ISO 11.357 [16]. As curvas obtidas via DSC para todas as condições estudadas estão apresentadas no Apêndice G.

O gráfico da Figura 5-21 exibe os valores médios de temperatura de transição vítrea (T_g) obtidos via DSC durante o segundo aquecimento.

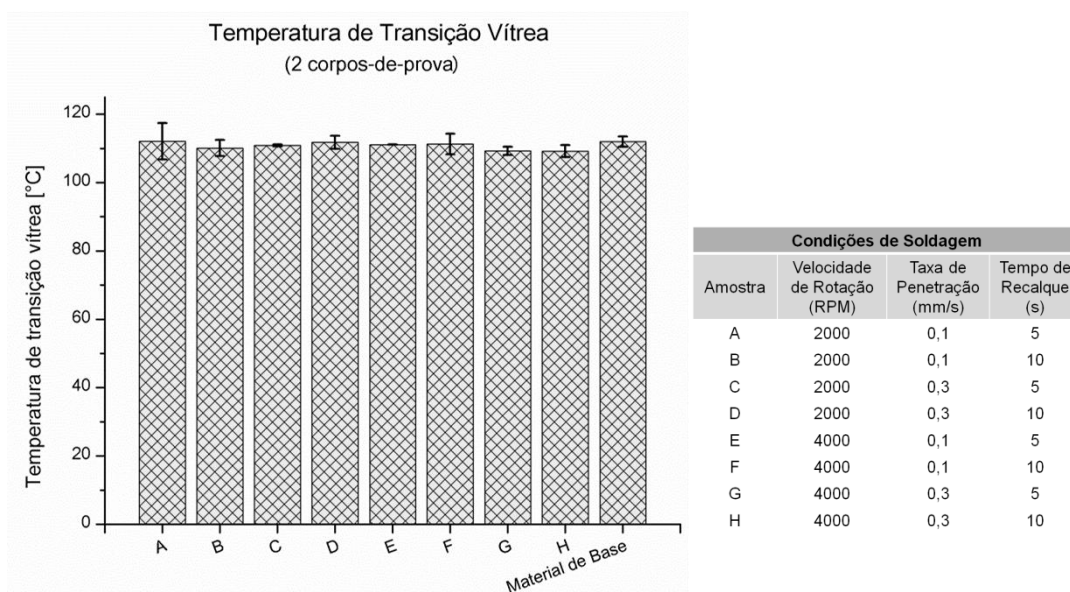


Figura 5-21 – Valores de temperatura de transição vítrea (T_g), obtidos por DSC.

Devido à proximidade dos valores observados, o teste Tukey de comparação de médias foi utilizado para avaliar se as condições do planejamento experimental apresentaram diferenças estatísticas. No teste

Tukey, as médias e os respectivos desvios padrão são comparados aos pares através do teste de hipóteses, levando em consideração o nível de significância escolhido. Os resultados são arranjados em forma de grupos, em que as condições que compartilham a mesma letra não apresentam diferença estatística significativa, enquanto as condições classificadas com letras diferentes apresentam diferenças estatísticas [67]. Mais informações podem ser encontradas no Apêndice A.

Os resultados obtidos do teste de Tukey, para um nível de confiança de 95% ($\alpha=0,05$), para comparação das temperaturas de transição vítrea (T_g) das condições de soldagem estão resumidos na Tabela 5-6. Observou-se que os valores obtidos são estatisticamente iguais (todas compartilham a mesma *letra-Tukey A*), ou seja, não foram encontradas diferenças consideradas significativas dos valores de T_g entre as diferentes combinações de parâmetros, e nem mesmo entre as condições soldadas e o material de base. O valor médio encontrado para todas amostras foi de cerca de $(110,8 \pm 1,1)$ °C.

Por não haver diferença entre os valores de T_g obtidos nesse estudo, a avaliação por ANOVA, dos gráficos de “média das médias”, interações e diagrama de Pareto não foram conclusivos para o estudo dos parâmetros de soldagem sobre a T_g . Os gráficos e a tabela ANOVA se encontram no Apêndice I.

Tabela 5-6 – Análise de Tukey para comparação das médias de temperatura de transição vítrea (T_g) de amostras de PMMA soldadas por FSSW.

T_g [°C]		
Condição	Média	Grupo
A	112,08	A
Material de base	111,96	A
F	111,78	A
E	111,29	A
F	111,11	A
D	110,84	A
B	110,10	A
G	109,28	A
H	109,16	A

A análise via GPC buscou identificar variações nos valores de *massa molar numérica média* (\overline{M}_n), *massa molar ponderal média* (\overline{M}_w) e *polidispersividade* ($\overline{M}_w/\overline{M}_n$). Todas as curvas e seus principais valores obtidos através da análise via GPC estão apresentados no Apêndice H.

Os valores médios de \overline{M}_n , \overline{M}_w e ($\overline{M}_w/\overline{M}_n$), para cada condição e para o material de base, estão apresentados na Figura 5-22.

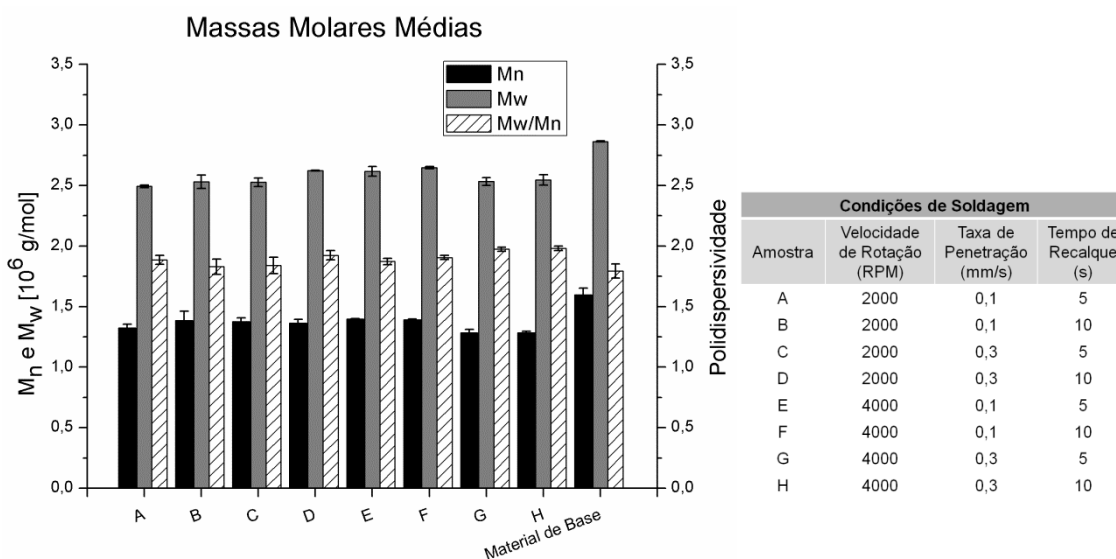


Figura 5-22 – Valores das massas molares médias para cada condição soldada, e também para o material de base.

Similarmente à análise ANOVA para T_g , os resultados da análise das massas molares e polidispersividade não foram conclusivos, já que as condições de soldagem não apresentaram diferenças estatísticas significantes, conforme é possível observar pelos valores obtidos do teste Tukey ($\alpha=0,05$), mostrados na Tabela 5-7. As tabelas ANOVA, e os gráficos para as massas molares e polidispersividade estão apresentados no Apêndice I.

Tabela 5-7 – Análise de Tukey para comparação das médias para duas réplicas de \overline{M}_n , \overline{M}_w e $\overline{M}_w/\overline{M}_n$.

Mn [10 ⁶ g/mol]			Mw [10 ⁶ g/mol]			Mw/Mn		
Condição	Média	Grupo	Condição	Média	Grupo	Condição	Média	Grupo
Material	1,5970	A	Material	2,8635	A	H	1,9815	A
E	1,3980	B	F	2,6470	B	G	1,9735	A
F	1,3895	B	D	2,6230	B	D	1,9235	A B
B	1,3845	B	E	2,6165	B	F	1,9045	A B
C	1,3740	B	H	2,5460	B C	A	1,8860	A B
D	1,3645	B	G	2,5325	B C	E	1,8720	A B
A	1,3220	B	B	2,5300	B C	C	1,8395	A B
H	1,2850	B	C	2,5265	B C	B	1,8290	A B
G	1,2830	B	A	2,4925	C	Material	1,7494	B

Com auxílio do teste Tukey, pôde-se observar que, tanto para \overline{M}_n quanto para \overline{M}_w , houve uma queda estatisticamente significativa nos valores das condições soldadas em relação ao material de base, de cerca de 12% a 20% e 9% a 12%, respectivamente.

Entretanto, comparando-se somente as condições soldadas, não foram encontradas diferenças significativas para as médias das massas molares. Para \overline{M}_n todas as condições soldadas apresentaram a mesma *letra-Tukey* B, o que significa que as médias são estatisticamente idênticas, enquanto para \overline{M}_w sete das oito condições (F, D, E, H, G, B, C) e cinco das oito condições (H, G, B, C, A) são semelhantes entre si (grupos Tukey B e C, respectivamente). O fato de algumas condições pertencerem a dois grupos Tukey, indica que há um erro experimental que pode estar associado ao número reduzido de réplicas, no caso duas por condição. Para confirmar tal hipótese, seria necessário aumentar o número de réplicas para aumentar a resolução do experimento; entretanto pelo fato do GPC ser um experimento complexo e oneroso, e os resultados do teste Tukey para T_g indicarem a ausência de diferença estatística entre as condições, a avaliação adicional com maior quantidade de réplicas de GPC, não foi realizado neste trabalho.

Usando-se os mesmos mecanismos de interpretação à polidispersividade ($\overline{M_w}/\overline{M_n}$), pôde-se dizer que o processo de soldagem, dentro das condições utilizadas, não alterou significativamente a distribuição das cadeias poliméricas em relação ao material de base, já que as condições apresentaram valores de médias semelhantes. Portanto, não foi possível identificar a influência de cada parâmetro de soldagem na degradação das amostras para esse planejamento de experimentos.

A maior taxa de queda no valor de massa molar do PMMA ocorre em cerca de 300 a 350°C, entretanto, se puderam encontrar variações consideráveis de massa quando o material é mantido por longos tempos, como horas ou dias, sob temperaturas menos elevadas, entre 200 e 300°C [14,18–20,87,88]. No caso do processo por FSSW, em que se revelaram temperaturas máximas de 290°C e tempos máximos de 40 segundos, acredita-se que esses fatores não tiveram grande influência na degradação térmica do PMMA e que a pequena alteração na massa molecular foi provavelmente causada pelo trabalho mecânico devido ao atrito da ferramenta.

Ainda assim, essa leve alteração em $\overline{M_n}$ e $\overline{M_w}$ não foi considerada uma degradação significativa, baseado na relação *massa molar – propriedades*, típica dos materiais poliméricos, conforme esquematizado na Figura 5-23.

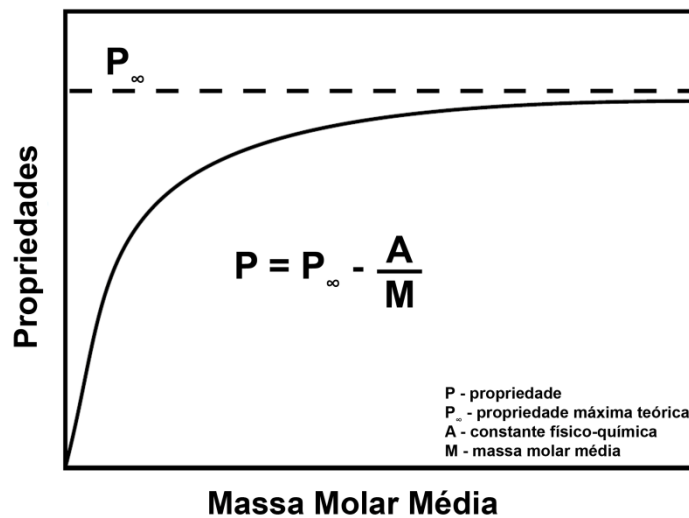


Figura 5-23 – Relação entre massa molar média de um polímero e propriedades, como resistência mecânica, módulo elástico, temperatura de transição vítrea, entre outras. Adaptado de [12,89].

As propriedades poliméricas, como módulo elástico e temperatura de transição vítrea, são bastante dependentes da massa molar para baixos valores da mesma, devido ao grande volume livre entre as cadeias e baixo nível de emaranhamento. Porém, a partir de um ponto chamado de “ponto crítico” essa dependência diminui. Na Figura 5-23, o valor de P_{∞} indica a região teórica onde a propriedade polimérica em questão atinge seu valor máximo, independentemente de aumento na massa molar. Normalmente esse patamar é atingido para massas molares bastante elevadas. Sendo assim, a propriedade P é dependente de uma constante A relacionada à natureza físico-química do polímero e às massas molares médias M do polímero [89].

A massa molar crítica – valor abaixo do qual mudanças na massa molar levam a alterações significativas nas propriedades do polímero, tais como resistência à tração, resistência à fadiga, temperatura de transição vítrea – para o PMMA é de 10^5 g/mol, segundo Nunes e colaboradores [90]. Para grades de PMMA com valores superiores a essa massa molar crítica – como no caso do grade de PMMA utilizado nesse estudo, com $1,6 \cdot 10^6$ g/mol – o polímero

apresenta altos valores nas propriedades mencionadas acima, bem como menos influência na massa molar.

Portanto, pode-se considerar que o PMMA utilizado encontra-se na região do patamar do esquema da Figura 5-23, indicando que os decréscimos em massa molar, devido à degradação, impostos pelo tratamento termomecânico do processo nas soldas em relação ao material de base não foram significativos para mudanças em T_g , explicando os resultados de DSC. Como a variação de T_g é diretamente proporcional à resistência mecânica em polímeros [91], não se considera que o nível de degradação térmica devido ao processamento seja prejudicial às soldas FSSW produzidas nesse trabalho. No final da seção subsequente, serão estudados os comportamentos das massas molares e polidispersividade com a resistência mecânica.

5.7 Análise da resistência mecânica sob carregamento estático

A resistência da junta FSSW, como qualquer solda em material termoplástico, é diretamente relacionada ao tamanho da área soldada e à qualidade da linha de solda [11,92]. Para a análise da resistência mecânica das juntas, foram testadas seis réplicas para cada condição através de ensaio mecânico de cisalhamento sob tração. Os valores médios da resistência ao cisalhamento e alongamento na ruptura para as condições estudadas são mostrados na Figura 5-24. As Condições A, B, E, F e H, que exibiram melhores resultados, apresentaram valores de resistência na faixa de (361 ± 9) N.

As condições que apresentaram os menores valores em relação à propriedade mecânica, Condições C e G, exibiram valores com média próxima a (232 ± 16) N. por ser um polímero muito frágil, o PMMA possui deformação à ruptura baixa em relação aos outros plásticos, conforme já exibido nos ensaios do material de base (Figura 5-1). Para soldas ensaiadas por cisalhamento sob tração, os valores de alongamento foram muito baixos, com valores médios variando entre 0,33 mm e 0,55 mm. No Apêndice J são exibidas todas as curvas dos ensaios mecânicos de cisalhamento sob tração.

Para efeito comparativo com outras tecnologias de soldagem para juntas pontuais, o limite de resistência ao cisalhamento é normalmente selecionado como parâmetro de otimização do processo de soldagem. Desse modo não se estudou a deformação na ruptura das soldas do planejamento experimental.

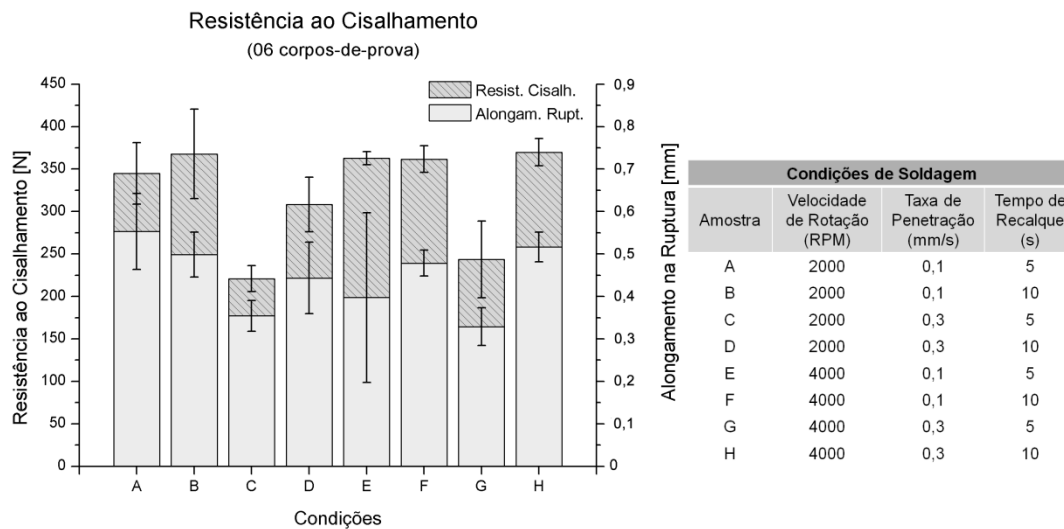


Figura 5-24 – Valor médio do limite de resistência ao cisalhamento sob tração e de alongamento na ruptura, das condições soldadas por FSSW dentro do experimento planejado nesse estudo.

A Figura 5-25 permitiu que fosse analisada a contribuição de cada parâmetro sobre o limite de resistência ao cisalhamento médio das soldas pontuais de PMMA.

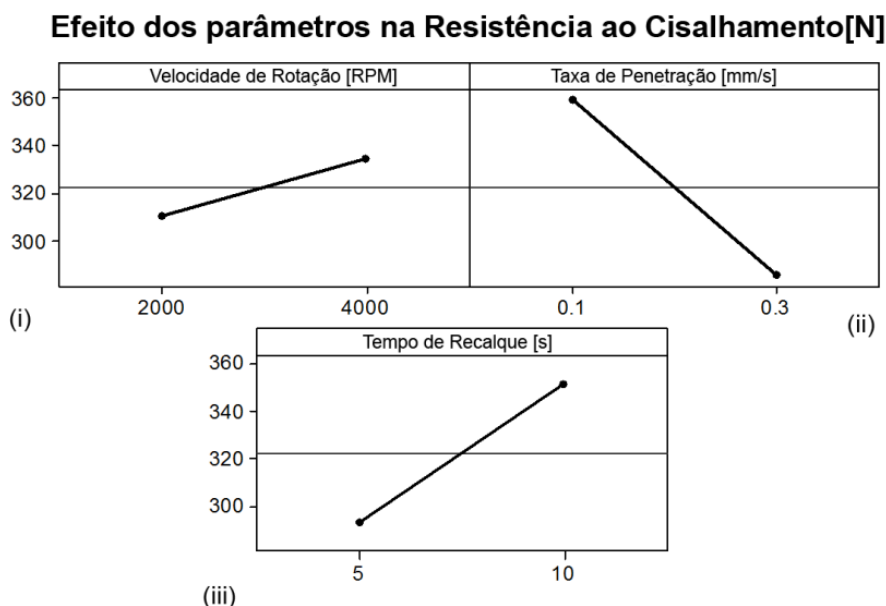


Figura 5-25 – Efeito de cada parâmetro de soldagem na resistência ao cisalhamento de amostras de PMMA soldadas por fricção pontual.

A maior velocidade de rotação (Figura 5-25 (i)) resultou em aumento da resistência mecânica das juntas. Isso se deveu a uma maior geração de calor relacionada à maior taxa de cisalhamento imposta pelo processo. Quanto mais calor gerado no sistema, maior a quantidade de material amolecido e, conseqüentemente, a possibilidade das cadeias poliméricas se difundirem de maneira mais efetiva aumentará, levando à formação de uma junta de melhor qualidade.

Os polímeros possuem baixos coeficientes de condutividade térmica, ou seja, a transferência de calor dentro da massa polimérica ocorre de maneira lenta. Com aumento da taxa de penetração (Figura 5-25 (ii)), o tempo de ciclo de soldagem foi reduzido. Deste modo, o tempo para o calor propagar pelo material diminui, reduzindo o nível de difusão entre o material das duas placas poliméricas a serem soldadas.

Em relação ao tempo de recalque (Figura 5-25 (iii)), quanto maior o período de permanência da ferramenta em contato com o material, maior o tempo disponível para o calor se propagar pela massa polimérica. Dessa

maneira, maior o volume de material amolecido, resultando em uma maior área de soldagem e uma linha de solda de maior qualidade.

Através dos gráficos de interação (Figura 5-26) pode-se observar a importância do tempo de soldagem total na resistência mecânica final das juntas.

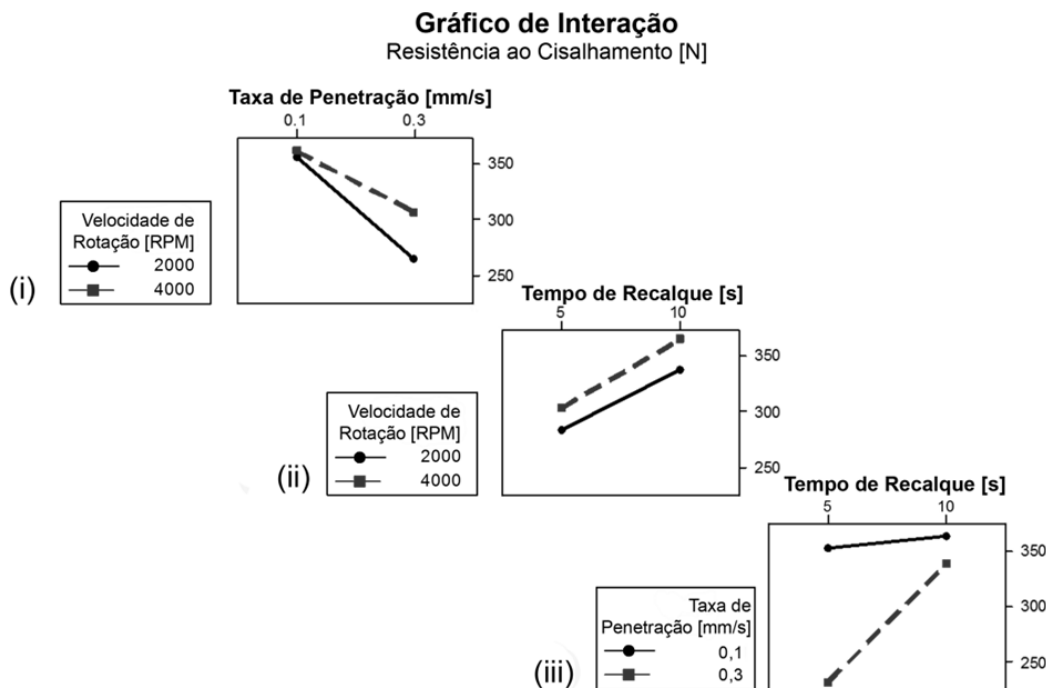


Figura 5-26 – Gráficos de interação entre dois parâmetros de soldagem para a resposta resistência ao cisalhamento.

Nota-se, na Figura 5-26 (i), que, com uma taxa de penetração mais lenta, o efeito na resistência mecânica foi praticamente o mesmo para ambas as velocidades de rotação da ferramenta. Ou seja, para uma taxa de penetração mais baixa (0,1 mm/s), a quantidade de calor gerado pela alta fricção a 2000 RPM foi compensada pelo maior tempo de propagação do calor para o interior do volume polimérico gerado pela menor taxa de penetração, levando à formação de juntas com microestruturas similares. Na Figura 5-26 (ii), observa-se que ambas as curvas possuem mesma inclinação, ou seja, não houve interação entre os parâmetros. Isso quer dizer que quando se variou o

tempo de recalque para diferentes velocidades de rotação não houve mudança de comportamento em relação à resistência ao cisalhamento, com esse valor aumentando com o tempo de recalque.

Por outro lado, na Figura 5-26 (iii), teve-se que, para taxa de penetração de 0,1 mm/s, a mudança no tempo de recalque praticamente não afetou a resistência mecânica das juntas. Tomando o tempo total de soldagem nesse caso, ou seja, tempo de penetração + tempo de recalque, o acréscimo de tempo foi de 13%, de 33 segundos para 38 segundos, ao se aumentar o tempo de recalque de 5 s para 10 s. Porém, quando se aumenta o tempo de recalque para a taxa de penetração de 0,3 mm/s, observou-se um acréscimo de cerca de 25% (14 segundos para 19 segundos) no tempo de soldagem, resultando, proporcionalmente, em mais tempo de transferência de calor e, assim, originando juntas de maior resistência. Uma análise mais detalhada entre a resistência mecânica das juntas e sua dependência com a microestrutura será abordada nos próximos parágrafos dessa seção. A Tabela 5-8 mostra a análise de variância (ANOVA) para a resistência ao cisalhamento de juntas de PMMA soldadas por FSSW.

Tabela 5-8 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem na resistência ao cisalhamento.

Fonte	GL	SQ Seq	SQ Ajs	MQ Ajs	P
<i>Velocidade de Rotação (VR)</i>	1	6929,00	6929,00	6929,30	0,01
<i>Taxa de Penetração (TP)</i>	1	65040,00	65040,00	65040,30	0,00
<i>Tempo de Recalque (TR)</i>	1	41610,00	41610,00	41610,50	0,00
<i>VR * TP</i>	1	3948,00	3948,00	3947,60	0,05
<i>VR * TR</i>	1	177,00	177,00	176,60	0,68
<i>TP * TR</i>	1	27635,00	27635,00	27634,60	0,00
<i>VR * TP * TR</i>	1	2985,00	2985,00	2984,90	0,09
<i>Erro</i>	40	39791,00	39791,00	994,80	
<i>Total</i>	47	188114,00			

GL: Graus de liberdade; SQ Seq: Soma dos quadrados (sequencial); SQ Ajs: Soma dos quadrados (ajustado); MQ: Média dos quadrados; P: teste-p de significância.

Foi possível observar que as interações secundárias *velocidade de rotação – taxa de penetração* e *velocidade de rotação – tempo de recalque*, além da interação terciária, não apresentaram importância significativa (valores de p maiores que 0,05) na determinação da resistência mecânica ao cisalhamento de amostras de PMMA soldadas por FSSW, dentro dos limites escolhidos para esse estudo. O diagrama de Pareto, Figura 5-27, apresenta o grau de importância de cada parâmetro em relação à resistência mecânica ao cisalhamento.

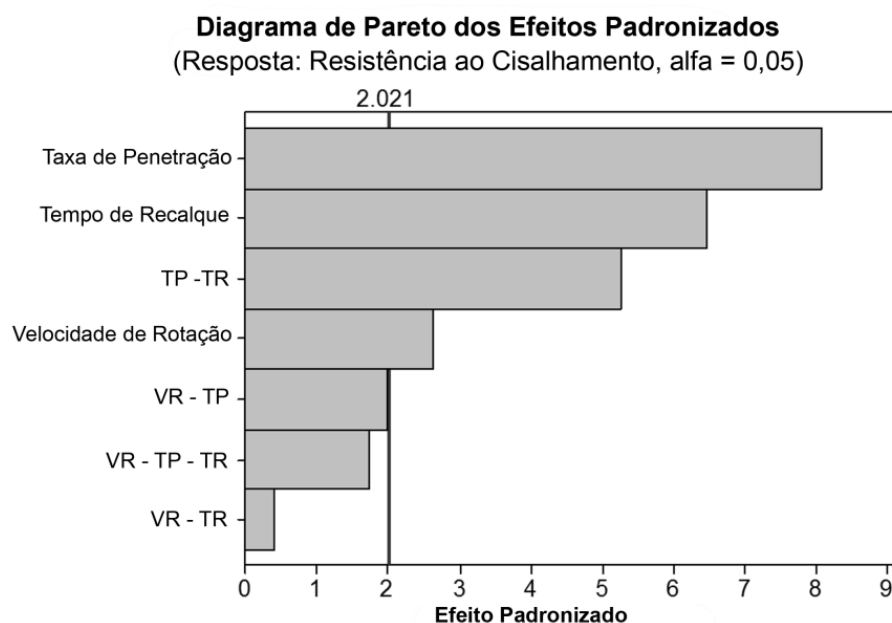


Figura 5-27 – Diagrama de Pareto para resistência ao cisalhamento.

Na Figura 5-27, a taxa de penetração foi o parâmetro que mais influenciou na resistência ao cisalhamento de amostras de acrílico soldadas por FSSW, seguido pelo tempo de recalque e pela interação secundária *taxa de penetração-tempo de recalque*. A velocidade de rotação da ferramenta apareceu como fator significativo, porém com baixa importância.

Nota-se, na Figura 5-6 (diagrama de Pareto para temperatura máxima), que o parâmetro mais importante na geração de calor – velocidade de rotação – teve uma significância menor no caso da determinação da resistência ao cisalhamento das juntas FSSW de PMMA (Figura 5-27). Esse comportamento

difere do observado na FSSW de metais, onde é reportado que a velocidade de rotação aparece como um dos fatores mais importantes, aumentando a resistência mecânica até certo ponto, e depois decaindo. Tal comportamento é explicado devido à severa deformação plástica e grande gradiente de temperatura na região da solda, que durante o resfriamento tende a apresentar contração diferencial e tensões residuais [40,45,49].

No caso da soldagem de polímeros, os fatores que ditaram o tempo total da soldagem – taxa de penetração, tempo de recalque e a interação TP-TR – foram mais importantes que um alto valor de temperatura máxima média, devido ao baixo coeficiente de condutividade térmica do polímero. Sendo assim, um tempo longo o suficiente para a propagação do calor através da massa polimérica e um adequado grau de difusão das cadeias poliméricas resultaram no surgimento de uma boa linha de solda, explicando assim a diferença entre a menor influência da velocidade de rotação em juntas pontuais de polímeros em relação às juntas metálicas.

A importância do tempo total de soldagem sobre a resistência mecânica das juntas de FSSW em PMMA foi semelhante às conclusões encontradas na literatura em alguns trabalhos publicados sobre FSSW [38,41,49,53], em que, de maneira geral tanto para polímeros quanto para metais, os fatores relacionados ao tempo de processo, como tempo de recalque, têm grande importância na resistência mecânica.

Em oposição às observações desse trabalho, Bilici e Yukler [41] afirmam que a taxa de penetração não tem influência significativa na determinação da resistência. Analisando seus resultados, pode-se observar que eles utilizaram uma faixa de taxas de penetração muito mais elevada, quando comparadas com as taxas usadas nesse estudo (3,3 a 20,8 mm/s em [41] contra 0,1 a 0,3 no atual estudo). Neste ponto pode-se considerar que, possivelmente, o intervalo de taxas de penetração selecionado para esse estudo possa ter sido muito baixo, o que pode ter causado um efeito semelhante ao descrito por Santella e colaboradores [93] em seus estudos, que tratam de penetração da ferramenta quasi-estacionária. Assim, uma possível explicação para o

diferente comportamento da taxa de penetração desse estudo em relação ao trabalho de Bilici e Yukler é que os valores reduzidos selecionados acabaram por ter uma influência sobre a resistência mecânica comparável ao tempo de recalque, permitindo que o calor gerado fluísse mais efetivamente ao polímero, gerando maiores áreas soldadas.

A hipótese de que quanto maior a área soldada, representada pela área afetada termicamente (AAT_c), melhor seria a resistência ao cisalhamento foi demonstrada, conforme mostra a Figura 5-28.

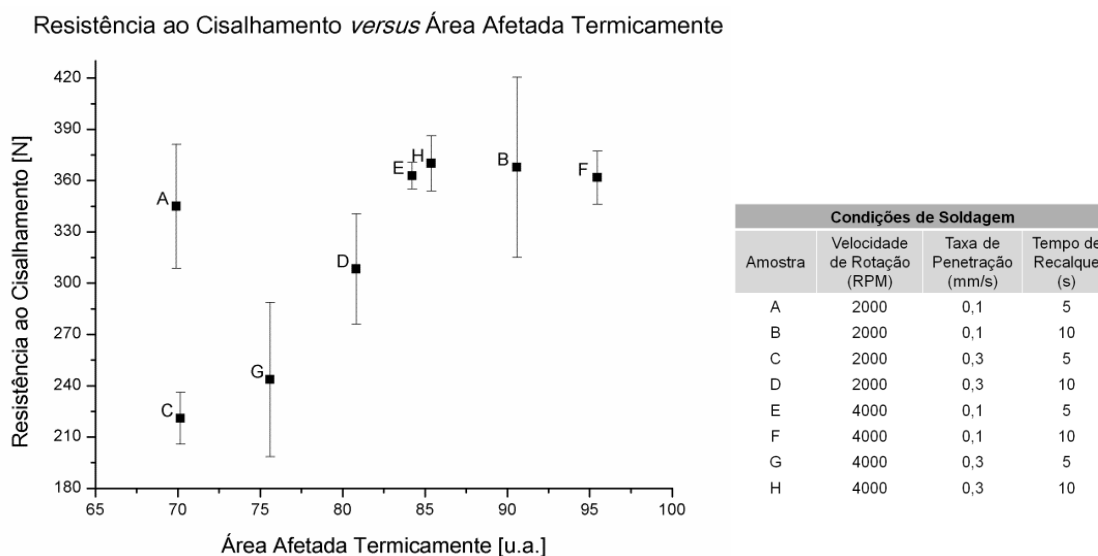


Figura 5-28 – Relação entre resistência ao cisalhamento sob tração e área afetada termicamente (AAT_c) para as juntas de PMMA soldadas por FSSW.

A resistência ao cisalhamento das soldas tende a aumentar com a AAT_c , com exceção da Condição A, que apresentou alta resistência mecânica apesar da pequena AAT_c na Figura 5-28. Para um melhor entendimento da relação entre resistência mecânica e microestrutura (AAT_c), analisou-se, na Figura 5-29, o comportamento da AAT_c com a temperatura máxima média registrada por termografia no infravermelho.

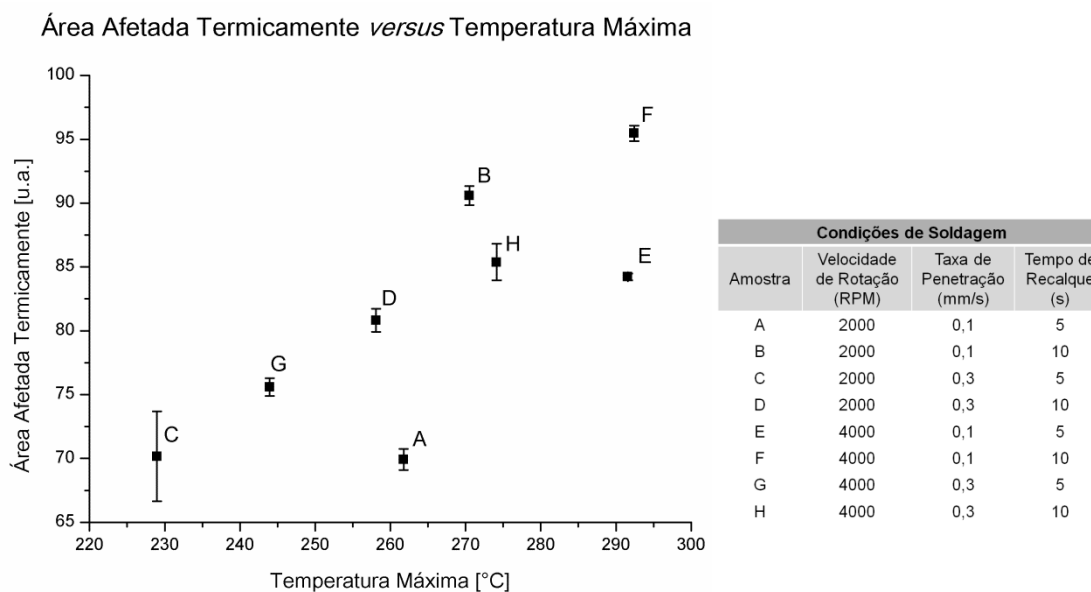


Figura 5-29 – Influência da temperatura máxima média na área afetada termicamente (AAT_c) em amostras de PMMA soldadas por FSSW.

Observando a Figura 5-29, pôde-se afirmar que, de maneira geral, condições que geraram mais calor apresentaram maior AAT_c , mais uma vez com a Condição A se afastando da tendência observada. A condição C foi aquela cuja combinação de parâmetros – menor velocidade de rotação, menor tempo de recalque e maior taxa de penetração (2000 RPM; 5s e 0,3 mm/s) – resultou na menor geração de energia térmica, levando a soldas com menor resistência mecânica ($221,0 \pm 15,1$ N,) devido à formação de uma junta com menor área soldada. Do mesmo modo, a Condição H, com os máximos valores de rotação e tempo de recalque e mesmo com maior taxa de penetração (4000 RPM; 10s e 0,3 mm/s) gerou mais energia térmica (maior temperatura) e, conseqüentemente, maior área soldada e maior resistência mecânica observada ($370,0 \pm 16,1$) N, (Figura 5-29).

O comportamento da resistência ao cisalhamento com a área do furo deixado pela ferramenta (Figura 5-30,) foi semelhante ao observado para com a AAT_c (Figura 5-29), confirmando a hipótese de que ambas as respostas têm um comportamento semelhante (compare gráficos das médias nas Figura 5-10 e Figura 5-18 e Figura 5-13 com Figura 5-29) nesse estudo.

Assim pode-se concluir que quanto maior a temperatura gerada, mais calor é transferido à massa polimérica e uma maior área soldada é formada, levando a uma maior resistência mecânica da solda pontual.

Resistência ao Cisalhamento *versus* Área do Furo da Ferramenta

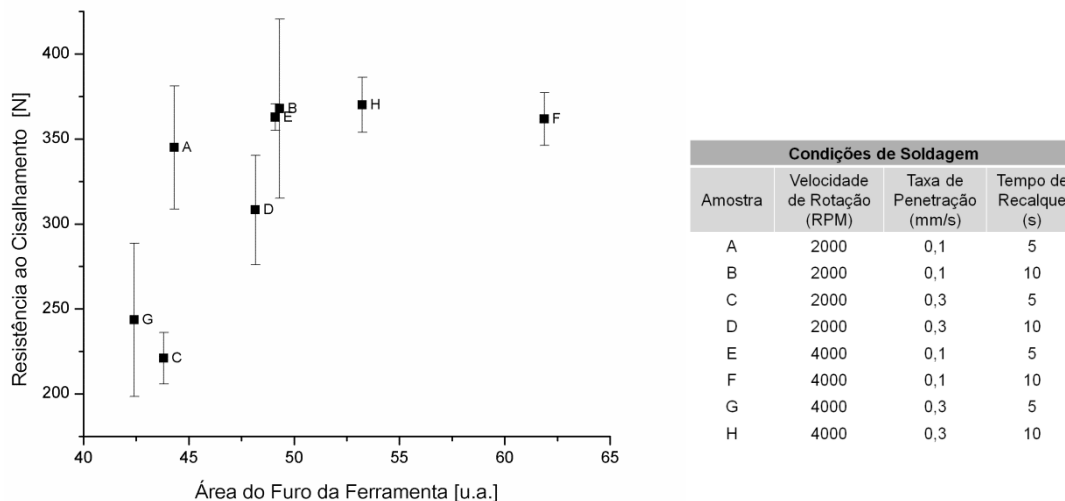


Figura 5-30 – Resistência ao cisalhamento *versus* área do furo da ferramenta.

Uma possível explicação para a discrepância da Condição A nos gráficos das Figura 5-29 e Figura 5-28 pode residir na incerteza associada com a medição de sua AAT_c via microscopia ótica de luz polarizada, MOLP. Pode-se observar na Figura 5-17 (A) que o perímetro da AAT_c da Condição A não é tão claro como para as outras condições, fato esse que pode ter levado a uma distorção da medição gráfica da área soldada real. Tal suspeita fica mais clara ao se analisar a Figura 5-30, na qual a Condição A não parece fugir da tendência observada entre a resistência ao cisalhamento e área do furo. Se a discrepância da Condição A fosse resultado da influência do processo de soldagem então essa seria melhor identificada na Figura 5-30, devido ao comportamento semelhante entre as respostas AAT_c e área do furo. Pesquisas mais detalhadas são necessárias para o entendimento desse fenômeno.

Adicionalmente, tentou-se avaliar os decréscimos das massas molares das juntas em relação ao material de base, e sua influência na resistência

mecânica ao cisalhamento sob tração. A Figura 5-31 apresenta o gráfico do limite de resistência ao cisalhamento sob tração e \overline{M}_n , \overline{M}_w e polidispersividade ($\overline{M}_w/\overline{M}_n$).

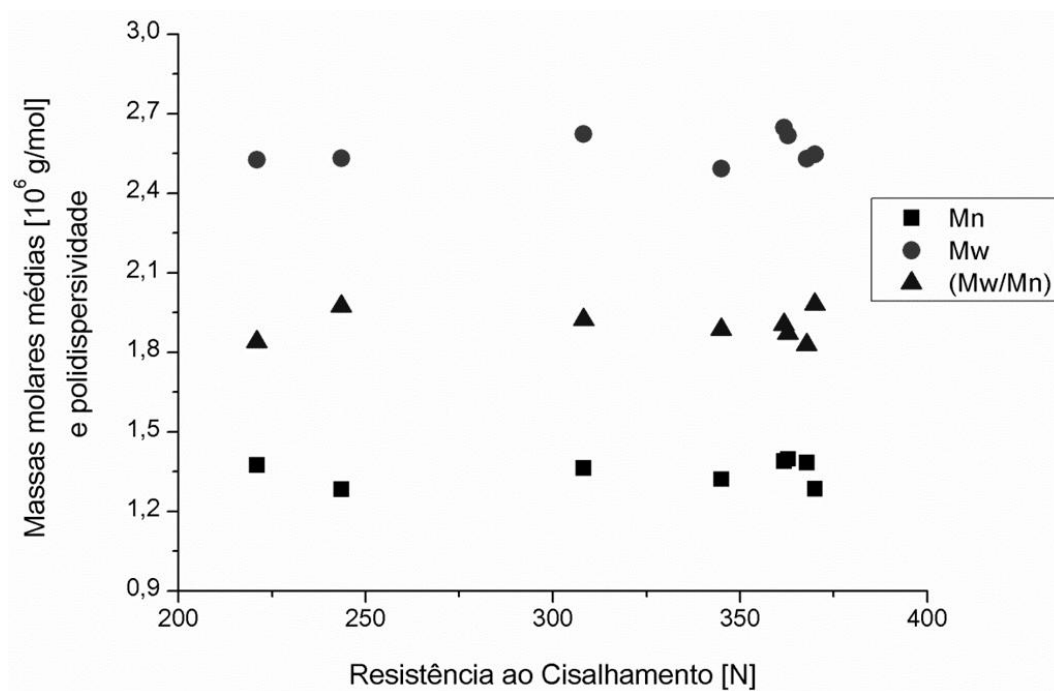


Figura 5-31 – Relação entre os valores de massas molares \overline{M}_n , \overline{M}_w e polidispersividade ($\overline{M}_w/\overline{M}_n$) com a resistência mecânica ao cisalhamento sob tração.

Da Figura 5-31, não se pôde observar nenhuma relação entre a resistência mecânica das juntas de PMMA com as propriedades obtidas via ensaio de GPC (Seção 5.6). Como esperado, confirma-se que o nível de degradação termo-mecânica associado ao processo foi baixo e não influencia diretamente o comportamento mecânico estático das juntas.

5.8 Análise da fratura

A análise da fratura foi efetuada a partir das amostras testadas no ensaio de resistência ao cisalhamento. Todas as amostras fraturaram de

maneira frágil e catastrófica, sendo que dois tipos de falha foram identificados, conforme exibido na Figura 5-32. Nessa figura são exibidas a vista superior das amostras fraturadas, sendo fratura do *Tipo I* – Separação total das placas (i), e fratura *Tipo IV* – Fratura total da placa (ii), bem como suas seções transversais plastográficas, (iii) e (iv) respectivamente, na direção indicada pelas linhas pontilhadas.

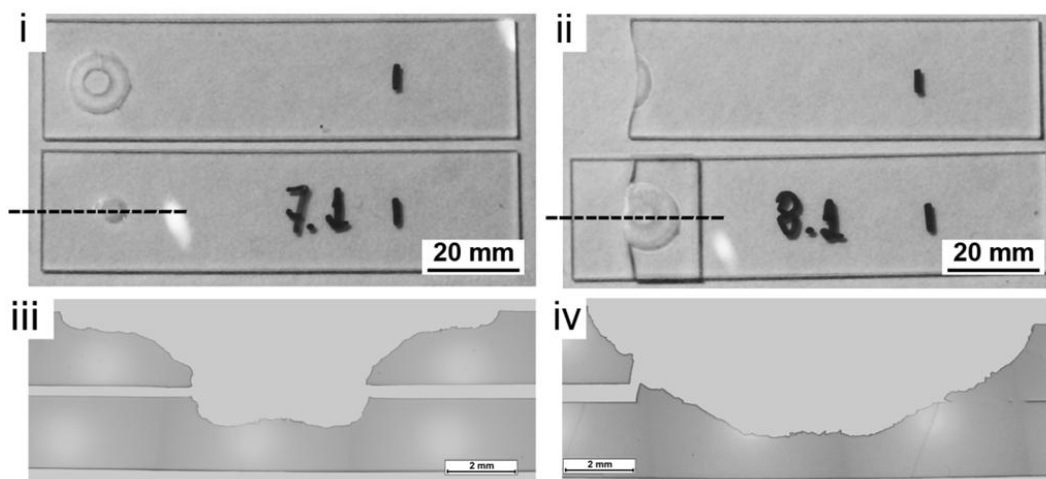


Figura 5-32 – Modos de falha observados nesse estudo: (i) e (iii) *Tipo I* – Separação total das placas. (ii) e (iv) *Tipo IV* – Fratura total da placa.

De acordo com a literatura [7,40,48,53], soldas com baixa resistência mecânica ao cisalhamento apresentam fratura do *Tipo I* – Separação total das placas, com fratura interfacial por cisalhamento, com falha na solda e separação total das placas inferior e superior (Figura 5-33 (iii)). Por outro lado, em soldas com maior resistência ao cisalhamento, a trinca nucleia-se na interface entre a região soldada e a zona afetada termicamente, inicialmente propagando-se radialmente pela interface, sendo finalmente desviada para o material de base, levando ao uma fratura total da placa superior, chamada de fratura *Tipo IV*, representada pela Figura 5-33 (iv).

Em juntas sobrepostas com um ponto único, observa-se um fenômeno de rotação secundária da área sobreposta (Figura 5-33 (ii)). Essa rotação causa um momento fletor na região sobreposta, criando pontos de

concentração de tensão nas placas superiores e inferiores. Ao mesmo tempo a rotação da área sobreposta da junta causa um efeito tipo “*peeling*” (abertura de trinca modo-I) na interface livre entre as placas. No caso de juntas de polímeros frágeis como o PMMA, o efeito fletor é mais exacerbado devido à baixa ductilidade do plástico.

Com isso, em juntas resistentes, a trinca nucleada na interface região soldada – ZTA, propaga em direção ao material de base para o ponto sob flexão, levando à falha frágil catastrófica de uma das placas (*Tipo IV*). Normalmente a trinca se propaga na placa superior devido ao menor ligamento de material entre o sítio de nucleação e o furo deixado pela ferramenta (Figura 5-33 (iv)).

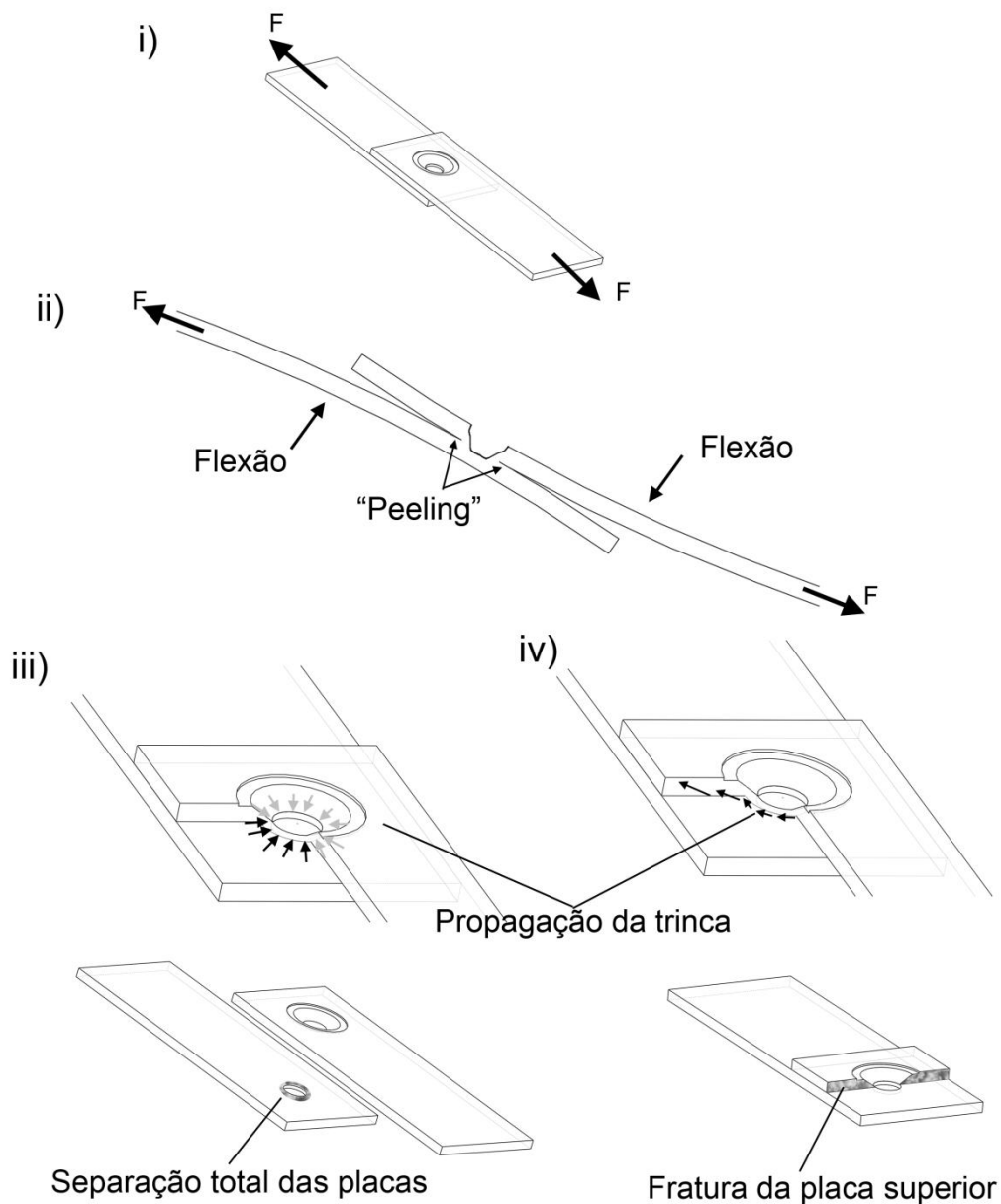


Figura 5-33 – Esquema descrevendo os modos de falha encontrados nas amostras soldadas e ensaiadas mecanicamente em cisalhamento sob tração: iii) *Tipo I* – Falha com separação total das placas; iv) *Tipo IV* – Falha com fratura total da placa superior.

Para uma análise estatística adequada, foram atribuídos valores quantitativos para cada tipo de falha, que são originalmente valores

qualitativos. Foi atribuído valor **1** para o *Tipo I* de falha e valor **2** para o *Tipo IV* de fratura.

Na Figura 5-34, foi possível observar a influência de cada parâmetro no tipo de fratura das amostras soldadas por FSSW. Quanto mais o valor da resposta se aproxima de 2, maior a tendência de apresentar falha do *Tipo IV*, sendo válida a mesma lógica para os valores que se aproximam de 1 (falha do *Tipo I*).

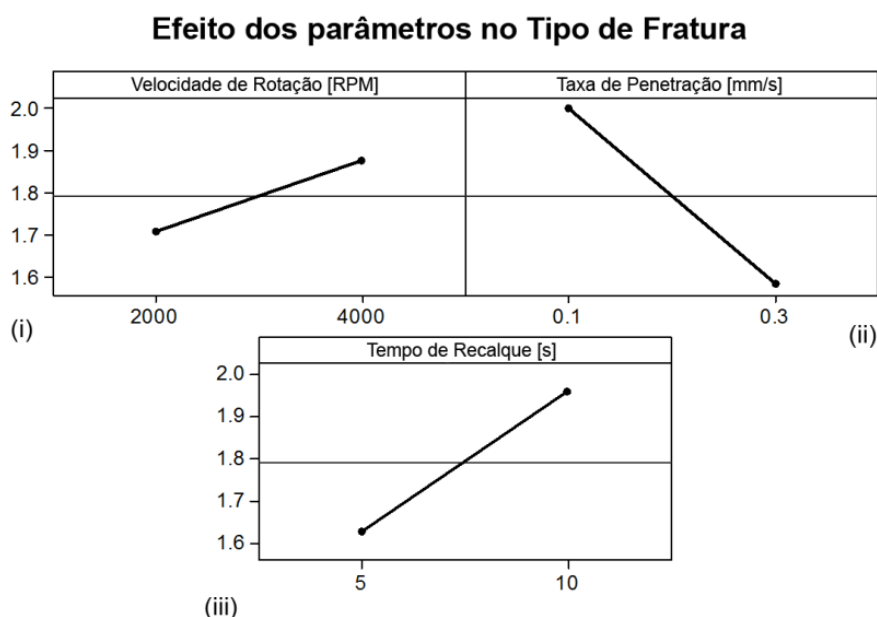


Figura 5-34 – Influência dos parâmetros de soldagem no tipo de fratura. Quanto mais o valor da resposta se aproxima de 2, maior a tendência de apresentar falha do *Tipo IV*, e quanto mais próximo de 1, maior a tendência de falha do *Tipo I*.

Observa-se que as condições de maior velocidade de rotação da ferramenta (Figura 5-34 (i)), menor taxa de penetração (Figura 5-34 (ii)) e maior tempo de recalque (Figura 5-34 (iii)) tenderam a apresentar um modo de falha do *Tipo IV*. De acordo com a literatura [7,40,48,53], esse tipo de fratura é característico de amostras que apresentam boa resistência mecânica. Tal comportamento pôde ser observado ao se comparar a Figura 5-34 com a Figura 5-25, que mostra a influência dos parâmetros de soldagem sobre o

limite de cisalhamento das juntas. Nota-se uma tendência semelhante entre a inclinação das retas em ambas as figuras. Isso é um forte indicativo que soldas de PMMA mais resistentes apresentam falha do *Tipo IV*, enquanto as menos resistentes apresentam do *Tipo I*.

A Figura 5-35 ajuda a substanciar também essa suposição, em que é observada uma relação direta entre a AAT_c e área do furo deixado pela ferramenta. Juntas fraturando via *Tipo IV* possuem maior AAT_c e área do furo da ferramenta, enquanto juntas do *Tipo I*, menores valores de AAT_c e área do furo.

Isso está de acordo com a dependência do limite de resistência ao cisalhamento com a área do furo e AAT_c , como discutido nas Figura 5-28 e Figura 5-30.

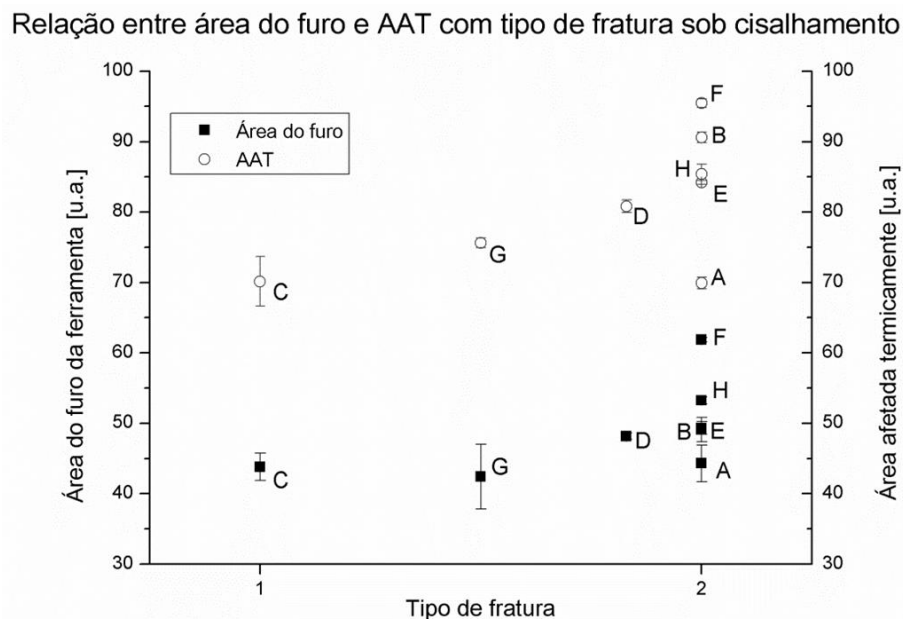


Figura 5-35 – Relação entre os valores médios de área do furo da ferramenta e AAT_c com o tipo de fratura sob cisalhamento apresentado para cada condição de soldagem.

Os gráficos da Figura 5-36 apresentam os níveis de interação entre os parâmetros de soldagem para o tipo de falha das amostras soldadas por FSSW.

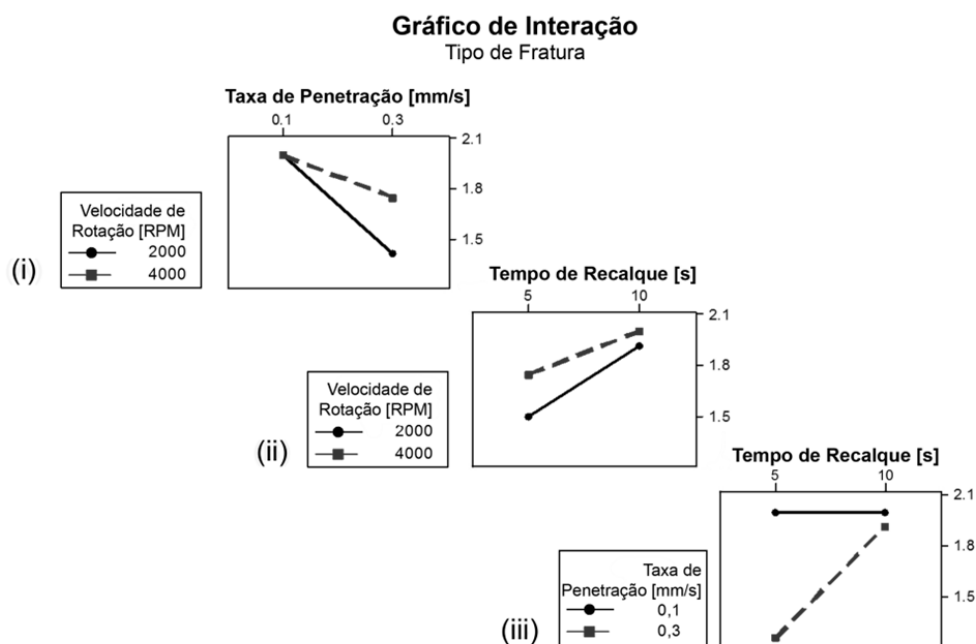


Figura 5-36 – Gráficos de interação entre os parâmetros de soldagem para tipo de fratura.

Nota-se, através da Figura 5-36 (i), que, para rotação da ferramenta igual a 4000 RPM, a variação da taxa de penetração praticamente não teve efeito na determinação do tipo de fratura, porém, considerando-se a variação da taxa de penetração quando solda-se com velocidade de rotação igual a 2000 RPM observa-se uma grande influência no tipo de fratura. Concluiu-se que, no intervalo de velocidades de rotação analisado, a taxa de penetração mais lenta (0,1 mm/s) possibilita um aquecimento e propagação do calor suficientes para originar boas soldas, compensando a menor geração de calor por fricção da velocidade de 2000 RPM em relação à maior velocidade, de 4000 RPM. Esse foi um efeito semelhante ao caso da resistência ao cisalhamento sob tração Figura 5-26 (i).

Nenhuma interação foi observada entre tempo de recalque e velocidade de rotação da ferramenta na predição do tipo de fratura (Figura 5-36 (ii)) que apresentaram comportamento semelhante para ambos os níveis de velocidade de rotação.

Analisando a Figura 5-36 (iii), pôde-se observar que não houve alteração no comportamento do tipo de fratura quando se alterou o tempo de recalque nas condições com taxa de penetração igual a 0,1 mm/s. Mais uma vez observou-se um comportamento semelhante ao caso da resistência ao cisalhamento (Figura 5-26 (iii)). O longo tempo de penetração possibilitou que o calor gerado fosse transferido para um grande volume polimérico, levando a uma solda de maior qualidade e extensão, que refletiu no *Tipo IV* de fratura. Já no caso das condições soldadas com uma taxa de penetração de 0,3 mm/s, o aumento do tempo de recalque resultou em um aumento significativo do tempo total de soldagem. Desse modo, menores tempos de recalque resultaram em juntas mais fracas, apresentando fratura do *Tipo I*, enquanto tempos de recalque maiores levaram a juntas mais resistentes, com fratura preferencialmente do *Tipo IV*. A análise de variância (ANOVA) para a resposta tipo de fratura é exibida na Tabela 5-9.

Tabela 5-9 – Tabela ANOVA para avaliação da influência dos parâmetros de soldagem no tipo de fratura.

Fonte	GL	SQ Seq	SQ Ajs	MQ Ajs	P
<i>Velocidade de Rotação (VR)</i>	1	0,33	0,33	0,33	0,02
<i>Taxa de Penetração (TP)</i>	1	2,08	2,08	2,08	0,00
<i>Tempo de Recalque (TR)</i>	1	1,33	1,33	1,33	0,00
<i>VR * TP</i>	1	0,33	0,33	0,33	0,02
<i>VR * TR</i>	1	0,08	0,08	0,08	0,24
<i>TP * TR</i>	1	1,33	1,33	1,33	0,00
<i>VR * TP * TR</i>	1	0,08	0,08	0,08	0,24
<i>Erro</i>	40	2,33	2,33	0,06	
<i>Total</i>	47	7,92			

GL: Graus de liberdade; SQ Seq: Soma dos quadrados (sequencial); SQ Ajs: Soma dos quadrados (ajustado); MQ: Média dos quadrados; P: teste-p de significância.

Observou-se que a interação secundária *velocidade de rotação – tempo de recalque* e a interação terciária não foram estatisticamente significativas, confirmando a observação feita na Figura 5-36 (ii).

A Figura 5-37 exibe a ordem de importância de cada parâmetro de soldagem e das interações entre eles em relação ao tipo de fratura.

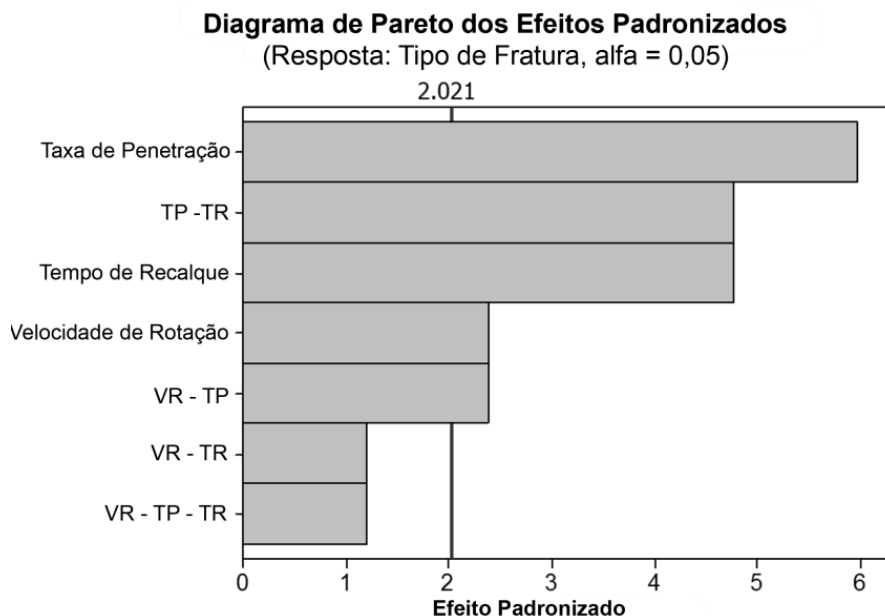


Figura 5-37 – Diagrama de Pareto para tipo de fratura.

Mais uma vez, pôde-se observar que os tempos envolvidos no processo de soldagem apresentaram maior importância no que diz respeito à qualidade da junta, com a taxa de penetração, seguida do tempo de recalque e da interação secundária *tempo de recalque-taxa de penetração* como fatores de maior contribuição ao modelo. Tempos de soldagem mais altos não só permitiram que houvesse maior exposição ao aquecimento, como também prolongaram a transferência condutiva de calor ao longo do volume polimérico.

5.9 Otimização do processo baseado na análise conjunta dos parâmetros e respostas

Considerando a resistência mecânica ao cisalhamento quasi-estático – comumente escolhida como parâmetro de otimização de processos de soldagem – como a principal resposta para a avaliação da qualidade da junta,

tem-se que as melhores condições foram A, B, E, F e H, baseado no método de Tukey para comparação de médias. Ou seja, devido ao desvio padrão associado às médias de resistência mecânica ao cisalhamento dessas condições, a resistência da Condição A, com média de 345 N, é estatisticamente igual à Condição H, com 370 N. O resultado da análise de Tukey para a resistência ao cisalhamento é mostrado na Tabela 5-10. A

Tabela 5-11 exibe uma comparação entre as principais condições de soldagem e respostas analisadas.

Tabela 5-10 – Análise de Tukey para comparação das médias de resistência ao cisalhamento sob tração.

Resistência ao Cisalhamento [N]		
Condição	Média	Grupo
H	370,00	A
B	367,77	A
E	362,76	A B
F	361,72	A B
A	344,93	A B
D	308,23	B
G	243,52	C
C	220,96	C

Tabela 5-11 - Principais condições de soldagem e principais respostas avaliadas.

Condições de Soldagem						
Amostra	Velocidade de Rotação	Taxa de Penetração	Tempo de Recalque	Resist. ao Cisalham.	Tempo de Soldagem	Área do Furo da Ferram.
	[RPM]	[mm/s]	[s]	[N]	[s]	[u.a.]
A	2000	0,1	5	345	33	44
B	2000	0,1	10	368	38	49
E	4000	0,1	5	363	33	49
F	4000	0,1	10	362	38	62
H	4000	0,3	10	370	19	53

Ao se otimizar um processo de soldagem em aplicações reais de engenharia, o tempo de ciclo de soldagem (TS) torna-se um parâmetro importante, em que um menor ciclo é economicamente mais viável. Portanto tem-se que a Condição H ($TS_H = 19$ s) é favorecida em relação às outras condições, por ser aproximadamente 75% mais rápida que as condições A e E ($TS_A = TS_E = 33$ s) e 100% em relação as condições B e F ($TS_B = TS_F = 38$ s).

Entretanto, sabe-se que a área do furo (AF_c) deixado pela ferramenta atua como um concentrador de tensão, e como tal, terá um efeito negativo pronunciado especialmente sob carregamento cíclico. Deste modo, analisando a área do furo no centro da solda, e considerando que quanto menor o furo, menor o efeito concentrador de tensão, tem-se que a Condição A possui o menor furo central ($AF_{c-A} = 44$ u.a.), e portanto, seria potencialmente a melhor condição nesse quesito. Porém, para confirmar essa suposição, seria necessária uma análise experimental para avaliar a relação do furo central com as propriedades de fadiga das juntas, o que está fora do escopo desse trabalho.

Sendo assim, conclui-se da análise estatística que a condição H é a melhor condição de soldagem de PMMA por FSSW dentro da faixa de parâmetros estudados.

5.10 Modelagem estatística do processo FSSW em PMMA

O uso de planejamento de experimentos combinado com a análise estatística possibilita a obtenção de modelos estatísticos para propriedades da solda [48,57,68,76–79,94]. Tais modelos simples, válidos para os limites dos parâmetros de soldagem estudados, podem ser utilizados como ferramenta de predição, caso esses sejam validados experimentalmente. Deste modo, pode-se reduzir o número de experimentos e o consumo de material necessários para se avaliar uma determinada propriedade das juntas.

Os modelos estatísticos, para cada resposta analisada, foram propostos a partir de uma regressão múltipla linear, determinando, desse modo, os coeficientes da equação. Baseando-se na ANOVA, foram eliminados aqueles fatores considerados estatisticamente insignificantes, ao utilizar um coeficiente de confiança de 95%, e, com uma nova regressão, obteve-se um modelo reduzido, com maior grau de confiança. Os valores dos coeficientes de aproximação das regressões (R^2) e os coeficiente de aproximação para valores preditos ($R^2_{(pred)}$), duas importantes ferramentas para avaliação do grau de adequação dos valores experimentais dentro do modelo proposto, foram avaliados. Quanto mais os valores utilizados para obtenção da equação se aproximarem aos valores propostos pelo modelo, maior será o R^2 , que pode chegar a um máximo de 100% quando os pontos experimentais descreverem uma reta perfeita. O $R^2_{(pred)}$ indica qual a chance de um valor experimental, diferente daqueles utilizados para construção do modelo, ser predito pela equação proposta [67].

Foram estabelecidos limites inferior e superior de 10% de erro para os modelos, valores aceitos pela comunidade de soldagem, tipicamente observados em soldagem de polímeros como resultado de desvios do *grade* do material bem como variações do equipamento de soldagem.

Após a proposição dos modelos, novas soldas foram produzidas, divididas em dois grupos de condições: um primeiro grupo (Tabela 5-12) utilizado para a validação dos modelos, com valores variando entre os limites de cada parâmetro da Tabela 4-2, e o segundo grupo (Tabela 5-13) com condições em que alguns valores estavam fora do limite da Tabela 4-2, utilizado para avaliação do comportamento do modelo em condições extrapoladas.

Tabela 5-12 – Condições de soldagem selecionadas para a validação dos modelos estatísticos propostos.

Condições de Soldagem			
Amostra	Velocidade de Rotação [RPM]	Taxa de Penetração [mm/s]	Tempo de Recalque [s]
M	2000	0,2	5
N	3000	0,1	10
O	2000	0,3	6
P	2000	0,3	7
Q	4000	0,1	7

Tabela 5-13 – Condições de soldagem para análise do modelo em condições extrapoladas.

Condições de Soldagem			
Amostra	Velocidade de Rotação [RPM]	Taxa de Penetração [mm/s]	Tempo de Recalque [s]
T	4000	0,1	30
U	5000	0,3	5
V	4000	0,1	0,1

Os resultados usados como respostas para os modelos estatísticos das amostras apresentadas nas tabelas anteriores são mostrados na Tabela 5-14. Os termogramas, assim como macrografias e valores usados para o cálculo de AF_c e AAT_c , além das curvas do ensaio de cisalhamento sob tração dessas amostras são mostrados nos Apêndice D, E, F e J. Além disso, os cálculos das regressões para a modelagem estatística estão no Apêndice K.

Tabela 5-14 – Valores dos ensaios realizados nas amostras utilizadas para a modelagem estatística do processo FSSW.

Valores das respostas usadas na modelagem estatística								
Condição	Temperatura máxima média [°C]		Área do furo corrigida [u.a.]		Área afetada termicamente corrigida [u.a.]		Resistência ao cisalhamento sob tração [N]	
	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio
M	238,1	4,2	42,7	1,8	73,4	2,2	220,6	79,0
N	269,8	3,9	50,9	4,1	86,8	2,5	372,2	10,7
O	239,9	0,1	44,3	0,5	74,6	1,2	195,8	6,4
P	245,8	0,7	43,9	0,9	73,9	2,0	243,1	33,4
Q	273,9	2,8	51,7	0,4	88,8	0,7	381,7	10,7
T	265,6	14,8	67,6	3,1	95,9	3,4	444,8	5,3
U	264,2	0,9	46,0	1,5	75,4	1,6	203,4	21,1
V	263,5	4,7	44,3	2,8	73,3	1,9	305,8	6,2

5.10.1 Temperatura Máxima

A seguir, é exibido o primeiro modelo proposto para a temperatura máxima (Equação (5-3)).

$$\begin{aligned}
 TM = & 280,345 + 0,005 * VR - 526,150 * TP - 3,512 * TR + 0,077 * VR * TP & (5-3) \\
 & + 0,001 * VR * TR + 50,382 * TP * TR - 0,009 * VR * TP * TR
 \end{aligned}$$

sendo **TM** a temperatura máxima (em °C), **VR** a velocidade de rotação (em RPM), **TP** a taxa de penetração (em mm/s) e **TR** o tempo de recalque (em s).

Esse modelo apresenta um R^2 igual a 79,8% e um $R^2_{(pred)}$ igual a 64,0%. No Apêndice A há uma breve explicação sobre os valores de R^2 e $R^2_{(pred)}$. No caso da temperatura máxima, foi possível identificar, através do gráfico de Pareto (Figura 5-6), que as interações secundárias *velocidade de rotação – taxa de penetração* e *velocidade de rotação – tempo de recalque*, além da interação terciária *velocidade de rotação – taxa de penetração – tempo de*

recalque não foram estatisticamente relevantes ao modelo de temperatura máxima. Portanto esses fatores devem ser retirados do modelo completo.

O novo modelo proposto para temperatura máxima (Equação (5-4)) é apresentado a seguir.

$$TM = 248,523 + 0,013 * VR - 207,590 * TP - 0,295 * TR + 14,610 * TP * TR \quad (5-4)$$

sendo **TM** a temperatura máxima (em °C), **VR** a velocidade de rotação (em RPM), **TP** a taxa de penetração (em mm/s) e **TR** o tempo de recalque (em s).

Essa equação apresentou um R^2 igual a 81,1% e $R^2_{(pred)}$ igual a 72,7%, ou seja, esse modelo reduzido apresentou uma melhor qualidade em relação ao primeiro modelo de temperatura máxima.

Na Figura 5-38, é exibido o gráfico dos pontos experimentais em função dos pontos preditos pela equação reduzida, tanto para as condições utilizadas para obtenção do modelo, quanto para as condições usadas para validação do modelo além das condições com valores extrapolados.

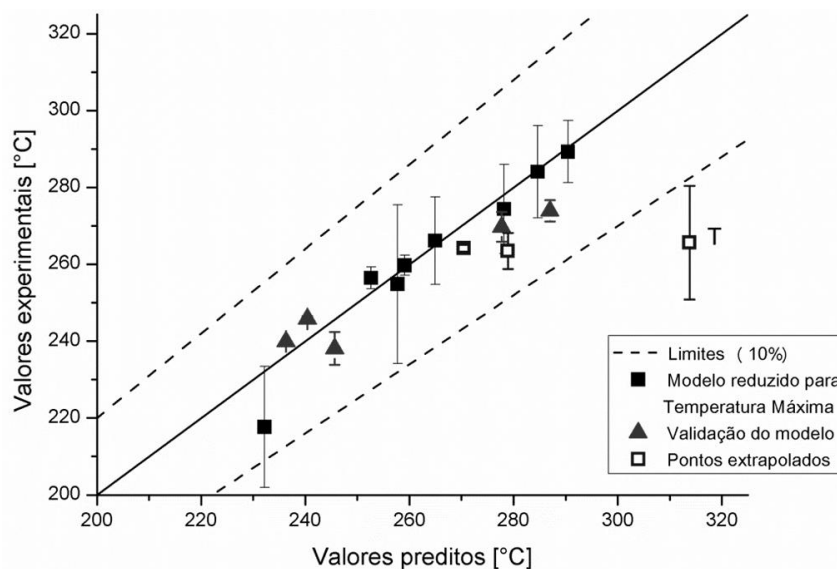


Figura 5-38 – Validação do modelo reduzido para temperatura máxima.

Pôde-se concluir que, dentro das condições escolhidas, o modelo apresentou uma boa capacidade de predição da temperatura máxima obtida durante a soldagem de PMMA através de FSSW. Foi possível observar que todos os pontos utilizados para a validação da equação encontraram-se dentro do limite de 10% de erro estabelecido para esse estudo.

Em relação aos pontos extrapolados, notou-se que uma das combinações, a Condição T, está fora do limite estabelecido como variação aceitável. O parâmetro extrapolado, nessa condição, foi o tempo de recalque, de 30 segundos. Isso indicou que tempos muito longos não tiveram o efeito esperado pela equação. Após certo valor de tempo de recalque, observou-se que não houve mais o aumento na temperatura devido à queda da viscosidade do polímero na região de contato com a ferramenta. A diminuição no valor da viscosidade levou a uma redução do coeficiente de atrito entre os materiais – efeito de escorregamento – ou seja, foi gerado menos calor por fricção, reduzindo a temperatura máxima observada na região da solda [37,95].

5.10.2 Geometria da solda (área do furo deixado pela ferramenta)

De acordo com o diagrama de Pareto para a área do furo deixado pela ferramenta (Figura 5-12), a interação secundária *taxa de penetração - tempo de recalque* e a interação terciária não foram considerados estatisticamente importantes, sendo necessário fazer o modelo reduzido. Deste modo, a equação com todos os termos que descrevem o tamanho do furo deixado pela ferramenta (Equação (5-5)) foi reduzida para a Equação (5-6).

$$AF_c = 39,7670 - 0,0003 * VR + 25,2720 * TP - 0,6188 * TR - 0,0123 * VR * TP \quad (5-5) \\ + 0,0008 * VR * TR + 0,6395 * TP * TR - 0,0006 * VR * TP * TR$$

$$AF_c = 40,6909 - 0,0002 * VR + 39,4833 * TP - 0,8675 * TR - 0,0218 * VR * TP + 0,0009 * VR * TR \quad (5-6)$$

sendo AF_c a área do furo deixado pela ferramenta (em u.a.), VR a velocidade de rotação (em RPM), TP a taxa de penetração (em mm/s) e TR o tempo de recalque (em s).

Na Figura 5-39, é mostrada a validação do modelo para área do furo deixado pela ferramenta.

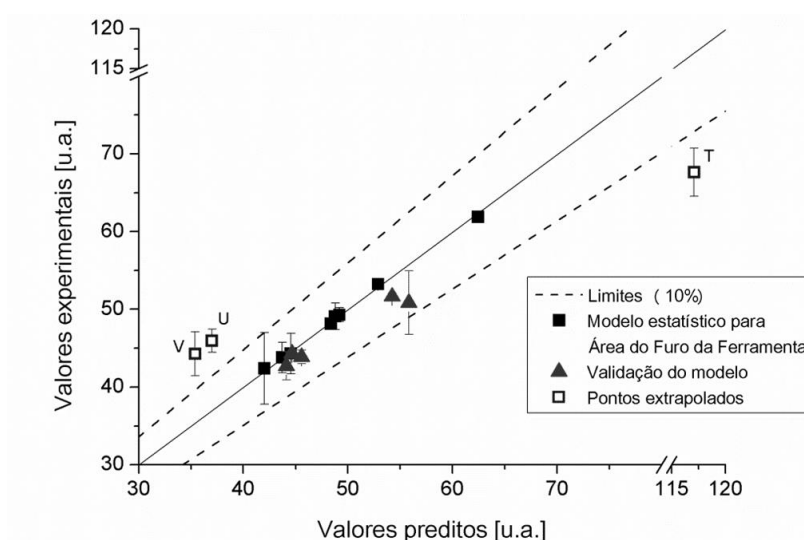


Figura 5-39 – Validação do modelo reduzido proposto para área do furo deixado pela ferramenta.

Essa equação apresentou um R^2 de 95,6%, ante 90,1% do modelo completo, evidenciado a boa qualidade da regressão pela proximidade entre os valores experimentais usados para obtenção do modelo e os valores preditos pela equação.

Confirmando também o alto valor de $R^2_{(pred)} = 95,0\%$ para o modelo reduzido, frente a 88,4% para o modelo completo, os cinco pontos usados para validação do modelo estão dentro do limite de 10% estabelecido. Portanto, esse modelo apresenta uma potencialidade razoável para determinação da área do furo deixado pela ferramenta.

Em relação aos pontos extrapolados, a primeira observação é em relação às condições U e V, que apresentaram uma área de cerca de 45 u.a., enquanto o valor predito foi de cerca de 36 u.a. Esse baixo valor predito se deve, no caso da Condição V, principalmente ao parâmetro extrapolado – tempo de recalque quase nulo, de 0,1 segundo. Conforme mostrado no diagrama de Pareto da Figura 5-12, o tempo de recalque é o fator mais importante na determinação da área do furo. A quantidade de material retirada pela ferramenta é diretamente relacionada ao nível de amolecimento do volume polimérico. Quanto maior o tempo de aquecimento/transferência de calor, mais material será amolecido e retirado pela ferramenta. No caso da Condição U, observou-se que a combinação entre baixa taxa de penetração e baixo tempo de recalque com alta velocidade levou a áreas do furo cada vez menores, por ser uma condição pouco energética.

É importante ressaltar que esse modelo não leva em consideração a área mínima possível, ou seja, que todas as soldas teriam, no mínimo, uma área do furo igual à seção transversal da parte penetrante da ferramenta. Essa área teórica seria de cerca de 42 u.a., portanto, aquelas condições em que é prevista a mínima perda de material teriam, pelo menos, uma área de 42 u.a., como é o caso da Condição M. Deste modo, fazendo a correção do valor mínimo, pôde-se afirmar que esses pontos estão dentro do esperado, conforme mostrado na Figura 5-40.

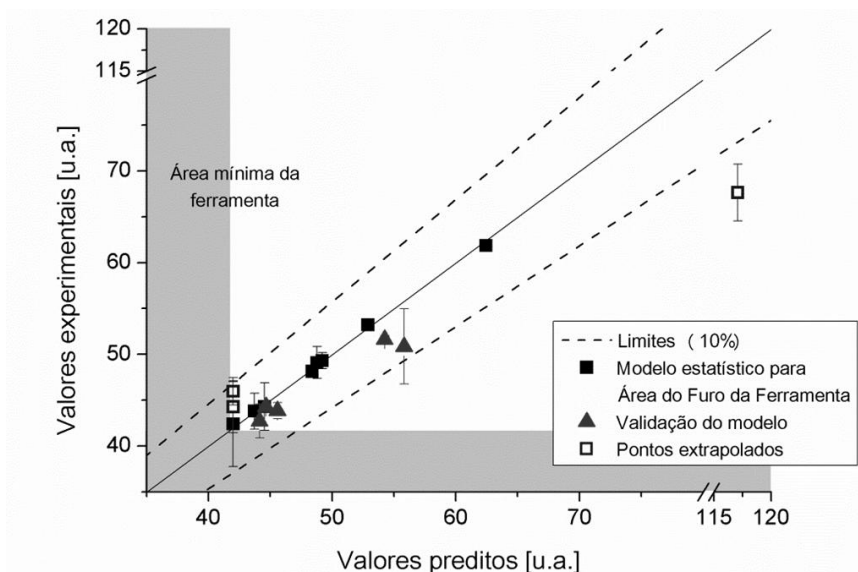


Figura 5-40 – Validação do modelo para área do furo deixado pela ferramenta, considerando-se o valor mínimo predito igual a 42 u.a., referente à área da seção transversal da ferramenta.

O outro ponto fora do limite estabelecido no modelo é a Condição T, cujo valor predito foi de cerca de 120 u.a., enquanto o valor experimental foi de cerca de 68 u.a. Mais uma vez, o valor predito pela Equação (5-6) teve grande influência do parâmetro extrapolado. O alto valor do tempo de recalque levaria a um grande aquecimento da região próxima à ferramenta, além de um alto tempo de transferência térmica, fazendo com que esse calor gerado alcançasse um extenso volume de material polimérico, amolecendo-o excessivamente e o fazendo aderir à ferramenta metálica. Entretanto, esse efeito não foi observado.

Percebeu-se durante a soldagem que, a partir de um certo volume de polímero amolecido aderido à ferramenta, não ocorreu mais adesão de novas camadas. Isso se deveu ao fato de que, acima de certo raio, considerando que o acúmulo de material na ferramenta aumenta o diâmetro da mesma, a velocidade tangencial é alta suficiente a ponto de romper a adesão entre as camadas já aderidas à ferramenta e as camadas amolecidas da placa polimérica – ocasionando um efeito de escorregamento, que diminui a geração

de calor friccional e, conseqüentemente, o volume de material amolecido que viria a ser extraído pela ferramenta.

5.10.3 Área afetada termicamente

Da análise do diagrama de Pareto na Figura 5-20, tem-se que todos os fatores foram considerados estatisticamente importantes para a área afetada termicamente (AAT_c), não foi necessário obter o modelo reduzido da equação. O modelo resultante (Equação (5-7)) obteve um R^2 de 97,7%, e um $R^2_{(pred)}$ de 97,3%, demonstrando ser um ótimo modelo para previsão da AAT_c .

$$AAT_c = 11,668 + 0,016 * VR + 138,310 * TP + 7,874 * TR - 0,043 * VR * TP - 0,001 * VR * TR - 18,539 * TP * TR + 0,004 * VR * TP * TR \quad (5-7)$$

sendo AAT_c a área afetada termicamente da amostra soldada (em u.a.), VR a velocidade de rotação (em RPM), TP a taxa de penetração (em mm/s) e TR o tempo de recalque (em s). A Figura 5-41 mostra a validação do modelo estatístico obtido para AAT_c .

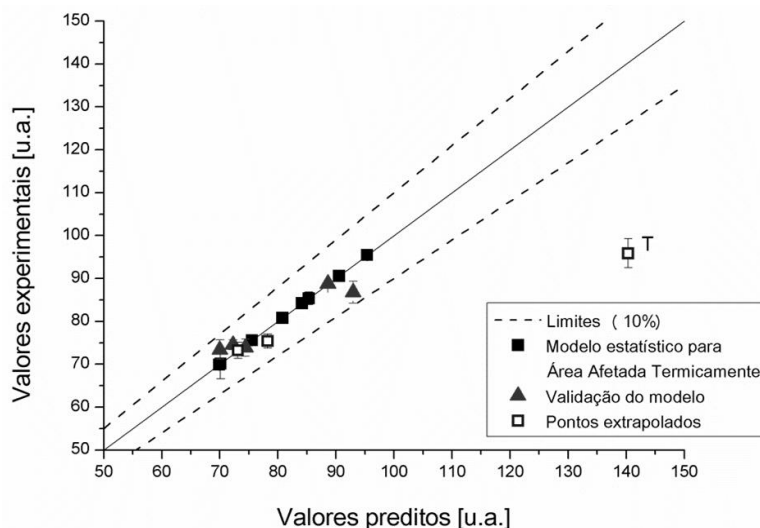


Figura 5-41 – Validação do modelo completo para área afetada termicamente (AAT_c).

Como previsto pelo alto valor de R^2 , foi possível observar que os pontos usados para obtenção do modelo produziram uma reta muito bem definida. Também previsto pelo $R^2_{(pred)}$, nota-se que todos os pontos usados para a validação do modelo se encaixaram dentro do limite de erro de 10%. Inclusive os pontos das condições extrapoladas apresentaram bom comportamento. A única exceção foi a Condição T, com tempo de recalque excessivo, que como nas respostas anteriores, teve uma previsão muito acima da realidade. Mais uma vez a explicação se dá ao efeito de escorregamento do material pela redução na viscosidade no centro da solda, que modificou a geração e a propagação do calor gerado pela ferramenta para a massa polimérica.

5.10.4 Resistência ao cisalhamento

Para a resistência ao cisalhamento, o modelo completo (Equação (5-8)) obtido com as contribuições de todos os parâmetros e suas interações apresentou um R^2 de 78,8%, e um $R^2_{(pred)}$ de 69,5%.

$$RC = 345,427 + 0,035 * VR - 650,267 * TP + 9,206 * TR - 0,146 * VR * TP \quad (5-8) \\ - 0,005 * VR * TR + 1,347 * TP * TR + 0,031 * VR * TP * TR$$

sendo **RC** a resistência ao cisalhamento da amostra soldada (em N), **VR** a velocidade de rotação (em RPM), **TP** a taxa de penetração (em mm/s) e **TR** o tempo de recalque (em s).

Porém, como demonstrado através do diagrama de Pareto (Figura 5-27), nem todos os parâmetros são estatisticamente significantes. Deste modo, foi proposto um novo modelo, reduzido, apresentado na Equação (5-9)).

$$RC = 422,48 + 0,01 * VR - 1111,69 * TP - 7,56 * TR + 100,73 * TP * TR \quad (5-9)$$

sendo **RC** a resistência ao cisalhamento da amostra soldada (em N), **VR** a velocidade de rotação (em RPM), **TP** a taxa de penetração (em mm/s) e **TR** o tempo de recalque (em s).

Esse modelo reduzido apresentou um R^2 de 82,1%, e um $R^2_{(pred)}$ de 77,3%, indicando uma melhoria estatística do modelo.

A Figura 5-42 mostra a validação do modelo estatístico para resistência ao cisalhamento.

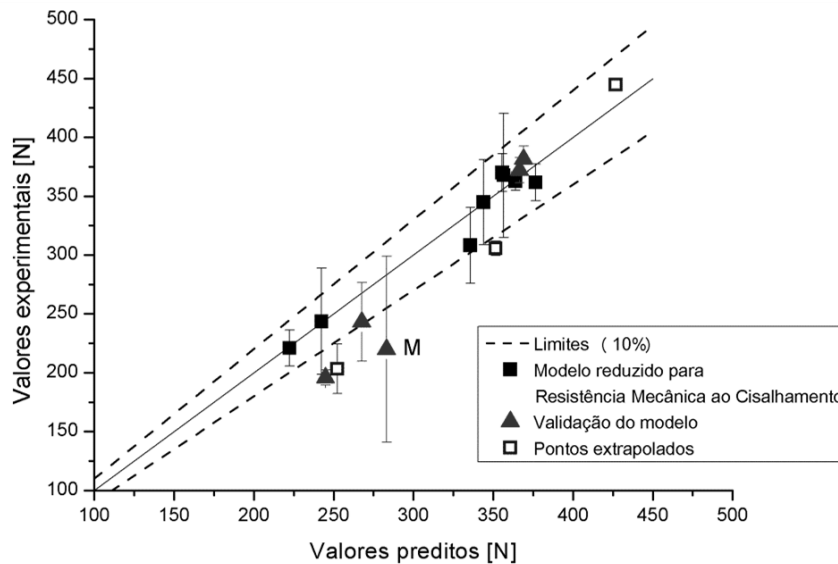


Figura 5-42 – Validação do modelo reduzido para resistência mecânica ao cisalhamento.

Nota-se que das cinco condições usadas para validação, três encontraram-se dentro do limite estabelecido de 10% de erro, e uma condição possuiu valores inclusos quando se considera o desvio padrão a ela associado. Portanto, considerou-se que o modelo proposto possa prever, com certa confiança, valores de resistência ao cisalhamento de amostras de PMMA soldadas por FSSW, dentro dos valores de parâmetros estudados.

A Condição M apresentou o maior desvio padrão entre as réplicas, de mais de 35%. As primeiras observações sugerem que a variabilidade na

espessura das placas seja a causa desse comportamento. De um total de seis placas utilizadas para soldagem das réplicas dessa condição, quatro (marcadas com *) apresentaram um valor fora do limite definido pelo desvio padrão, conforme Tabela 5-15.

Tabela 5-15 – Espessura média das placas utilizadas na soldagem da Condição M. Limites calculados a partir do desvio padrão medido.

Espessura das placas			
Amostra	Espessura média [mm]	Limite mínimo [mm]	Limite máximo [mm]
Média	2,16	2,09	2,23
CP-1	*2,30*	2,29	2,31
	2,27	2,26	2,28
CP-2	*2,10*	2,09	2,11
	2,12	2,09	2,15
CP-3	*2,12*	2,09	2,15
	2,01	2,00	2,02

As soldas de FSSW foram realizadas com controle de posição da ferramenta. O equipamento de soldagem teve sua posição inicial, o descolamento durante a penetração e a profundidade em que a ferramenta estará durante o tempo de recalque inicialmente programados para duas placas poliméricas escolhidas aleatoriamente, com espessura dentro dos limites estabelecidos. Uma diferença em espessura da placa fora do desvio padrão pode influenciar diretamente as condições de processo, como tempo de soldagem, profundidade de penetração, área da ferramenta em contato com as placas poliméricas, afetando a quantidade de calor gerado, área soldada, área do furo da ferramenta e a resistência mecânica da solda.

5.10.5 Tipo de fratura

O modelo estatístico primário que prediz valores de tipo de fratura para amostras de PMMA soldadas por FSSW (Equação (5-10)) foi obtido a partir de uma regressão linear múltipla, excluindo os fatores que não foram considerados estatisticamente significantes. Esse modelo apresentou R^2 de 74,5%, e um $R^2_{(pred)}$ de 66,4%.

$$TF = 2,94 - 0,00007 * VR - 9,405 * TP - 0,074 * TR + +0,00065 * VR * TP + 0,738 * TP * TR \quad (5-10)$$

sendo **TF** o tipo de fratura da amostra ensaiada (valores próximos a 1 indicam uma tendência de fratura do *Tipo I*, enquanto valores próximos a 2, fratura do *Tipo IV*), **VR** a velocidade de rotação (em RPM), **TP** a taxa de penetração (em mm/s) e **TR** o tempo de recalque (em s).

A Tabela 5-16 exibe os valores de tipo de fratura, em porcentagem de cada tipo observado, preditos pelo modelo e os valores experimentais observados após os ensaios de cisalhamento das condições da Tabela 5-12.

Tabela 5-16 – Tabela com os valores de validação e análise, em porcentagem, preditos e experimentais para o tipo de fratura.

Condições	Valores Preditos		Valores Experimentais	
	% <i>Tipo I</i>	% <i>Tipo IV</i>	% <i>Tipo I</i>	% <i>Tipo IV</i>
M	44	56	100	0
N	0	100	0	100
O	74	26	100	0
P	59	41	100	0
Q	0	100	0	100
T	0	100	0	100
U	49	51	100	0
V	0	100	0	100

Analisando a Tabela 5-16, observou-se que as condições N e Q se comportaram exatamente como o modelo previu, assim como as condições extrapoladas T e V, com todas as amostras apresentando 100% de falha do *Tipo IV*. As condições O e P apresentaram somente fratura do *Tipo I*, apesar de o modelo tender, mas não indicar a exclusividade desse tipo de falha. A Condição U não apresentou nenhuma tendência, com praticamente as mesmas chances de as amostras que foram soldadas por essa condição fraturarem de modo aleatório. Entretanto, na prática, todas apresentaram fratura do *Tipo I*. A única condição que apresentou um resultado contrário ao predito pelo modelo foi a Condição M, a qual se esperava que apresentasse uma distribuição similar entre os tipos de fratura, tendendo mais para a fratura do *Tipo IV*, o que não foi observado.

Possíveis explicações para essa discrepância podem estar relacionadas à baixa resolução do modelo estatístico, exemplificado pelo valor de R^2 reduzido, também ao problema da espessura média das placas usadas para a Condição M, conforme discutido na Tabela 5-15, além do fato de se ter transformado uma variável qualitativa em variável quantitativa.

De modo a analisar o modelo com maior detalhamento, foram plotados os resultados de tipo de fratura pela resistência ao cisalhamento sob tração de todos os corpos de prova usados para gerar os modelos, aqueles usados para validação e os corpos de prova das condições extrapoladas.

A Figura 5-43 exhibe a distribuição dos tipos de fratura de cada corpo de prova em relação ao valor predito pela equação do modelo (Equação (5-10)) e o valor experimental de resistência ao cisalhamento.

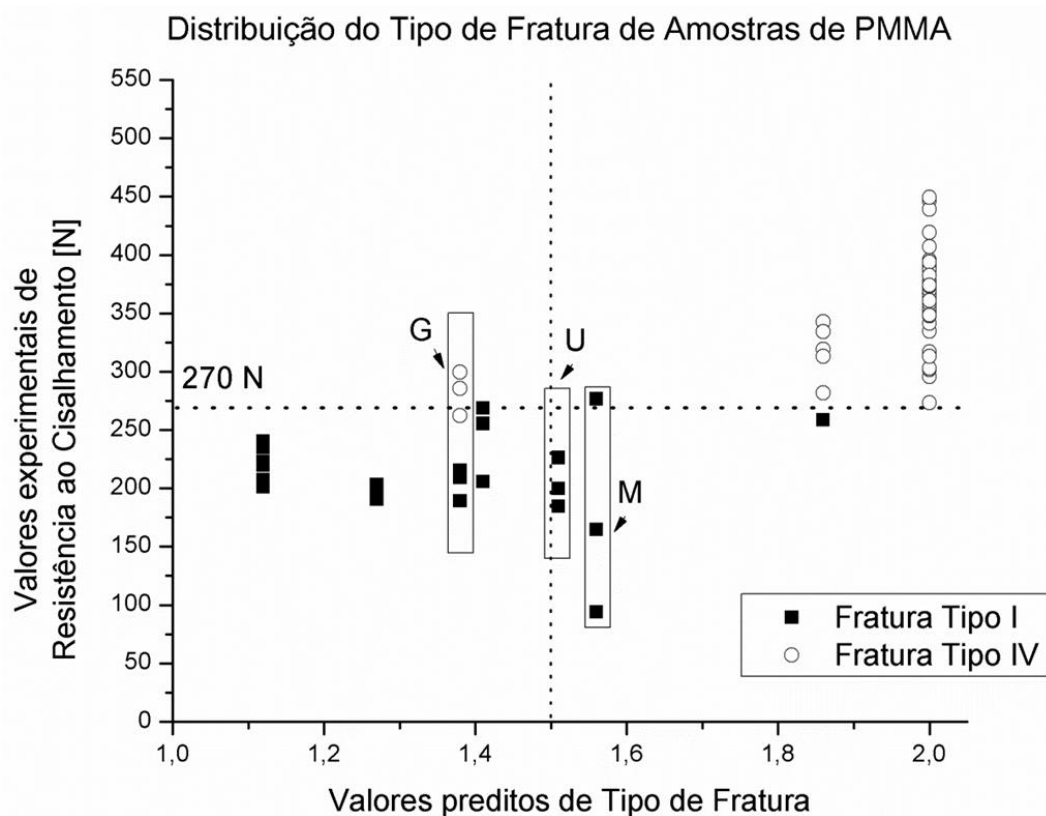


Figura 5-43 – Distribuição dos tipos de fratura em relação ao valor predito pelo modelo estatístico e à resistência mecânica.

Primeiramente, pode-se observar que, via de regra, as amostras que apresentaram fratura do *Tipo IV* possuem maior resistência mecânica ao cisalhamento, e aquelas que fraturaram do modo *Tipo I* apresentaram baixa resistência mecânica, confirmando a hipótese discutida na Seção 5.8. Inclusive foi possível notar que houve um valor de resistência mecânica – aproximadamente 270 N – que indica um limite de transição do comportamento do tipo de fratura das amostras, nesse conjunto de parâmetros considerado.

Outra importante observação foi que a maior concentração de corpos de prova que apresentaram fratura do *Tipo I* esteve localizada na região que englobou valores preditos de até 1,5, enquanto a maioria das amostras que se encontram na região com valores preditos entre 1,5 e 2 exibiu fratura do *Tipo IV*, característico de juntas mais resistentes. Sendo assim, pôde-se afirmar que o modelo estatístico para predição do tipo de fratura apresentou uma resposta

bastante satisfatória e seus resultados confirmam o que está descrito na literatura [41,53,56,96], sobre juntas mais resistentes apresentarem fratura do *Tipo IV* enquanto juntas com resistência mecânica mais baixa apresentam fratura do *Tipo I*.

Duas condições, no entanto, apresentaram comportamento distinto das demais. Metade dos corpos de prova da Condição G, exibida na Figura 5-43, apresentou baixa resistência mecânica e fratura do *Tipo I*, enquanto a outra metade exibiu alta resistência mecânica e fratura do modo *Tipo IV*, apesar de o modelo (5-10) prever apenas fraturas do *Tipo I* (Tabela 5-16). Entretanto, o valor médio de resistência mecânica da Condição G (243,5 N) foi bem próximo à média prevista pelo modelo (5-9) (242,2 N) – ambos abaixo de 270 N. Isso condiz com a previsão de baixa resistência mecânica e fratura do *Tipo I* para essa condição.

Para a Condição M, também assinalada na Figura 5-43, o valor previsto de tipo de fratura foi 1,56, ou seja, era uma condição onde se esperava uma distribuição aleatória dos modos de fratura (Tabela 5-16). Analisando em conjunto com o modelo para resistência ao cisalhamento, previa-se uma resistência mecânica de 283 N, ou seja, próxima ao limite encontrado de mudança de comportamento (270 N). Entretanto, conforme descrito para resistência ao cisalhamento, a variabilidade da espessura das placas provavelmente refletiu na resistência mecânica e, conseqüentemente, no tipo de fratura apresentado pelas amostras. Um estudo mais aprofundado dos mecanismos de fratura se faz necessário para entender esses fenômenos.

5.11 Friction Spot Welding (FSpW) em amostras de PMMA

A análise da viabilidade da soldagem de amostras termoplásticas através de FSpW foi demonstrada mundialmente pela primeira vez [5] em chapas de PMMA do tipo *casting* (Plexiglas® GS, da Evonik), de 3 milímetros de espessura, e usinadas no formato de placas de 100 mm de comprimento por 25,4 mm de largura.

Para os testes preliminares, utilizou-se um tempo de retração da ferramenta de 4 segundos, e pressão de fixação de 0,25 MPa (2,5 bar). As outras condições, como velocidade de rotação da ferramenta, tempo de penetração, taxa de penetração, tempo de recalque e profundidade de penetração, foram variadas em valores dentro dos intervalos descritos na Tabela 5-17. Com o uso de uma ferramenta de aço inox (TS30000). Como respostas utilizadas nesse estudo preliminar, foram escolhidas a microestrutura das soldas e a resistência mecânica ao cisalhamento sob tração. Para o cálculo da tensão suportada durante o ensaio de cisalhamento, foi considerada como área soldada a área da seção transversal da ferramenta, ou seja, o diâmetro da camisa penetrante.

Tabela 5-17 – Parâmetros de soldagem utilizados durante a soldagem das amostras de PMMA por FSpW.

Parâmetros de Soldagem		
Parâmetro	Mínimo	Máximo
Velocidade de rotação [RPM]	500	3000
Tempo de penetração [s]	1,5	15
Taxa de penetração [mm/s]	0,35	2,67
Tempo de recalque [s]	0	30
Profundidade de penetração [mm]	1	4

Das diversas combinações testadas, apenas algumas apresentaram realmente formação da junta. Mesmo assim, essas amostras exibiram uma baixa qualidade de preenchimento e baixa resistência mecânica ao cisalhamento. Desse estudo preliminar, não foi possível alcançar juntas otimizadas apenas alterando os parâmetros de processo.

Como discutido anteriormente, a qualidade da junta está totalmente associada à geração de calor por fricção, bem como sua dissipação na região a ser soldada. Em FSpW de termoplásticos, essas características podem ser drasticamente controladas pelo tipo de material da ferramenta.

Uma das principais considerações que devem ser feitas na soldagem de polímeros é a questão da baixa condutividade térmica dessa classe de materiais. Ou seja, é necessário que haja temperatura suficiente para amolecer/ fundir o polímero e, tão importante quanto, é a manutenção dessa temperatura por um período suficiente para que um volume adequado de material seja amolecido, e para que haja difusão das cadeias poliméricas entre as partes envolvidas, dando origem a uma linha de solda de qualidade.

Sendo assim, pode acontecer que soldas, cujas combinações de parâmetros gerariam aportes térmicos com energia suficiente para criar soldas sem defeitos volumétricos, na prática podem vir a ser defeituosas. Para investigar essa influência foram escolhidos e testados outros materiais de ferramentas de FSpW, visando a otimização do processo.

5.11.1 Influência do material da ferramenta nas propriedades da junta

Foi observado que o material da ferramenta utilizada no equipamento de FSpW, no caso aço inoxidável, possuía um coeficiente de condutividade térmica muito alto, de $15 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$, o que levava a grande dissipação do calor gerado por fricção entre o polímero e a ferramenta. Como o interessante nesse caso seria manter o calor gerado na região da solda, buscou-se um material que reduzisse essas perdas por condução térmica.

Optou-se, então, por confeccionar as ferramentas com uma liga de titânio usado na indústria aeronáutica (Ti-6Al-4V), com melhores propriedades mecânicas e com coeficiente de condutividade térmica de $6,6 \text{ W.K}^{-1}.\text{m}^{-1}$ [97], cerca de duas vezes menor que o valor do aço inoxidável [98].

Conforme esperado, a ferramenta produzida com a liga de titânio permitiu que houvesse uma redução na perda por condução do calor gerado na área de fricção. Com a nova ferramenta, as amostras apresentaram melhor preenchimento, conforme exibido na Figura 5-44, e, conseqüentemente, obteve-se maior resistência média ao cisalhamento, de $(2,1 \pm 0,3)$ MPa nas amostras soldadas com a ferramenta de aço inoxidável e $(8,3 \pm 1,2)$ MPa naquelas soldadas com liga de titânio. Esses valores são das melhores condições de soldagem: rotação de 500 RPM, 3 segundos de penetração, 4 milímetros de profundidade para a ferramenta de aço inox e 500 RPM de rotação da ferramenta, 1,5 segundo de penetração, 4 milímetros de profundidade para a ferramenta de titânio e 0,3 MPa de pressão de fixação.

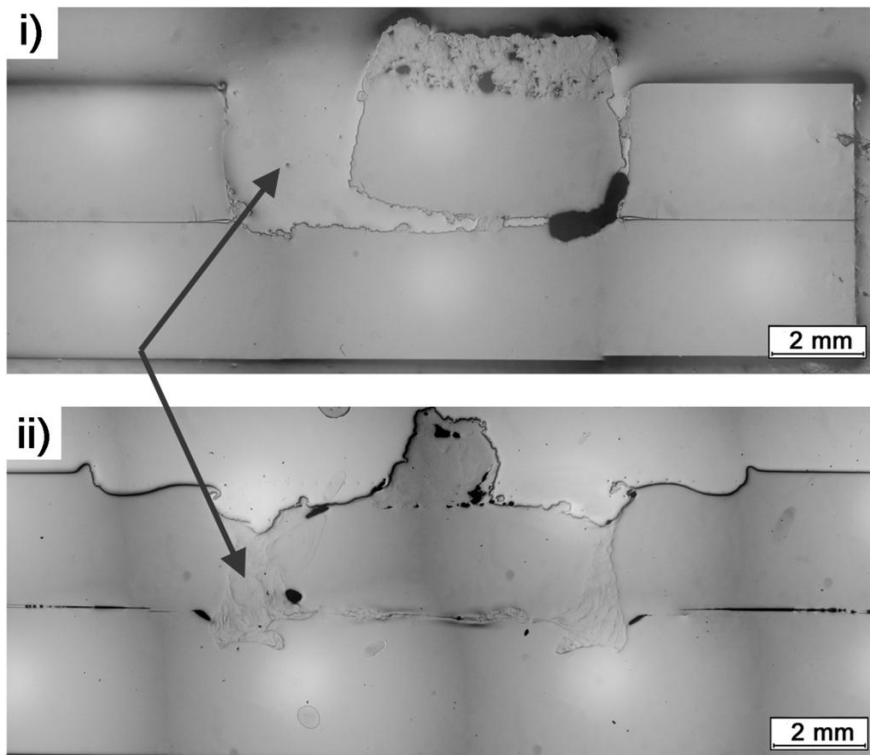


Figura 5-44 – Seção transversal das amostras de PMMA soldadas por FSpW. i) Amostra soldada com a ferramenta de aço inoxidável (500 RPM/ 3+4 s/ 4 mm). ii) Amostra soldada com a ferramenta de liga de titânio (500 RPM/ 1,5+4 s/ 4 mm). Em destaque, as regiões de preenchimento do furo da solda.

É possível observar um grande defeito de preenchimento na amostra da Figura 5-44 (i) devido à ausência de material na região da solda. Já na Figura 5-44 (ii) nota-se um melhor preenchimento, gerando maior área de contato entre as placas a serem unidas e refletindo, desse modo, em uma maior resistência mecânica.

Entretanto, foi observado um grande desgaste da ferramenta de titânio, o que reduziu sua vida útil após poucas dezenas de soldas. O desgaste acentuado do perfil de roscas da camisa pode ser observado na Figura 5-45. Esse desgaste foi associado ao atrito entre o metal e partículas de alta dureza, originadas da degradação do material polimérico acumulado na parte interna da ferramenta, após cada ciclo de soldagem. Na Figura 5-45 (i), pode-se comparar as macrografias de uma ferramenta nova e uma ferramenta após poucos ciclos de soldagem (cerca de 50 soldas). Na Figura 5-45 (ii) é exibido também um esquema das ferramentas, indicando a região entre o anel de fixação e a camisa. Nesse local, o material polimérico penetra devido à sua baixa viscosidade quando amolecido, e, depois de certa quantidade de ciclos, graças à degradação termomecânica, origina essas partículas abrasivas.

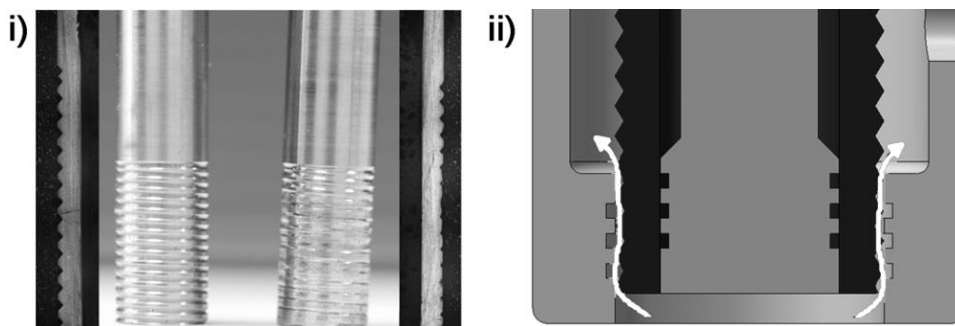


Figura 5-45 – i) Do lado esquerdo é apresentada uma ferramenta de titânio nova, e do lado direito uma ferramenta com poucos dezenas de ciclos de uso.
ii) Região entre o anel de fixação e a camisa, onde fica acumulado parte do material polimérico após cada ciclo de soldagem.

Devido a esse problema, foi necessária uma nova seleção de material para a ferramenta, dessa vez buscando um material com maior dureza superficial. Uma solução encontrada foi realizar um tratamento superficial de endurecimento, no caso por nitretação nas ferramentas, o que elevou a dureza superficial da ferramenta de 365 HV₁₀ [99] para cerca de 450 HV. Ao se formar um óxido na superfície de contato entre o metal e o polímero, esperou-se também uma maior acumulação de calor na região da solda, devido ao baixo coeficiente de condução térmica dessa classe de material. Por outro lado, sabe-se que os óxidos possuem coeficientes de atrito menores que o titânio [99–101], o que pode ser um fator de alteração no regime friccional.

Devido a esse novo aporte térmico associado à nitretação da ferramenta de titânio, após as primeiras soldas com a ferramenta nitretada foi necessário adaptar algumas condições e parâmetros de soldagem.

5.11.2 Otimização do processo

Num primeiro momento, tentou-se repetir para a nova ferramenta nitretada os parâmetros da melhor condição com a ferramenta de titânio na soldagem de placas de PMMA de 3 milímetros (Figura 5-44 (ii)), ou seja, usou-se 500 RPM, 1,5 s de penetração, 4 s de retração da ferramenta, 4 mm de penetração, e 0,3 MPa (3 bar) de pressão de fixação.

Não foi possível obter juntas com essa condição, já que as amostras trincavam durante a penetração da camisa ou não ocorria a soldagem propriamente dita entre as placas. Acredita-se que isso tenha ocorrido devido à alta taxa de penetração, somada ao baixo grau de amolecimento do polímero.

Aparentemente, a nova ferramenta fez com que a quantidade de calor acumulado na região da solda fosse menor, aquecendo menos o material, e dificultando a penetração da ferramenta. Com isso, foi necessário reduzir a pressão de fixação, de 0,3 MPa (3 bar) para 0,2 MPa (2 bar), para evitar a quebra das placas.

Outra alteração implantada foi a adição de uma nova etapa no processo, chamada de tempo de pressão pós-soldagem. Essa etapa, usada pela primeira vez por Gonçalves [102] para melhorar a qualidade superficial na FSpW de termoplásticos semi-cristalinos, é posterior à retração da camisa, como mostrado na Figura 5-46 (iv). Durante um tempo predeterminado, tanto o pino quanto a camisa permanecem em contato com a região da solda, sem rotação. Com essa etapa esperou-se possibilitar o resfriamento e consolidação da solda sob pressão, evitando que a retração da ferramenta carregasse consigo parte do material ainda amolecido.

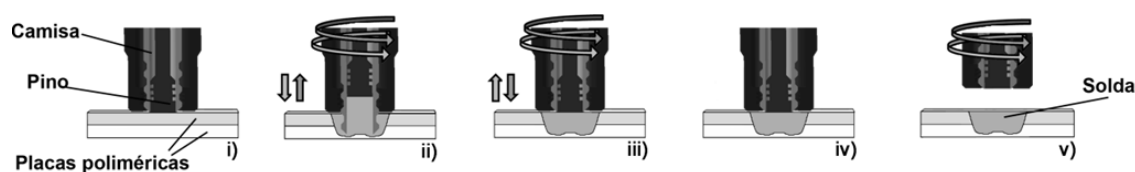


Figura 5-46 – Etapas do processo FSpW, com a adição do estágio de tempo de pressão pós-soldagem (iv).

Foram então selecionadas algumas condições para avaliar principalmente a qualidade de preenchimento das amostras e a resistência mecânica ao cisalhamento. Na Tabela 5-18, são mostradas as condições analisadas.

Tabela 5-18– Condições de soldagem por FSpW das amostras de PMMA.

Condições de Soldagem				
Amostra	Velocidade de Rotação [RPM]	Tempo de Soldagem		Tempo de Pressão pós-soldagem [s]
		Penetração [s]	Retração [s]	
FSpW-a	500	1,5	4	0
FSpW-b	500	4	1,5	0
FSpW-c	500	1,5	4	20
FSpW-d	500	4	1,5	20
FSpW-e	2000	4	1,5	20

Na Figura 5-47, são exibidas as macrografias das seções transversais de cada uma das condições soldadas por FSpW com a ferramenta de titânio nitretada.

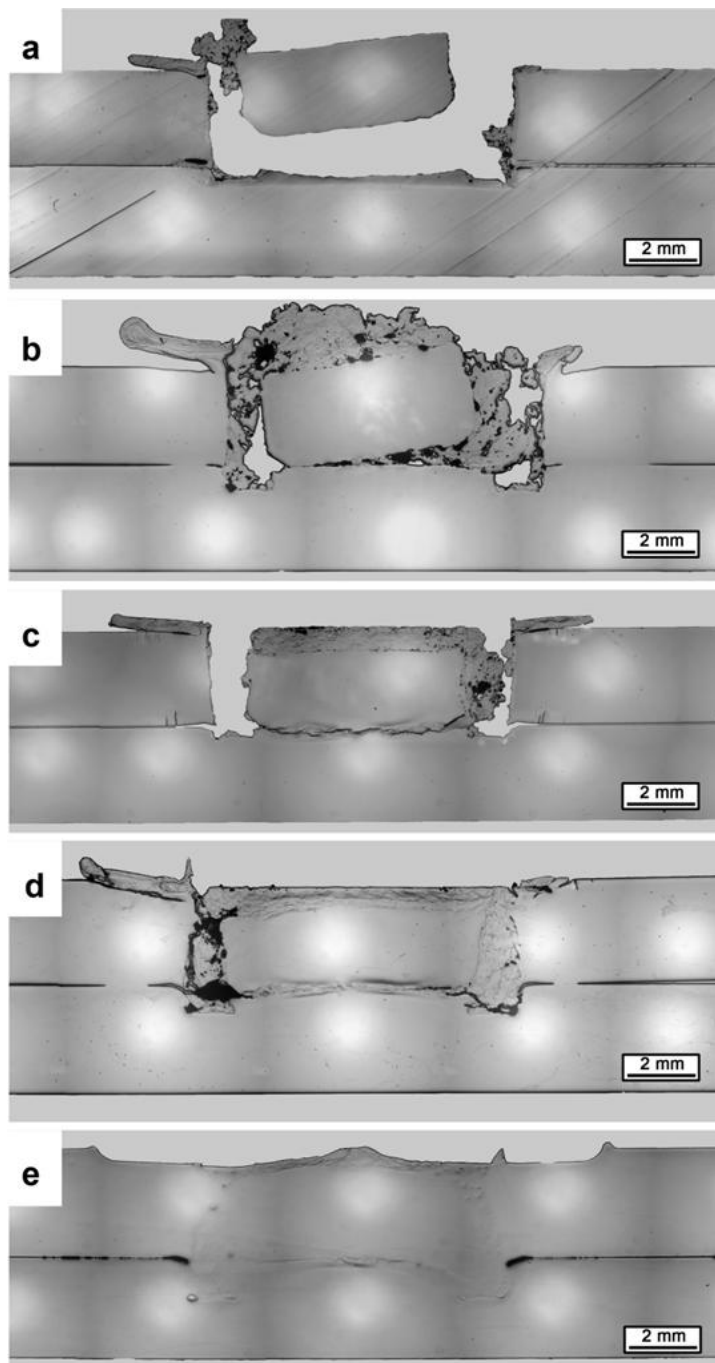


Figura 5-47 – Seção transversal das amostras de PMMA soldadas por FSpW com ferramenta de titânio nitretada, apresentadas na Tabela 5-18.

Nota-se, na Figura 5-47, que os parâmetros de soldagem tiveram grande influência no reenchimento da região da solda.

Observa-se que as condições **a** e **c**, em que foi usado tempo de penetração curto, de 1,5 segundo, apresentaram um reenchimento muito deficiente. Isso se explica pelo curto tempo de geração e transmissão de calor, e nesse caso, a ferramenta agiu apenas desbastando o material na região de penetração. Já nas condições **b** e **d**, em que foi usado um tempo mais longo de penetração, observou-se uma maior quantidade de material na região de ação da camisa.

Comparando-se a influência do tempo de pressão pós-soldagem, observou-se que, mantendo os outros parâmetros constantes, teve-se um melhor empacotamento do material na região da solda na Condição **d** em relação a Condição **b**.

Ao comparar-se a influência da velocidade de rotação das condições **d** e **e**, notou-se que a alta rotação resultou em um melhor preenchimento, praticamente sem nenhuma presença de vazios na região da solda. Uma maior taxa de cisalhamento levou a um maior amolecimento do material, possibilitando uma melhor fluidez no momento de reenchimento.

Na Figura 5-48 é possível analisar comparativamente a seção transversal das amostras soldadas com as melhores condições testadas para cada ferramenta: de aço inox, de titânio e de titânio nitretada.

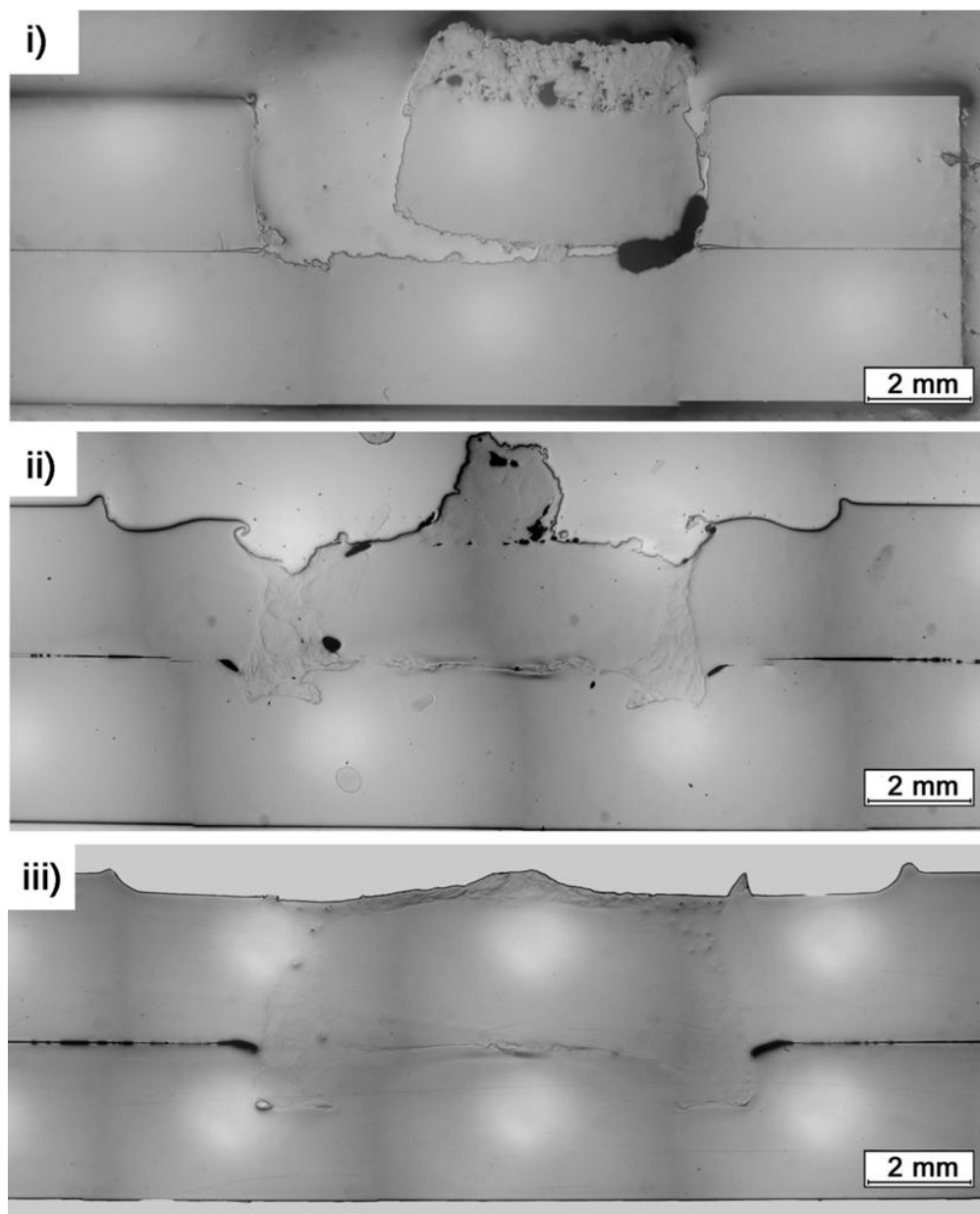


Figura 5-48 – Seção transversal das amostras de PMMA com as melhores condições de soldagem por FSpW.

- i) Ferramenta de aço inox: 500 RPM; 3 s de penetração + 4 s de retração;
- ii) Ferramenta de titânio: 500 RPM; 3 s de penetração + 4 s de retração;
- iii) Ferramenta de titânio nitretada: 2000 RPM; 4 s de penetração + 1,5 s de retração; 20 segundos de pressão pós-soldagem.

Pode-se observar uma evolução da qualidade de preenchimento nas amostras de PMMA soldadas por FSpW. Além disso, comparando-se as

Figura 5-48 (ii) com (iii), nota-se que a superfície da amostra em (iii) apresentou melhor qualidade que em (ii). A ausência da impressão na superfície da solda ponto em (iii) é um indício que a temperatura processual foi menor, mesmo que a condição (iii) tenha sido produzida com maior velocidade de rotação (2000 RPM contra 500 RPM) e com maiores ciclos de soldagem. Essa melhor qualidade superficial também é um melhoramento significativo para o desenvolvimento da técnica FSpW.

Na Tabela 5-19 são exibidos os valores médios obtidos dos ensaios mecânicos sob cisalhamento das amostras soldadas com ferramenta de titânio nitretada.

Tabela 5-19 – Valores de resistência ao cisalhamento de amostras de PMMA soldadas com ferramenta de titânio nitretada.

Ensaio Mecânico sob Cisalhamento					
Amostra	Vel. de Rotação [RPM]	Tempo de Soldagem		Tempo Press. pós-soldagem [s]	Resistência sob Cisalhamento [MPa]
		Penetração [s]	Retração [s]		
FSpW-a	500	1,5	4	0	1,98 ± 0,03
FSpW-b	500	4	1,5	0	2,94 ± 0,58
FSpW-c	500	1,5	4	20	3,14 ± 0,19
FSpW-d	500	4	1,5	20	3,42 ± 1,06
FSpW-e	2000	4	1,5	20	7,58 ± 0,36

Comparando a resistência mecânica ao cisalhamento sob tração (RC) das condições **a** e **b**, nota-se que a variação do tempo de penetração e tempo de retração – mantendo os outros parâmetros constantes (500 RPM e 0 s de pressão pós soldagem), tiveram grande influência na determinação da resistência da junta ($RC_a = 1,98$ MPa, $RC_b = 2,94$ MPa). Entretanto, para tempos de pressão pós-soldagem de 20 s, essa variação nos tempos de soldagem não apresentou a mesma influência, como pode ser observado na resistência ao cisalhamento das condições **c** e **d** ($RC_c = 3,14$ MPa, $RC_d = 3,42$

MPa). Um tempo de penetração mais longo permite um maior amolecimento do material da região de ação da ferramenta, possibilitando uma melhor acomodação desse material no interior da ferramenta durante o processo e garantindo um melhor reenchimento da solda no fim do ciclo, e conseqüentemente, melhor resistência mecânica (Figura 5-47 (b) e Figura 5-47 (d)). Entretanto, quando se utiliza o tempo de pressão pós-soldagem, observa-se que a compactação da região soldada sob alta temperatura possibilita a formação de uma junta resistente, mesmo com um reenchimento incompleto.

Comparando-se as condições **d** e **e**, em que se variou a velocidade de rotação de 500 RPM para 2000 RPM mantendo os outros parâmetros constantes (4 s de penetração, 1,5 s de retração, 20 s de pressão pós-soldagem), nota-se que uma maior velocidade leva a maiores taxas de cisalhamento, favorecendo o aquecimento por fricção e maior grau de amolecimento do polímero na região da solda. Essa condição possibilitou um reenchimento praticamente total da região da solda (Figura 5-47 (e)) e, somado ao resfriamento sob pressão e temperatura (tempo de pressão pós-soldagem de 20 s), o que permite uma maior difusão das cadeias poliméricas na região da junta e formação de uma linha de solda de boa qualidade, resultou na melhor resistência mecânica entre as condições estudadas de FSpW para PMMA com a ferramenta de titânio nitretada ($RC_e = 7,58$ MPa).

Pode-se concluir que, através de modificações simples da ferramenta e do processo, foram obtidas soldas FSpW em PMMA sem defeitos volumétricos e com bom acabamento superficial. Entretanto, é necessário aprofundar o estudo para se otimizar o processo de FSpW em termoplásticos, o que pode melhorar ainda mais o desempenho mecânico dessas juntas pontuais.

5.12 Performance mecânica das juntas FSSW e FSpW em PMMA em comparação com outras tecnologias

O fato de não ter sido possível identificar a área soldada efetiva das soldas ponto em PMMA com precisão, devido à sua amorficidade, torna-se difícil o cálculo da tensão de cisalhamento real das juntas. Por isso, para obtenção da tensão máxima suportada pelas amostras, foi considerada a área da seção transversal da ferramenta, na região de fricção. Esse procedimento comum na área de soldagem é escolhido quando não se pode calcular a área real soldada [5]. Para juntas FSSW, assumiu-se uma área soldada nominal, com a região anular da área do rebaixo, de diâmetro D_r , menos a área do pino, de diâmetro D_p , conforme Figura 5-49. Para soldas FSpW, considerou-se a área circular transversal da camisa e seu diâmetro externo no cálculo da tensão de cisalhamento uma boa aproximação da área soldada real, considerando que para o PMMA a camada amolecida de polímero, cisalhada ao redor da camisa, é muito fina [5].

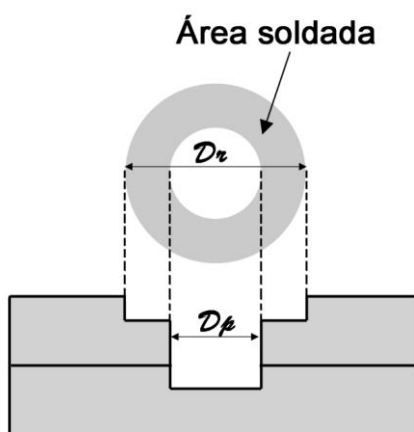


Figura 5-49 – Área considerada para o cálculo da tensão máxima suportada pelas amostras de PMMA soldadas por FSSW.

Os valores de resistência ao cisalhamento sob tração encontrados foram comparados com os valores máximos obtidos em outras técnicas de soldagem, para amostras de PMMA de geometrias semelhantes, disponíveis na literatura,

[4,5,29,31]. A Figura 5-50 apresenta os valores de resistência ao cisalhamento máxima obtidos para soldas de PMMA da literatura em comparação com os resultados desse estudo.

Resistência máxima ao Cisalhamento em amostras de PMMA

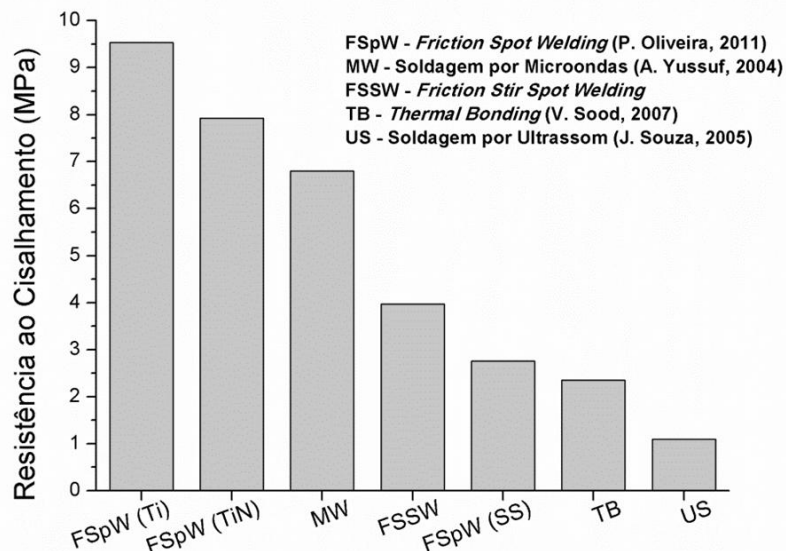


Figura 5-50 – Máxima resistência mecânica ao cisalhamento sob tração de amostras de PMMA soldadas por diversas técnicas encontradas na literatura [4,29,31]. FSpW (Ti) refere-se a amostra soldada com a ferramenta de titânio, FSpW (SS) refere-se a amostra soldada com a ferramenta de aço inox [5], e FSpW (TiN) refere-se a amostra soldada com ferramenta de titânio nitretada.

Nota-se que a técnica de soldagem por FSSW apresentou um valor de resistência ao cisalhamento maior que de algumas técnicas usadas atualmente, o que demonstra a potencialidade desse processo.

Na soldagem por ultrassom (US) [31], Souza obteve a melhor condição de soldagem com um ciclo bastante rápido, de menos de 1 segundo, porém uma resistência média de apenas 1,10 MPa. Já na sua melhor condição da soldagem por *Thermal Bonding* (TB) (colagem térmica), Sood [29] obteve uma resistência pouco maior, de cerca de 2,35 MPa, porém com ciclos de soldagem bem mais longo (cerca de 2 minutos) em relação a FSSW (19 segundo para a

Condição H). Além disso, em TB o polímero precisa ficar sobre alta temperatura e pressão, resultando num maior consumo de energia. Yussuf e colaboradores [4] alcançaram valores máximos de resistência ao cisalhamento de 6,80 MPa, com um ciclo de soldagem relativamente curto de 15 segundos. Entretanto, na soldagem por microondas (MW), há a necessidade de adição de um material absorvedor da radiação emitida, necessário para o processo de aquecimento e transmissão de calor às partes a serem unidas, já que o PMMA, no caso, não absorve radiação. Isso implica na confecção de canais para a deposição desse absorvedor, e, conseqüentemente, mais etapas de processo, além do aumento do peso final da parte, pois o material absorvedor não pode ser removido após a consolidação da solda.

De um modo geral, as soldas de FSpW obtiveram valores maiores ou similares às principais técnicas de soldagem da comparação, mesmo ainda num estágio preliminar de desenvolvimento para o PMMA. Mesmo com o uso da ferramenta de aço inox, demonstrada não ser totalmente ótima para obtenção de juntas sem defeitos volumétricos, a técnica apresentou melhor desempenho mecânica do que US e TB. Com o atual conhecimento dos fenômenos de formação da solda em FSpW, acredita-se que a nova tecnologia promova uma solda com um volume soldado que se estende em direção à placa inferior, maior que nas outras tecnologias (por exemplo MW e TB), que possuem seu volume soldado limitado à região da interface entre placas. Além disso, a FSpW resulta em melhor desempenho mecânico pela ausência do furo central deixado pela ferramenta (US e FSSW) que reduz o tamanho da área soldada efetiva e pode levar a concentração de tensões levando à falha prematura da junta.

Acredita-se que a otimização do processo possa levar a resultados melhores nas soldagens via FSSW e FSpW. Outro ponto importante para a interpretação dos resultados de tensão de cisalhamento para FSSW é que a área soldada estimada através da área nominal, muito provavelmente, está superdimensionada. Mesmo não sendo possível identificar com precisão a área soldada, através das macrografias da seção transversal das amostras, é

possível afirmar que a área não se estende até o diâmetro do rebaixo (D_r), como por exemplo Figura 5-7 e Figura 5-16. Ou seja, considerando uma área menor, se teria uma tensão máxima de ruptura maior.

Como observado na soldagem de ligas leves metálicas, a FSpW leva vantagem sobre a FSSW, por permitir a produção de juntas sem o furo central e com bom acabamento superficial, que são mais vantajosas, especialmente para desempenho sob solitação cíclica. Por outro lado, em situações aonde as resistências mecânicas da FSSW preencham os requisitos de tensão de projeto, a tecnologia apresenta a vantagem de apresentar equipamento e ferramentas mais simples e poder fazer uso de equipamentos adaptados de usinagem.

Deste modo pode-se concluir que ambas as tecnologias por soldagem a ponto por fricção são competitivas no ponto de vista tecnológico, por apresentarem juntas com boa desempenho mecânica, em comparação com as técnicas tradicionalmente usadas para unir PMMA.

6 RESUMO DOS RESULTADOS

Nesse capítulo serão resumidos os principais resultados e discussões das análises apresentadas anteriormente.

- A temperatura máxima no centro da solda após o final do processo atingiu valores de até 290 °C para as condições de união utilizadas. Este valor ficou bem acima da temperatura de processamento do material e se aproximou da temperatura de degradação do PMMA.
O principal parâmetro que influencia a temperatura máxima foi a velocidade de rotação. A velocidade de rotação é diretamente relacionada à taxa de cisalhamento, e quanto maior o seu valor, maior o calor gerado por atrito. O segundo parâmetro em importância foi a taxa de penetração, que dita o tempo que o pino, principal agente gerador de calor, permanece em contato com o material polimérico, gerando energia friccional.
- Observou-se que o furo característico que permanece ao final da solda tem um formato relacionado com os parâmetros de processo. Sabendo que o furo pode agir como um concentrador de tensões, é importante conhecer os parâmetros que estão relacionados. Para isso foi medida a área da seção transversal do furo.
O tempo de recalque foi o parâmetro mais importante na determinação do tamanho do furo da solda, seguido da velocidade de rotação e taxa de penetração. Quanto maior o tempo de permanência da ferramenta dentro das placas poliméricas, maior a quantidade de material amolecida pelo calor gerado, e conseqüentemente, maior a quantidade de material removida da região.
- Foi possível observar através da área afetada termicamente que a região amolecida pelo calor apresentou tensões residuais, originadas do trabalho mecânico na região e ao gradiente de temperatura durante o

resfriamento. Notou-se que os parâmetros mais importantes para determinação da área afetada termicamente foram os mesmos que determinaram a área do furo da solda, ou seja, quanto maior o tempo de recalque, mais tempo para a propagação do calor gerado e maior o volume de material atingido.

- Na análise da degradação termomecânica da região do furo de soldagem, notou-se que a temperatura de transição vítrea não apresentou alteração quando comparada ao material de base. Os valores médios de massa molar numérica (\overline{M}_n) e massa ponderal média (\overline{M}_w) apresentaram uma redução em relação ao material de base, revelando a quebra de cadeias, principalmente redução de cadeias de alta massa molar. Entretanto, a polidispersividade das cadeias poliméricas não apresentou diferença significativa. Além disso, devido à alta massa molar do *grade* de PMMA utilizado nesse estudo, concluiu-se que essas quedas não foram significativas. Isso indica que não houve degradação polimérica considerável na região da solda, e a explicação está no curto tempo de contato e permanência do material à alta temperatura e na alta massa molar, característica do tipo do material usado nos experimentos.
- Os parâmetros que mais influenciaram na determinação da resistência mecânica ao cisalhamento foram a taxa de penetração, seguida do tempo de recalque e da interação entre tempo de recalque e taxa de penetração. Notou-se que as condições que estão relacionadas com tempo são as que mais influenciaram na resistência mecânica, isso porque quanto maior o tempo de processo, mais tempo o calor fica acumulado na região e maior o tempo para a propagação dessa energia térmica para dentro do volume polimérico, possibilitando uma melhor difusão das cadeias poliméricas na região da linha de solda e, conseqüentemente, maior qualidade da junta. De modo geral, quanto

maior a área termicamente afetada, maior a área soldada e a resistência da junta.

- A análise da fratura indicou que dois tipos de falhas podem ocorrer nas amostras testadas sob cisalhamento. A fratura por separação total das placas acarreta na falha com rompimento da solda na região entre as placas, e é relacionada a juntas de baixa resistência mecânica. Já a fratura total da placa é um modo de falha em que a trinca não segue a linha de solda entre as placas, e busca a menor distância até a borda através do material de base. Essa falha é característica de juntas resistentes. Os parâmetros mais importantes na definição do tipo de fratura foram basicamente os mesmos da resistência mecânica ao cisalhamento, confirmando a relação entre tipo de falha e resistência mecânica.
- A Tabela 6-1 resume o efeito e a importância dos parâmetros de soldagem FSSW nas propriedades das juntas de PMMA

Tabela 6-1 – Resumo da importância dos parâmetros e suas combinações nas respostas estudadas (VR – velocidade de rotação; TP – taxa de penetração; TR – tempo de recalque).

Importância dos parâmetros de soldagem FSSW nas propriedades de juntas de PMMA							
Propriedades	VR	TP	TR	VR-TP	VR-TR	TP-TR	VR-TP-TR
Temperatura Máxima	+++	++	+	O	O	-	O
Área do Furo	++	+	+++	+	+	O	O
Área Afetada Termicamente	++	++	+++	-	-	-	-
Resistência ao Cisalhamento	-	+++	++	O	O	+	O
Tipo de Fratura	-	+++	++	-	O	++	O

+++ Nível de influência excelente; ++ Nível de influência alto; + Nível de influência médio; - Nível de influência baixo; O Nível de influência nulo

- Reunindo as principais respostas, concluiu-se que a melhor condição de soldagem é a H (VR= 4000 RPM; TP= 0,3 mm/s; TR= 10 s), com maior resistência ao cisalhamento sob tração (370 N) e menor tempo de soldagem (19 s).
- A modelagem estatística do processo mostrou que a técnica apresenta boa reprodutibilidade e é possível, dentro da janela de parâmetros estudada, fazer previsões com considerável nível de confiança das propriedades das juntas.
- A técnica de soldagem Friction Spot Welding (FSpW) apresentou uma grande potencialidade na soldagem de placas poliméricas, mesmo nos estágios iniciais de desenvolvimento do processo. A otimização das ferramentas e de etapas de processo poderão levar a resistência mecânicas melhores e acabamento superficial de melhor qualidade.

7 CONCLUSÕES

O objetivo principal desse trabalho foi alcançado, em que foi demonstrada a capacidade da soldagem de termoplásticos por FSSW, ao demonstrar a possibilidade de gerar soldas de qualidade em placas de pequena espessura de termoplásticos rígidos. Além disso, esse trabalho demonstra um avanço para a essa incipiente área de soldagem, através da adaptação de duas novas técnicas, inicialmente desenvolvida para soldagem de metais, para a união de termoplásticos.

Foram demonstradas as relações entre os parâmetros de soldagem estudados e as principais respostas analisadas, facilitando a compreensão do processo e permitindo um melhor direcionamento no caso de otimização da técnica. Sendo assim, o trabalho contribuiu para o avanço do estado da arte em FSSW de termoplásticos.

Os parâmetros relacionados ao tempo de soldagem foram considerados os mais importantes para a formação de juntas de qualidade, como microestrutura sem defeitos volumétricos, área soldada homogênea grande o suficiente para resultar em altas resistências mecânicas. Entretanto, é importante considerar que longos tempos, além de não serem economicamente interessantes, podem levar à degradação das cadeias poliméricas na região da solda, acarretando na queda da resistência das juntas.

Nesse estudo observou-se a ocorrência de apenas uma pequena parcela de degradação termo-mecânica nas soldas de FSSW. Não se observou uma correlação direta entre a diminuição da massa molar e a resistência mecânica das soldas, fator esse positivo que indica que o processo modifica de modo extensivo as propriedades locais do polímero.

Esse estudo mostrou a importância do uso de ferramentas estatísticas para a avaliação de resultados experimentais, facilitando e embasando a interpretação e avaliação das respostas obtidas. Modelos matemáticos simples foram obtidos para as propriedades das juntas, através da análise estatística. Tais modelos, validados experimentalmente, apresentaram boa confiabilidade

estatística e podem ser usados para prever as propriedades das juntas de FSSW em PMMA. Através do seu uso, espera-se, futuramente, poder reduzir o número de experimentos e o consumo de material necessários para se otimizar o processo.

O trabalho apresentou, ainda que de forma preliminar, pela primeira vez uma revisão literária sobre os tipos de fratura de amostras termoplásticas soldadas pontualmente. Com isso, os mecanismos de falha para as juntas de FSSW em PMMA puderam ser melhor entendidos. O trabalho abordou pela primeira vez as falhas *Tipo I* (separação total das placas, devido à fratura da solda na região interfacial das placas) e *Tipo IV* (fratura total da placa, devido à propagação da trinca a partir da interface ZAT – região soldada e percorre pelo material de base) em detalhes, contribuindo para o atual entendimento dos mecanismos de falha de FSSW em termoplásticos.

O trabalho introduziu pela primeira vez o uso da FSpW em termoplásticos. Através de um estudo exploratório, analisou-se de modo introdutório a microestrutura e resistência mecânica de soldas em PMMA. Com uma metodologia simples de otimização do processo, envolvendo a modificação do material da ferramenta e o controle do aporte térmico, obteve-se soldas resistentes e com baixa quantidade de defeitos na área soldada.

Finalmente, foi realizada uma tentativa de comparação do desempenho mecânico das juntas de PMMA via FSSW e FSpW com dados da literatura. Foi possível concluir que ambas as tecnologias apresentaram soldas com resistências mecânicas similares ou melhores que as técnicas concorrentes. Isso demonstra que ambas novas tecnologias de soldagem pontual por fricção tem o potencial de substituir ou ser utilizada como tecnologia alternativa para peças de PMMA. Porém trabalhos mais aprofundados são necessários para se entender melhor a microestrutura e propriedades das juntas de FSSW e FSpW em outros termoplásticos e compósitos e acelerar a transferência dessas tecnologias em aplicações de engenharia.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos resultados obtidos e conclusões desses experimentos, alguns pontos importantes foram sugeridos como linhas de pesquisa para trabalhos futuros:

- Avaliação das propriedades das soldas baseada nos modelos estatísticos propostos, testando limites mais amplos de parâmetros de soldagem, como maiores valores de rotação, taxas de penetração mais rápidas e maiores tempos de recalque, de modo a reduzir o tempo total de ciclo de soldagem, porém mantendo o mesmo nível de resistência mecânica.
- Estender a aplicação das equações dos modelos estatísticos para outros termoplásticos, principalmente semicristalinos.
- Analisar os mecanismos de falha sob cisalhamento para juntas poliméricas de FSpW e sua relação com a microestrutura.
- Estudar a viabilidade de ambas as técnicas em termoplásticos de engenharia e termoplásticos reforçados, como compósitos de fibra de carbono e fibra de vidro.

9 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. CHAWLA, K. K **Composite Materials: Science and Engineering**, 2 Ed. Springer, 1998.
2. OLIVEIRA, P. H. F.; AMANCIO-FILHO, S. T.; DOS SANTOS, J. F.; HAGE JR., E. Influence Of Tool Material On Structure And Mechanical Properties Of Thermoplastic Joints Welded By FspW. In ANTEC 2011 - **Conference Proceedings**, Boston, EUA. Society of Plastics Engineers. 2011. pp.1821-1825.
3. STOYNOV, L. A. **System development and studies on utilization of concentrated solar beam radiation for polymer processing**. Tese - Queensland University of Technology, Queensland, Austrália, 2006.
4. YUSSUF, A. A.; SBARSKI, I.; HAYES, J. P.; TRAN, N.; SOLOMON, M. Rapid microwave welding of two polymethylmethacrylate (PMMA) substrates. In ANTEC 2004 - **Conference Proceedings**, Chicago, EUA. Society of Plastic Engineers. 2004. pp.1256-1260.
5. OLIVEIRA, P. H. F.; AMANCIO-FILHO, S. T.; DOS SANTOS, J. F.; HAGE JR. E. Preliminary study on the feasibility of friction spot welding in PMMA. **Materials Letters**, v.64, n.19, pp.2098-2101, 2010.
6. AMANCIO-FILHO S. T.; DOS SANTOS, J. F. Joining of polymers and polymer-metal hybrid structures: Recent developments and trends. **Polymer Engineering and Science**, v.49, n.8, pp.1461-1476, 2009.
7. ROSENDO, T. S. **Estudo do Desempenho Mecânico de Solda(s) Ponto por Fricção (FSpW) da Liga AA6181-T4**. Tese - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, Brasil, 2009.
8. MARK, H. F. **Encyclopedia of Polymer Science and Technology**, Wiley-Interscience, 2004.
9. ANTÓNIO, N. N. **Estudo dos Mecanismos de Despolimerização Térmica do poli (metacrilato de metilo)**. - Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, Portugal, 2007.
10. COLBURN, P. Automotive Engineering International Magazine Online. **Acrylic broadens its application horizon**. 12-jun-2009. Disponível em <http://www.sae.org/mags/aei/6488>. Acessado em: 08-2012.
11. TROUGHTON, M. J. **Handbook of Plastics Joining**. William Andrew, 2008.
12. CANEVAROLO, S. V. **Ciência de Polímeros**. 2 Ed. Artliber, 2006.
13. PAOLI, M. A. **Degradação e estabilização de polímeros**. 2 Ed. Chemkeys, 2008.
14. WONDRACZEK, K.; ADAMS, J.; FUHRMANN, J.; Effect of Thermal Degradation on Glass Transition Temperature of PMMA. **Macromolecular Chemistry and Physics**, v.205, n.14, pp.1858-1862, 2004.

15. MESQUITA, F. A.; **Modificação das propriedades do polietileno de alta densidade por diferentes condições de extrusão**. Dissertação - Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, 2010.
16. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 11357**: Plastics — Differential scanning calorimetry (DSC). 1999.
17. CÁCERES, C. A.; CANEVAROLO, S. V.; Polypropylene degradation during extrusion and the formation of volatile organic compounds. **Polímeros**, v.19, n.1, pp.79-84, 2009.
18. KANDARE, E.; DENG, H.; WANG, D.; HOSSENLOPP, J. M.; THERMAL stability and degradation kinetics of poly(methyl methacrylate)/layered copper hydroxy methacrylate composites. **Polymers for Advanced Technologies**, v.17, n.4, pp.312-319, 2006.
19. GINZBURG, B.; UGOLKOV, V.; SHIBAEV, L.; BULATOV, V. The effect of fullerene C60 on the thermooxidative degradation of a free-radical PMMA studied by thermogravimetry and calorimetry. **Technical Physics Letters**, v.27, n.10, pp.806-809, 2001.
20. MONTAUDO, G.; PUGLISI, C.; SAMPERI, F. Chemical reactions occurring in the thermal treatment of PC/PMMA blends. **Journal of Polymer Science Part A: Polymer Chemistry**, v.36, n.11, pp.1873-1884, 1998.
21. WONDRACZEK, K.; ADAMS, J.; FUHRMANN, J. Change of Tacticity during Thermal Degradation of PMMA, **Macromolecular Chemistry and Physics**, v.203, n.18, pp.2624-2629, 2002.
22. STRAND, S. R. **Effects of Friction Stir Welding on Polymer Microstructure**. Dissertação - Brigham Young University, EUA, 2003.
23. WISE, R. J. **Thermal welding of polymers**. Woodhead Publishing, 1999.
24. CALLISTER JR., W. D. **Materials Science and Engineering: An Introduction**. 5 Ed. John Wiley & Sons, 1999.
25. LIN, C. B.; WU, L.-C.; CHOU, Y.-C. Effect of solvent and cosolvent on friction welding properties between part of PMMA with PVC. **Journal of Materials Science**, v.38, n.12, pp.2563-2570, 2003.
26. ROTHEISER, J. **Joining of Plastics: Handbook for Designers and Engineers**, 2 Rev. Hanser Gardner Publications, 2004.
27. GREWELL, D. A.; BENATAR, A.; PARK, J. B. **Plastics and Composites Welding Handbook**. Hanser Gardner Publications, 2003.
28. PFLEGING, W.; KOHLER, R.; SCHIERJOTT, P.; HOFFMANN, W. Laser patterning and packaging of CCD-CE-Chips made of PMMA. **Sensors and Actuators B: Chemical**, v.138, n.1, pp.336-343, 2009.
29. SOOD, V. **An Experimental Study on Thermal Bonding Effects of PMMA based Micro-device Using Hot Embossing**. Dissertação - University of Texas, Arlington, EUA, 2007.

30. LIN, C. B. WU, L. C. Friction welding of similar and dissimilar materials: PMMA and PVC. **Polymer Engineering and Science**, v.40, n.8, pp.1931-1941, 2000.
31. SOUZA, J. M. **Estudo e Avaliação Mecânica das Juntas Soldadas por Ultra-som de Policarbonato e Poli(metacrilato de metila)**. Dissertação - Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, 2005.
32. STOKES, V. K. The vibration welding of poly(methyl methacrylate) to itself and to polycarbonate, poly(butylene terephthalate), and modified poly(phenylene oxide). **Journal of Adhesion Science and Technology**, v.15, pp.457-466, 2001.
33. MAZDA MEDIA RELEASE. **Mazda Develops World's First Aluminum Joining Technology Using Friction Heat**. 2003. Disponível em: <http://www.mazda.com/publicity/release/2003/200302/0227e.html>. Acessado em: 08-2012.
34. AMANCIO-FILHO, S. T. **Soldagem por Fricção de Junta Dissimilar (friction stir welding) em Ligas de Alumínio AA 2024 e AA 6056: Microestrutura e Propriedades**. Dissertação - Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, Brasil, 2002.
35. THOMAS, W. M.; NICHOLAS, E. D.; NEEDHAM, J. C.; MURCH, M. G.; TEMPLE-SMITH, P.; DAWES, C. J. **Friction-stir butt welding**. 9125978.8. 1991. Grã Bretanha.
36. AMANCIO-FILHO, S. T.; SHEIKHI, S.; DOS SANTOS, J. F.; BOLFARINI, C. Preliminary study on the microstructure and mechanical properties of dissimilar friction stir welds in aircraft aluminium alloys 2024-T351 and 6056-T4. **Journal of Materials Processing Technology**, v.206, n.1-3, pp.132-142, 2008.
37. MISHRA, R. S.; MAHONEY, M. W. **Friction stir welding and processing**. ASM International, 2007.
38. SU, P.; GERLICH, A.; NORTH, T. H.; BENDZSAK, G. J. Energy Generation and Stir Zone Dimensions in Friction Stir Spot Welds, **SAE International**, Warrendale, PA, 2006-01-0971, 2006.
39. FANELLI, P.; VIVIO, F.; VULLO, V. Experimental and numerical characterization of Friction Stir Spot Welded joints. **Engineering Fracture Mechanics**, v.81, pp.17-25, 2012.
40. BOZZI, S.; HELBERT-ETTER, A. L.; BAUDIN, T.; KLOSEK, V.; KERBIGUET, J. G.; CRIQUI, B. Influence of FSSW parameters on fracture mechanisms of 5182 aluminium welds, **Journal of Materials Processing Technology**, v.210, n.11, pp.1429-1435, 2010.
41. BILICI, M. K.; YUKLER, A. I. Effects of Welding Parameters on Friction Stir Spot Welding of High Density Polyethylene Sheets. **Materials and Design**, v.33, pp.545-550, 2012.
42. KARTHIKEYAN, R.; BALASUBRAMANIAN, V. Predictions of the optimized friction stir spot welding process parameters for joining

- AA2024 aluminum alloy using RSM. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v.51, pp.173-183, 2010.
43. DA SILVA, A.; TIER, M.; BERGEMAN, L.; ROSENDO, T.; RAMOS, F.; MAZZAFERRO, J.; MAZZAFERRO, C.; STROHAECKER, T.; DOS SANTOS, J. Friction Spot and Friction Stir Spot Welding Processes – A Literature Review. In: **8th International Conference of ISIM**. Timissoara Romênia. International Sematech Manufacturing Initiative. 2007.
 44. HIRASAWA, S.; BADARINARAYAN, H.; OKAMOTO, K.; TOMIMURA, T.; KAWANAMI, T. Analysis of effect of tool geometry on plastic flow during friction stir spot welding using particle method. **Journal of Materials Processing Technology**, v.210, n.11, pp.1455-1463, 2010.
 45. 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, pp.2230-2236, 2007.
 46. TOZAKI, Y.; UEMATSU, Y.; TOKAJI, K. A newly developed tool without probe for friction stir spot welding and its performance. **Journal of Materials Processing Technology**, v.210, n.6-7, pp.844-851, 2010.
 47. BADARINARAYAN, H.; YANG, Q.; ZHU, S. Effect of tool geometry on static strength of friction stir spot-welded aluminum alloy. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.49, n.2, pp.142-148, 2009.
 48. BILICI, M. K.; YÜKLER, A. I. Influence of tool geometry and process parameters on macrostructure and static strength in friction stir spot welded polyethylene sheets. **Materials and Design**, v.33, pp.145-152, 2012.
 49. LATHABAI, S.; PAINTER, M. J.; CANTIN, G. M. D.; TYAGI, V. K. Friction spot joining of an extruded Al-Mg-Si alloy. **Scripta Materialia**, v.55, n.10, pp.899-902, 2006.
 50. MITLIN, D.; RADMILOVIC, V.; PAN, T.; CHEN, J.; FENG, Z.; SANTELLA, M. L. Structure-properties relations in spot friction welded (also known as friction stir spot welded) 6111 aluminum. **Materials Science and Engineering: A**, v.441, n.1-2, pp.79-96, 2006.
 51. ECHEVERRIA, A.; ZABALETA, A.; ALVAREZ, P.; ALDANONDO, E.; SOLIS, J.; DA SILVA, A. A. M. Influence of Welding Parameters and Tool Geometry on the Mechanical Performance of Friction Stir Spot Welded Al-Mg Alloys. In: 8th International Conference on Trends in Welding Research. **Trends in Welding Research**. ASM International. Pine Mountain, USA. 2009. pp.364-370.
 52. FENG, Z.; SANTELLA, M. L.; DAVID, S. A.; STEEL, R. J.; PACKER, S. M.; PAN, T.; KUO, M.; BHATNAGAR, R. S. Friction Stir Spot Welding of Advanced High-Strength Steels - A Feasibility Study. **SAE Technical Paper**, n.2005-01-1248, 2005.

53. ARICI, A.; MERT, S. Friction Stir Spot Welding of Polypropylene. **Journal of Reinforced Plastics and Composites**, v.27, n.18, pp.2001-2004, 2008.
54. AMANCIO-FILHO, S. T.; CAMILLO, A. P. C.; BERGMANN, L.; DOS SANTOS, J. F.; KURY, S. E.; MACHADO, N. G. A. Preliminary Investigation of the Microstructure and Mechanical Behaviour of 2024 Aluminium Alloy Friction Spot Welds. **Materials Transactions**, v.52, n.5, p.985-991, 2011.
55. GONÇALVES, J.; AMANCIO-FILHO, S. T.; CANTO, L. B. Aperfeiçoamento da Técnica de Soldagem Pontual por Fricção (FSpW) para União de Poliamida 6 e Laminado de Poliamida 66 com Fibra de Carbono Através da Otimização de Parâmetros de Processo e do Tamanho da Ferramenta. In: Consolda 2012. **Anais Consolda 2012**. Associação Brasileira de Soldagem. Ouro Preto, Brasil. 2012.
56. MERT, S.; ARICI, A. Design of optimal joining for friction stir spot welding of polypropylene sheets. **Science and Technology of Welding and Joining**, v.16, n.6, pp.522-527, 2011.
57. BILICI, M. K.; YÜKLER, A. I.; KURTULMUS, M. The optimization of welding parameters for friction stir spot welding of high density polyethylene sheets. **Materials and Design**, v.32, n.7, pp.4074-4079, 2011.
58. SCHILLING, C.; DOS SANTOS, J. **Method and Device for Linking at Least Two Adjoining Work Pieces by Friction Welding**. WO/2001/03614416. 2010. Alemanha.
59. AMANCIO S. T.; DOS SANTOS, J. F. **Method for Joining Plastics and Metals Work-pieces**. EP 2329905 A1. 2011. Alemanha.
60. AMANCIO-FILHO, S.T.; BUENO, C.; DOS SANTOS, J.F.; HUBER, N.; HAGE JR., E. On the feasibility of friction spot joining in magnesium/fiber-reinforced polymer composite hybrid structures. **Materials Science and Engineering A: Structural Materials Properties**, v.528, n.10-11, p.3841-3848, 2011.
61. ESTEVES, J. V.; AMANCIO-FILHO, S. T.; DOS SANTOS, J. F.; CANTO, L. B.; HAGE JR., E. Friction spot joining of aluminum 6181-T4 and carbon fiber reinforced poly(phenylene sulfide). In: ANTEC 2012. **Conference Proceedings**. Society of Plastic Engineers. Orlando, EUA. 2012.
62. OLIVEIRA, P. H. F.; AMANCIO-FILHO, S. T.; DOS SANTOS, J. F.; HAGE Jr., E. Estudo de viabilidade da soldagem de termoplásticos por 'Friction Spot Welding' (FSpW). **Soldagem e Inspeção**, v.17, n.2, pp.96-103, 2012.
63. EVONIK INDUSTRIES. Plexiglas® GS/Plexiglas® XT. **Product Description**. 2008.

64. ASTM INTERNATIONAL. **D3163-01**: Standard Test Method for Determining Strength of Adhesively Bonded Rigid Plastic Lap-Shear Joints in Shear by Tension Loading. 2008.
65. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 527**: Plastics - Determination of tensile properties. 1993.
66. ASTM INTERNATIONAL. **E384-10e2**: Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials. 2010.
67. MONTGOMERY, D. C. **Design and Analysis of Experiments**. 5 Ed. Wiley, 2000.
68. CASALINO, G. Statistical analysis of MIG-laser CO2 hybrid welding of Al-Mg alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, v.191, n.1-3, pp.106-110, 2007.
69. MOGHRI, M.; GARMABI, H. Investigation of the Effects of Formulation and Processing Parameters on Properties of PA 6 Nanocomposites using Taguchi Method of Experimental Design. **International Polymer Processing**, v.23, n.05, pp.430-438, 2008.
70. THOMAS, A. J.; ANTONY, J. An integrated approach to improving the adhesive bond strength of honeycomb composite joints. **International Journal of Productivity and Performance Management**, v.52, n.5, pp.244-255, 2003.
71. FAKIROV, S.; CALLEJA, F. J. B.; KRUMOVA, M. On the relationship between microhardness and glass transition temperature of some amorphous polymers. **Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics**, v.37, n.13, pp.1413-1419, 1999.
72. CALLEJA, F. J. B.; FAKIROV, S. **Microhardness of Polymers**. Cambridge University Press, 2000.
73. AMANCIO-FILHO, S. T. **Friction Riveting: development and analysis of a new joining technique for polymer-metal multi-material structures**, Tese - Hamburg-Harburg University of Technology, Hamburg, Alemanha, 2007.
74. BILLMEYER. **Textbook Of Polymer Science**. Wiley India Pvt. Limited, 2007.
75. ABIBE, A. B. **Desenvolvimento de união de multimateriais através de 'rebitagem por injeção'**. Dissertação - Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, Brasil, 2011.
76. CASALINO, G.; CURCIO, F.; MINUTOLO, F. M. C. Investigation on Ti6Al4V laser welding using statistical and Taguchi approaches. **Journal of Materials Processing Technology**, v.167, n.2-3, pp.422-428, 2005.
77. SARSILMAZ, F.; ÇAYDAŞ, U. Statistical analysis on mechanical properties of friction-stir-welded AA 1050/AA 5083 couples. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v.43, pp.248-255, 2008.

78. ST. JOHN, M.; GRIMM, R. Comparison of DOE methods on hot-plate welding of polypropylene. In: ANTEC 2000. **Conference Proceedings**, Florida, EUA. Society of Plastic Engineers. 2000.
79. BITONDO, C.; PRISCO, U.; SQUILACE, A.; BUONADONNA, P.; DIONORO, G. Friction-stir welding of AA 2198 butt joints: mechanical characterization of the process and of the welds through DOE analysis. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v.53, n.5-8, pp.505-516, 2011.
80. MINITAB INC. **Minitab Software website**. Disponível em: <http://www.minitab.com>. Acessado em: 08-2012.
81. KULEKCI, M. K.; ŞIK, A.; KALUÇ, E. Effects of tool rotation and pin diameter on fatigue properties of friction stir welded lap joints. . **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v.36, n.9-10, pp.877-882, 2006.
82. TADMOR, Z.; GOGOS, C. G. **Principles of Polymer Processing**. John Wiley & Sons, 2006.
83. REDNER, A. S.; HOFFMAN, B. R. Measuring Residual Stress In Transparent Plastics. **MDDI Medical Device and Diagnostic Industry News Products and Suppliers**, 1997. Disponível em: <http://www.mddionline.com/article/measuring-residual-stress-transparent-plastics>. Acessado em: 08-2012.
84. SOARES, K. **Dispositivo Óptico para Medida em Tempo Real da Birregringência de Polímeros Durante a Extrusão**. Tese - Universidade Federal de São Carlos, São Paulo, Brasil, 2010.
85. ASTM INTERNATIONAL. **D4093-95**: Standard Test Method for Photoelastic Measurement of Birefringence and Residual Strains in Transparent or Translucent Plastic Materials. 1995.
86. DALY, H. B.; NGUYEN, K. T.; SANSCHAGRIN, B.; COLE, K. C. The Build-Up and Measurement of Molecular Orientation, Crystalline Morphology, and Residual Stresses in Injection Molded Parts: A Review. **Journal of Injection Molding Technology**, v.2, pp.59-85, 1998.
87. BORTOLUZZI, J. H.; DA SILVA, C. A.; MADUREIRA, L. A. S.; CARASEK, E.; SOLDI, V. Aplicação da Técnica de SPME-GC-MS na Determinação de Produtos de Degradação Térmica do Poli (metil metacrilato). In: 17 CBECIMat. **Anais Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais**, Foz do Iguaçu, Brasil. 2006, pp.8533-8543.
88. INABA, A.; KASHIWAGI, T.; BROWN, J. Effects of Initial Molecular-Weight on Thermal-Degradation of Poly(methyl Methacrylate). **Polymer Degradation and Stability**, v.21, n.1, pp.1-20, 1988.
89. LISBÃO, A. S. **Estrutura e Propriedades dos Polímeros**. São Carlos: EDUFSCar, 2004.

90. NUNES, R. W.; MARTIN, J. R.; JOHNSON, J. F. Influence of molecular weight and molecular weight distribution on mechanical properties of polymers. **Polymer Engineering and Science**, v.22, n.4, pp.205-228, 1982.
91. SPERLING, L. H. **Introduction to Physical Polymer Science**. John Wiley & Sons, 2005.
92. MARCZIS, B.; CZIGÁNY, T. Polymer Joints. **Periodica Polytechnica Mechanical Engineering**, v.46, n.2, pp.117-126, 2002.
93. SANTELLA, M. L. ; GRANT, G. J.; FENG, Z.; HOVANSKI, Y. Friction-Stir Spot Welding of Advanced High-Strength Steel. **FY 2006 Progress Report**, 2006.
94. ABIBE, A. B.; AMANCIO-FILHO, S. T.; DOS SANTOS, J.F.; HAGE JR., E. Development and Analysis of a New Joining Method for Polymer-Metal Hybrid Structures. **Journal of Thermoplastic Composite Materials**, v.24, n.2, pp.233-249, 2011.
95. CAPONE, C.; DI LANDRO, L.; INZOLI, F.; PENCO, M.; SARTORE, L. Thermal and mechanical degradation during polymer extrusion processing, **Polymer Engineering and Science**, v.47, n.11, pp.1813-1819, 2007.
96. ROSENDO, T.; PARRA, B.; TIER, M. A. D.; DA SILVA, A. A. M.; DOS SANTOS, J. F.; STROHAECKER, T. R.; ALCÂNTARA, N. G. Mechanical and microstructural investigation of friction spot welded AA6181-T4 aluminium alloy. **Materials and Design**, v.32, n.3, pp.1094-1100, 2011.
97. COLLINGS, E. W. **Materials Properties Handbook: Titanium Alloys**. ASM International, 1995.
98. ASM INTERNATIONAL, **ASM Handbook Volume 1: Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. 10 Ed. ASM International, 1990.
99. STRAFFELINI, G.; ANDRIANI, A.; TESI, B.; MOLINARI, A.; GALVANETTO, E. Lubricated rolling–sliding behaviour of ion nitrided and untreated Ti–6Al–4V. **Wear**, v.256, n.3-4, pp.346-352, 2004.
100. NAKAI, M.; NIINOMI, M.; AKAHORI, T.; OHTSU, N.; NISHIMURA, H.; TODA, H.; FUKUI, H.; OGAWA, M. Surface hardening of biomedical Ti–29Nb–13Ta–4.6Zr and Ti–6Al–4V ELI by gas nitriding. **Materials Science and Engineering: A**, v.486, n.1-2, pp.193-201, 2008.
101. SONODA, T.; KATO, M. Coating of Ti-6al-4v Alloy Substrate with Ti/N Compositional Gradient Film by Reactive DC Sputtering, **Materials Research Bulletin**, v.32, n.7, p.899-905, 1997.
102. GONÇALVES, J. **Soldagem Pontual por Fricção (Fspw) de Poliamida 6 e Laminado de Poliamida 66 com Fibra de Carbono: Avaliação dos Parâmetros de Processo e Otimização da Ferramenta**. Trabalho de Conclusão de Curso - Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, Brasil, 2012.

103. SKILLINGS, J. H.; WEBER, D. **A First Course in the Design of Experiments: A Linear Models Approach**, 1 Ed. CRC Press, 1999.
104. ANDERSON, V. L.; MCLEAN, R. A. **Design of Experiments: A Realistic Approach**. Marcel Dekker Inc, 1984.

APÊNDICE A: Planejamento de experimentos e análise estatística

Ao se iniciar um experimento, diversas decisões devem ser tomadas, como a definição do objetivo da pesquisa, das respostas que serão analisadas e dos fatores que serão estudados. Um experimento adequadamente planejado permite que a análise dos resultados e conclusões sejam baseadas, com grande grau de confiança, naqueles fatores escolhidos e controlados, diminuindo assim a interferência de fatores externos indesejados [103,104].

Entre os tipos de planejamento de experimentos mais utilizados estão: *um-fator-por-vez*, *fatorial completo*, e *Taguchi*. No método *um-fator-por-vez* (*one-factor-at-a-time*), como o próprio nome indica, apenas um dos fatores é variado em cada condição, possibilitando comparar a influência dessa alteração com uma condição tomada como referência. Esse método é bastante eficiente para técnicas e estudos incipientes, em que é facilmente observável a influência de cada fator na resposta analisada. Entretanto, tem-se como desvantagem o fato de não ser um método sensível à análise de interações entre os fatores. O planejamento *fatorial completo* é aquele em que todos os fatores, em seus diferentes níveis, são combinados entre si, possibilitando assim a análise tanto da influência dos fatores principais como das possíveis interações entre eles. No entanto, quando se analisa muitos fatores e/ou fatores com muitos níveis, essa análise pode se tornar inviável devido ao grande número de experimentos. Nesse caso, é comum a escolha do método *Taguchi*, em que apenas algumas condições-chave são testadas, podendo, com grande grau de confiança, realizar as análises tanto dos fatores principais como das interações [67,103].

Devido aos diversos parâmetros envolvidos nos processos de soldagem, é cada vez mais comum o uso de ferramentas de planejamento de experimentos e análises estatísticas, permitindo estudos com menor número de experimentos, análises e conclusões mais precisas e processos mais otimizados [48,57,68,76–79,94].

Duas importantes ações devem ser realizadas de modo a gerar resultados consistentes e confiáveis. Os experimentos (ou condições) devem ser realizados em réplicas e de maneira aleatória, para diminuir os erros relacionados a fatores externos [67,104].

Uma das maneiras de realizar a análise dos dados de um experimento do tipo fatorial completo é através da análise de variâncias (ANOVA).

Primeiramente, é escolhida uma resposta a ser analisada e, então, obtém-se a média e a variância para cada tratamento (ou combinação de parâmetros analisados). A ANOVA, como o próprio nome diz, analisa e compara as variâncias das relativas médias para verificar se essas realmente são diferentes ou se é apenas uma questão de estatística, ou seja, em uma avaliação posterior as médias poderiam ser consideradas iguais ou com importâncias invertidas [67].

A primeira consideração para essa análise é que os valores da resposta das réplicas, para cada condição, apresentem uma distribuição normal, tendo a média μ_0 como valor central, conforme indicado na Figura A-1. Nesse caso serão consideradas duas regiões de rejeição, pois se deseja verificar se o valor comparado é menor ou maior que a média referência [67,104].

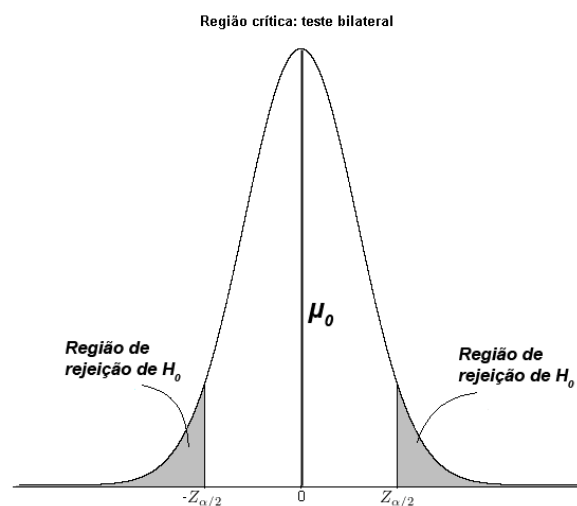


Figura A-1 – Curva de distribuição normal, e as regiões críticas bilaterais [67].

Ao se realizar a comparação dos tratamentos de amostras de uma população, aplica-se o teste de hipóteses. A hipótese nula (H_0) afirma que ambos os tratamentos comparados são estatisticamente iguais (seja o tratamento referência μ_0 e o tratamento comparativo μ), enquanto a hipótese alternativa (H_1) afirma que ambos são diferentes. Ao testar essas hipóteses, dois tipos de erros podem ser encontrados: tipo I, quando se rejeita H_0 sendo que H_0 é verdadeira; tipo II, quando não se rejeita H_0 e H_0 é falsa. Considerando uma distribuição estatística normal dos valores de cada condição, em que a área sob a curva representa 100% dos valores possíveis, trabalha-se com a probabilidade de ocorrência dos tipos de erro I ou II. Nesse trabalho será usada a probabilidade de ocorrência do erro tipo I, $\alpha = P(\text{erro tipo I})$. Para um nível de confiança de 95%, ou seja, considerando-se 5% de probabilidade de ocorrer o erro tipo I, temos um $\alpha = 5\%$, ou 0,05 [67].

Para realizar o teste de hipótese, utiliza-se a estatística a seguir, na Equação (A-1):

$$Z = \frac{\mu - \mu_0}{\frac{\sigma}{\sqrt{n}}} \quad (\text{A-1})$$

Sendo σ o desvio padrão relacionado à média μ , e n a população estuda.

Para uma distribuição bilateral, o valor de $Z_{\alpha/2}$ é igual a 1,96. Caso o valor de Z caia na região de rejeição da hipótese nula H_0 , tem-se que os tratamentos μ_0 e μ são estatisticamente diferentes [67].

De maneira semelhante, através do *p-valor* pode-se verificar se os tratamentos são estatisticamente diferentes. *p-valor* é o valor dentro da distribuição de valores de probabilidade e representa a probabilidade de encontrar um valor extremo ao valor observado, em outras palavras, rejeitar incorretamente a hipótese nula quando ela é verdadeira (erro tipo I) [67].

$$p \text{ valor} = P[Z > |Z_{obs}|] + P[Z < -|Z_{obs}|]$$

Valores de p maiores que α indicam que os valores não têm diferença estatística dentro deste grau de confiança escolhido [67].

Esses testes indicam se há pelo menos uma das médias que é diferente das demais sem, no entanto, indicar qual ou quais são diferentes. Para tal, existem diversos métodos de multicomparações entre médias, tais como Tukey, Fisher, Dunetti, entre outros, cada um com sua particularidade e indicado para cada tipo de análise desejada [67].

Dentre os testes de comparações entre médias de respostas a tratamentos, o teste Tukey possibilita realizar comparações entre todas as respostas analisadas, tomando como referência as médias e as variâncias dos tratamentos. Como resposta, as condições são agrupadas em conjuntos denominados por letras, onde condições que compartilham as mesmas letras são consideradas estatisticamente iguais. Como conclusão, é possível determinar quais das médias são diferentes e quais são estatisticamente semelhantes [67].

Outra ferramenta importante para a análise e otimização de um processo é a proposição de modelos estatísticos que prevejam o comportamento da resposta analisada durante a variação dos parâmetros (ou fatores) estudados. A equação pode ser obtida a partir de uma regressão múltipla linear, determinando, desse modo, os coeficientes da expressão. Duas importantes ferramentas para avaliação do grau de adequação dos valores experimentais dentro do modelo proposto são o R^2 e $R^2_{(pred)}$. Quanto mais os valores utilizados para obtenção da equação se aproximarem aos valores propostos pelo modelo, maior será o R^2 , chegando num máximo de 100% quando os pontos experimentais descreverem uma reta perfeita. O $R^2_{(pred)}$ indica qual a chance de um valor experimental, diferente daqueles utilizados para construção do modelo, ser predito pela equação proposta [67].

APÊNDICE B: Avaliação Complementar do efeito do tipo da ferramenta e profundidade de penetração na resistência mecânica de soldas FSSW em PMMA

Como análises complementares, foram escolhidas mais cinco condições, conforme exibido na Tabela B-1.

Tabela B-1 – Condições escolhidas para soldagem e análises complementares.

Condições de Soldagem				
Amostra	Velocidade de Rotação [RPM]	Taxa de Penetração [mm/s]	Tempo de Recalque [s]	Análise
I	4000	0,1	10	Diâmetro da ferramenta
J	4000	0,1	10	Perfil da ferramenta
X	4000	0,1	10	
K	2000	0,3	5	Profundidade de penetração pino/rebaixo
L	2000	0,3	5	

Na Condição I foi analisada a influência de uma ferramenta composta por pino e rebaixo com diâmetros de 6 mm e 15 mm, respectivamente, maiores que aqueles utilizados nesse estudo, de 5 e 13 mm, respectivamente. As amostras foram submetidas a ensaios mecânicos sob cisalhamento, exibindo um valor médio de $360,0 \pm 12,3$ N, indicando que não houve mudança significativa em relação à Condição F (VR= 4000 RMP; TP= 0,1 mm/s; TR= 10 s), que com os mesmos parâmetros de soldagem apresentou uma resistência de $361,7 \pm 15,6$ N.

Esperava-se que com uma maior área superficial do rebaixo, haveria maior geração de calor por atrito, levando a uma maior resistência mecânica ao cisalhamento. Su e colaboradores [38] afirmaram que, somente para longos

tempos de recalque – 4 segundos no caso de ligas de alumínio – é que o rebaixo tem papel significativo na quantidade total de calor gerado durante a soldagem. Entretanto, devido à característica de baixa condutividade térmica do material polimérico, não foi identificada essa contribuição, mesmo utilizando a condição com maior tempo de recalque.

As condições J e X foram soldadas com o intuito de avaliar a influência do perfil da ferramenta. Na Condição X simplesmente foi alterada a direção de rotação da ferramenta, fazendo com que a rosca “retirasse” material, ao invés de “empurrar” material para o centro da solda. Não houve formação de juntas nessa condição.

Para a Condição J foram escolhidos pino e rebaixo planos, sem as roscas e ranhuras das ferramentas originais. O ensaio mecânico sob cisalhamento mostrou que, quando comparadas com a Condição F (VR= 4000 RMP; TP= 0,1 mm/s; TR= 10 s), o perfil plano resulta em juntas com valores de resistência cerca de 20% menores, com média de $281,8 \pm 14,1$ N. A mesma tendência foi observada na soldagem de placas de HDPE por Bilici [48].

Conforme análise de calorimetria realizada por Su e colaboradores, a principal função das roscas nas ferramentas de FSSW é promover a mistura do material entre as placas a serem soldadas, já que seu efeito na geração de calor é desprezível [38]. Assim, acredita-se que a ausência do perfil de rosca depreciou a mistura de material gerando juntas com linhas de solda fracas.

As condições K e L foram escolhidas para analisar a influência da profundidade de penetração do pino e do rebaixo na geração e propagação de calor e, conseqüentemente, na resistência mecânica das juntas. A Tabela B-2 resume os parâmetros utilizados e os valores obtidos das análises.

Tabela B-2 – Valores dos parâmetros utilizados e das análises realizadas para o estudo da influência da penetração do pino e do rebaixo.

Análise da penetração pino/rebaixo						
Amostra	Altura do pino	Penetração total	Temp. max. superf.	Área do furo da ferramenta	AAT	Resistência mecânica
	[mm]	[mm]	[°C]	[u.a.]	[u.a.]	[N]
C	2,25	2,8	229 ± 6	43,8 ± 1,9	70,2 ± 3,5	221,0 ± 15,1
K	2,25	3,2	239 ± 1	46,7 ± 0,6	71,1 ± 0,4	326,0 ± 7,1
L	2,65	3,2	235 ± 1	41,9 ± 0,9	67,1 ± 1,0	88,9 ± 15,1

Notou-se que a variação da penetração, tanto do pino quanto do rebaixo, não causou alterações significativas na temperatura máxima atingida na superfície e nem na área afetada termicamente. Entretanto, observou-se que, em relação à Condição C, uma maior penetração do rebaixo – Condição K – levou a uma maior resistência mecânica. Esse resultado, também reportado em [37,40,41,49,50], indica que a contribuição do rebaixo foi principalmente de compactação do material amolecido, favorecendo um contato mais íntimo entre as partes e possibilitando mais efetividade na difusão das cadeias poliméricas, o que resultou em uma linha de solda de melhor qualidade. Porém, uma maior penetração do pino – Condição L – resultou em diminuição da resistência mecânica, o que não foi observado por Tozaki e colaboradores [45] na soldagem de ligas metálicas, em que uma maior penetração do pino aumentou a resistência mecânica ao cisalhamento, devido ao aumento do efeito de mistura e geração de calor. Possivelmente, por se tratar de uma condição pouco energética (2000 RPM; 0,3 mm/s; 5 s), acredita-se que a maior penetração do pino só contribuiu para a geração de mais defeitos no centro da solda.

Em resumo, as análises complementares revelaram que o aumento do diâmetro das ferramentas não levou a um aumento considerável da resistência mecânica das juntas. A presença de roscas e ranhuras na superfície das ferramentas mostrou ser importante na determinação da resistência mecânica, quando comparada a ferramentas lisas. Entretanto, é necessário que o sentido de rotação das roscas apresente o efeito de “empurrar” material para o centro da solda, pois no outro sentido não é observada a formação de juntas. Outra observação importante demonstra o principal papel do rebaixo na determinação da resistência mecânica. Uma maior penetração do rebaixo não aumenta a geração de calor por atrito nas juntas de PMMA, porém leva a uma maior compactação do material na região da solda, possibilitando a formação de linhas de solda de melhor qualidade.

APÊNDICE C: Microdureza do material de base

Ensaio de microdureza Vickers realizado no material de base para analisar possíveis diferenças entre as duas direções das chapas utilizadas.

Tabela C-1 – Medições obtidas através do ensaio de microdureza Vickers no material de base.

Ensaio de Microdureza Vickers							
Direção L-T [MPa]				Direção T-L [MPa]			
213,2	214,3	212,6	208,9	218,2	214,3	211,6	214,2
219,8	217,5	221,5	208,4	222,6	218,6	218,6	222,0
217,7	215,6	220,4	203,9	219,2	217,0	217,0	218,1
214,2	217,5	219,2	209,8	218,6	212,1	215,3	214,8
219,3	217,0	217,0	211,6	218,7	217,0	215,9	213,7
216,5	219,8	217,0	210,5	217,5	213,8	218,7	216,0
215,3	217,6	216,5	208,8	219,7	219,8	219,8	216,5
222,6	219,8	221,5	211,5	219,2	223,8	224,4	219,2
217,0	214,3	215,9	212,1	219,8	219,8	220,9	214,8
Média	215,4			217,8			
Desvio	4,3			3,0			

APÊNDICE D: Monitoramento da temperatura

Dados de temperatura máxima do centro da solda, obtidos através de monitoramento utilizando uma câmera de radiação infravermelho. Cada gráfico, das Figura D-1 a D-18 contém as medições referentes a uma condição.

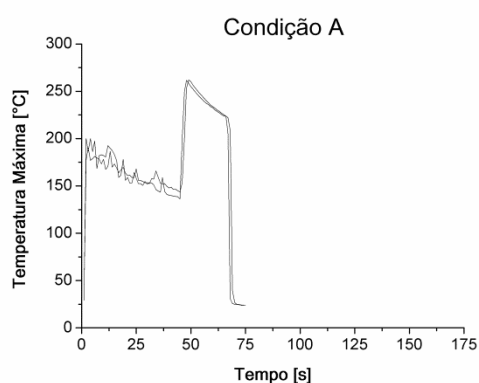


Figura D-1 – Temperatura máxima da Condição A

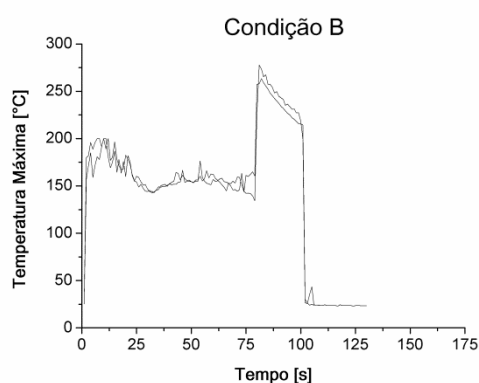


Figura D-2 – Temperatura máxima da Condição B

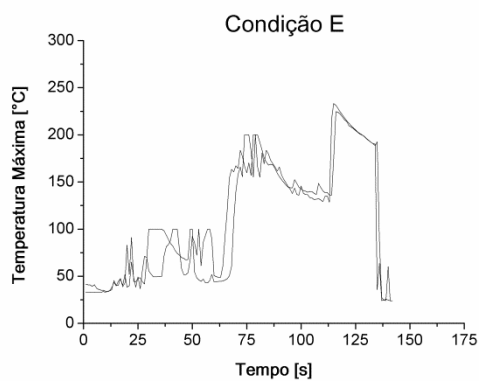


Figura D-3 – Temperatura máxima da Condição C

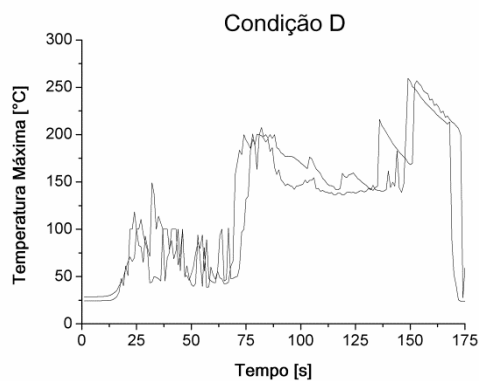


Figura D-4 – Temperatura máxima da Condição D

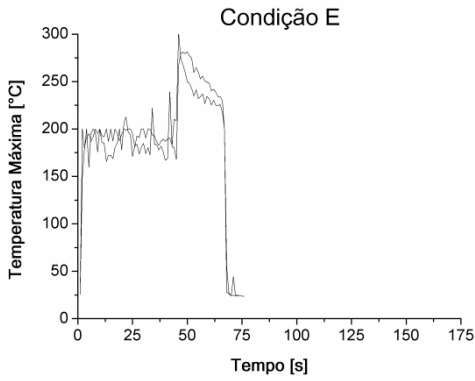


Figura D-5 – Temperatura máxima da Condição E

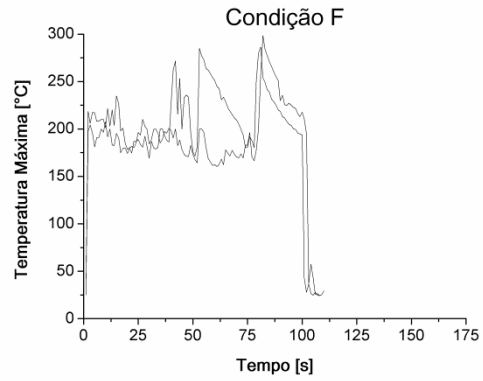


Figura D-6 – Temperatura máxima da Condição F

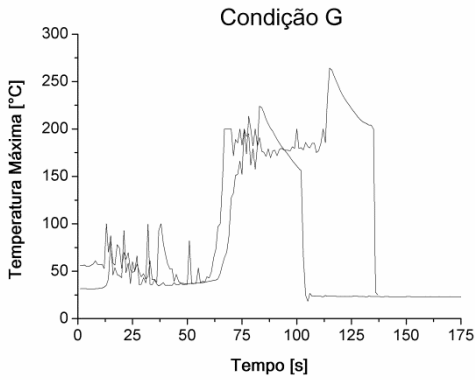


Figura D-7 – Temperatura máxima da Condição G

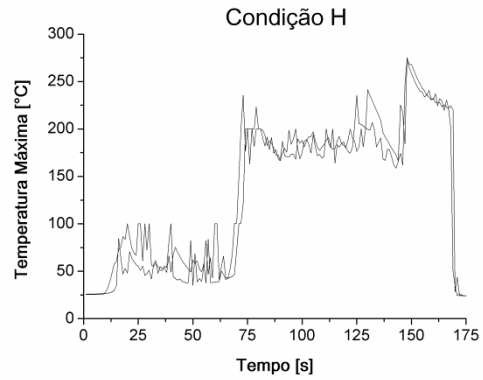


Figura D-8 – Temperatura máxima da Condição H

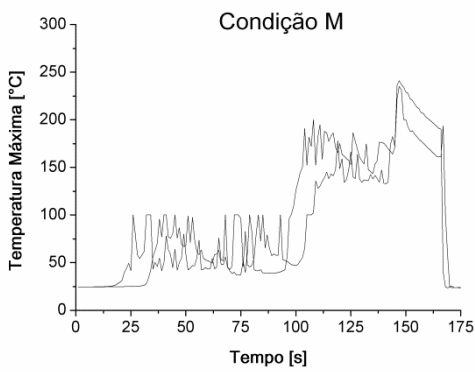


Figura D-9 – Temperatura máxima da Condição M

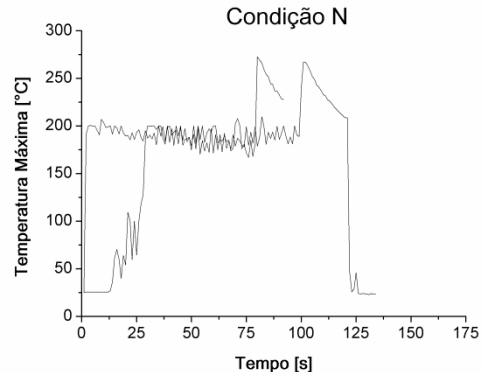


Figura D-10 – Temperatura máxima da Condição N

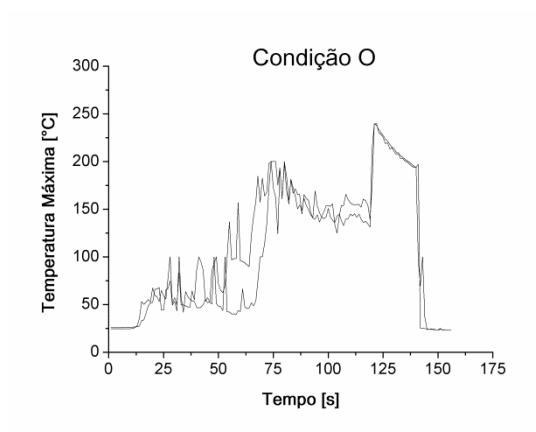


Figura D-11 – Temperatura máxima da Condição O

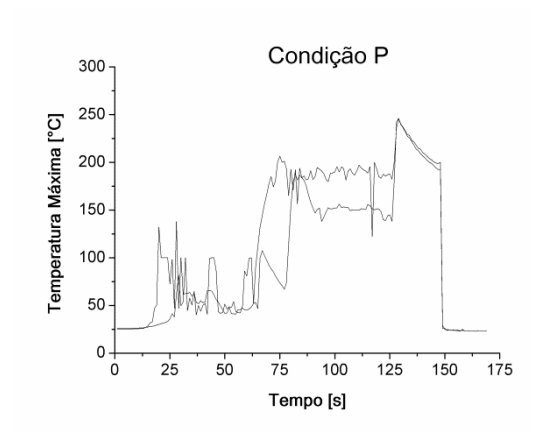


Figura D-12 – Temperatura máxima da Condição P

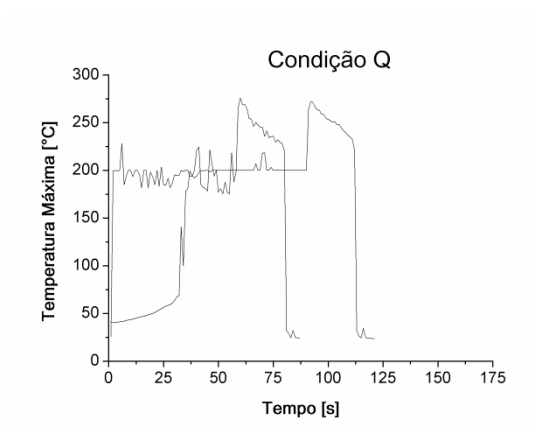


Figura D-13 – Temperatura máxima da Condição Q

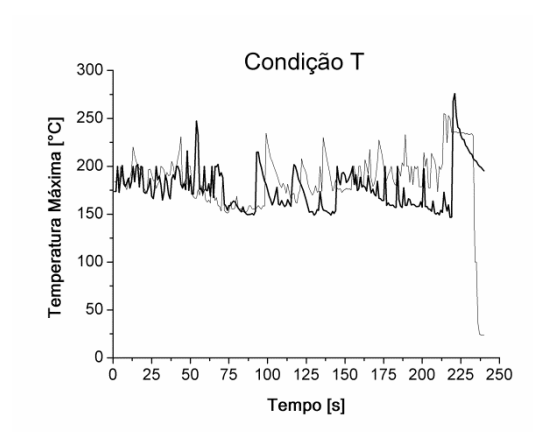


Figura D-14 – Temperatura máxima da Condição T

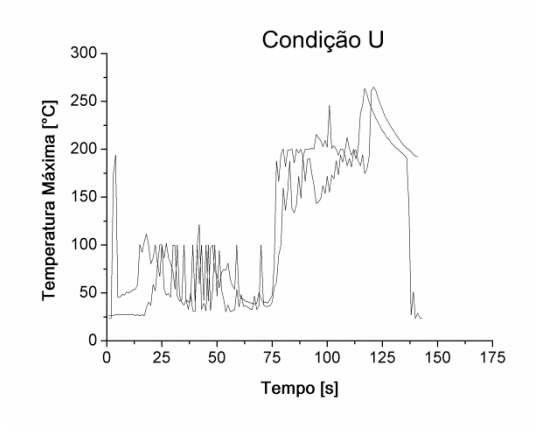


Figura D-15 – Temperatura máxima da Condição U

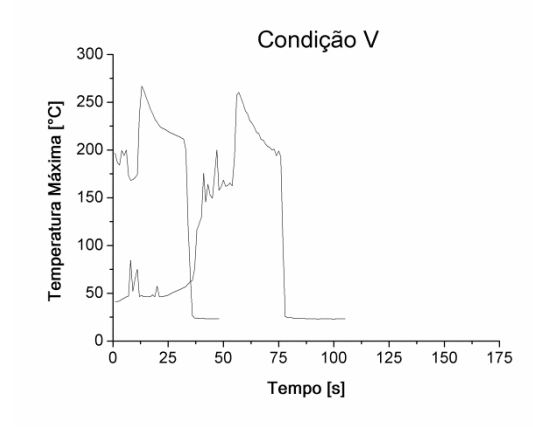


Figura D-16 – Temperatura máxima da Condição V

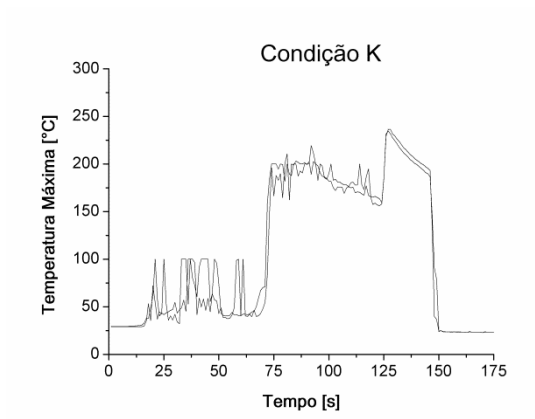


Figura D-17 – Temperatura máxima da Condição K

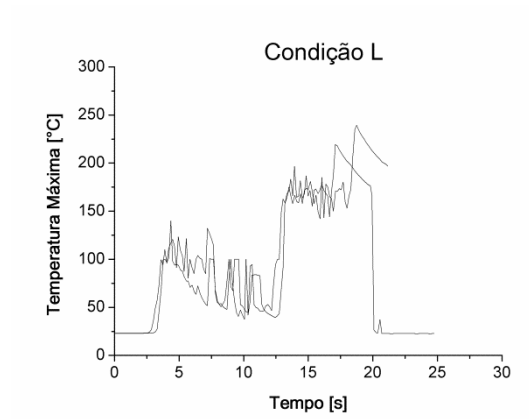


Figura D-18 – Temperatura máxima da Condição L

APÊNDICE E: Cálculo da área do furo deixado pela ferramenta

Conforme discutido na Seção 5.4, o valor da área do furo deixado pela ferramenta foi calculado via software (*Photoshop CS3*), assim como o comprimento e profundidade da mesma, e com esses valores foi calculada a área do furo corrigida (AF_c). Na Tabela E-1 são exibidos os valores usados nos cálculos e na Figura E-1 são mostradas as macros usadas para as medidas.

Tabela E-1 – Valores usados para o cálculo da AF_c .

Área do furo deixado pela ferramenta										
Condição	Área do furo [u.a.]		Comprimento (ϵ) [u.l.]		Largura (d) [u.l.]		Área do furo corrigida [u.a.]			
	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio	AF_c	
A	28,00	0,12	15,48	0,05	3,88	0,06	46,67	0,21	44,31	2,59
	24,00	0,15	15,63	0,02	3,66	0,03	41,96	0,26		
B	27,36	0,15	15,39	0,04	3,67	0,03	48,51	0,27	49,31	0,89
	28,13	0,03	15,75	0,01	3,57	0,01	50,11	0,05		
C	25,88	0,21	15,56	0,02	3,65	0,02	45,57	0,37	43,81	1,94
	22,63	0,11	15,53	0,01	3,47	0,02	42,05	0,21		
D	26,32	0,09	15,59	0,03	3,53	0,01	47,81	0,16	48,16	0,44
	26,99	0,17	15,54	0,02	3,58	0,02	48,50	0,31		
E	24,54	0,24	15,47	0,04	3,34	0,01	47,56	0,47	49,11	1,73
	26,23	0,13	15,81	0,02	3,28	0,05	50,65	0,24		
F	35,86	0,14	15,74	0,02	3,69	0,03	61,82	0,24	61,88	0,29
	36,42	0,22	15,77	0,02	3,73	0,01	61,93	0,38		
G	19,90	0,09	15,92	0,02	3,28	0,02	38,18	0,17	42,41	4,66
	25,74	0,15	15,91	0,01	3,47	0,05	46,63	0,27		
H	29,61	0,10	15,84	0,01	3,54	0,02	52,82	0,19	53,24	0,52
	30,38	0,20	15,82	0,02	3,58	0,01	53,65	0,35		
M	23,91	0,08	15,46	0,02	3,49	0,02	44,39	0,15	42,73	1,83
	18,64	0,09	15,06	0,04	3,02	0,03	41,07	0,19		
N	26,25	0,03	15,82	0,03	3,52	0,05	47,13	0,05	50,86	4,10
	31,39	0,31	15,80	0,01	3,64	0,03	54,59	0,54		
O	23,90	0,28	15,64	0,02	3,43	0,01	44,63	0,52	44,32	0,45
	23,43	0,21	15,45	0,03	3,43	0,03	44,29	0,40		
P	23,95	0,15	15,64	0,03	3,43	0,06	44,64	0,28	43,88	0,89
	20,49	0,19	15,25	0,03	3,12	0,04	43,12	0,40		
Q	24,90	0,09	15,48	0,02	3,14	0,02	51,31	0,19	51,65	0,40
	26,60	0,04	15,81	0,02	3,24	0,03	52,00	0,09		
T	46,18	0,11	15,83	0,02	4,50	0,00	64,84	0,15	67,64	3,08
	49,67	0,31	15,92	0,02	4,43	0,11	70,44	0,44		
U	26,10	0,12	15,92	0,01	3,47	0,02	47,31	0,22	45,97	1,48
	22,12	0,09	15,59	0,03	3,18	0,02	44,62	0,17		
V	26,06	0,04	15,62	0,01	3,56	0,05	46,88	0,08	44,29	2,84
	20,85	0,14	15,50	0,02	3,23	0,02	41,71	0,27		
K	29,74	0,25	15,89	0,01	3,97	0,03	47,15	0,39	46,69	0,65
	29,63	0,33	15,92	0,05	4,03	0,05	46,23	0,51		
L	26,71	0,08	15,66	0,03	3,99	0,01	42,80	0,13	41,96	0,94
	25,72	0,11	15,66	0,05	4,00	0,02	41,11	0,18		

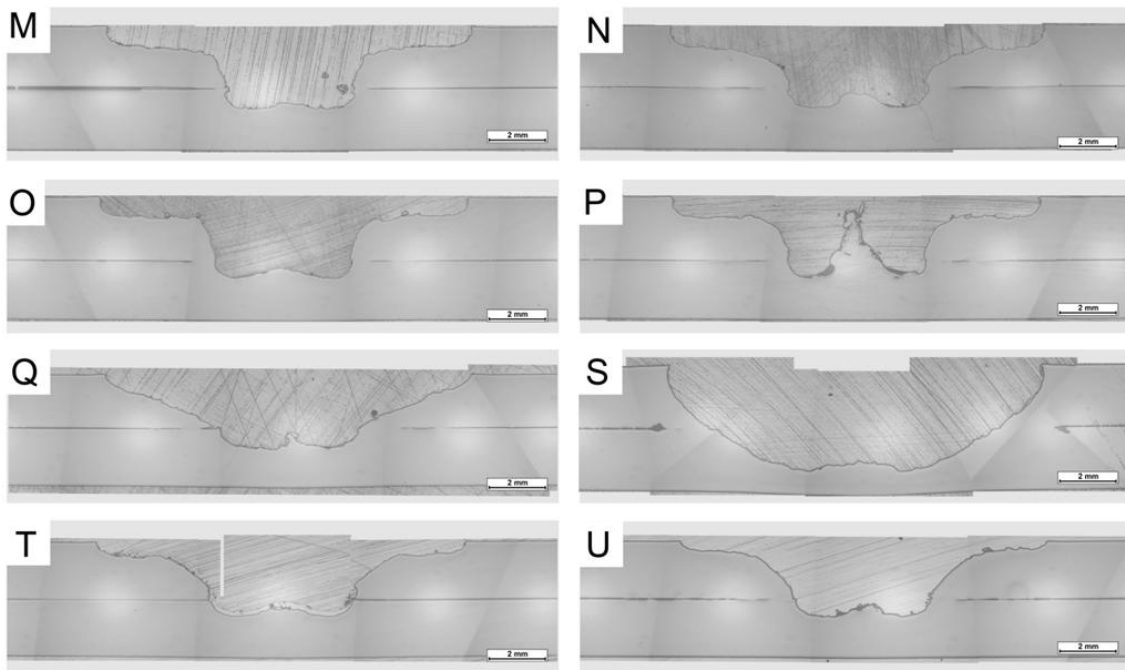


Figura E-1 – Seção transversal das condições usadas para validação e análise dos modelos estatísticos, para cálculo da área do furo deixado pela ferramenta.

APÊNDICE F: Cálculo da área afetada termicamente

Conforme discutido na Seção 5.5, o valor da área do furo deixado pela ferramenta foi calculado via software (*Photoshop CS3*), assim como o comprimento e profundidade da mesma, e com esses valores foi calculada a área do furo corrigida (AAT_c). Na Tabela F são exibidos os valores usados nos cálculos e na Figura F-1 são mostradas as macros usadas medidas.

Tabela F-1 – Valores usados para o cálculo da AAT_c .

Condição	Área afetada termicamente									
	Área afetada termicamente [u.a.]		Comprimento (c) [u.l.]		Largura (d) [u.l.]		Área afetada termicamente corrigida [u.a.]			
	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio	AAT_c	
A	40,00	0,47	15,48	0,05	3,88	0,06	69,91	0,83	69,91	0,83
	-	-	-	-	-	-	-	-		
B	50,85	0,42	15,39	0,04	3,67	0,03	90,58	0,75	90,58	0,75
	-	-	-	-	-	-	-	-		
C	41,67	0,26	15,56	0,02	3,65	0,02	73,36	0,46	70,16	3,52
	36,03	0,18	15,53	0,01	3,47	0,02	66,96	0,33		
D	44,69	0,62	15,59	0,03	3,53	0,01	81,17	1,12	80,83	0,90
	44,78	0,37	15,54	0,02	3,58	0,02	80,49	0,66		
E	43,61	0,14	15,47	0,04	3,34	0,01	84,22	0,26	84,22	0,26
	-	-	-	-	-	-	-	-		
F	55,60	0,34	15,74	0,02	3,69	0,03	95,84	0,58	95,47	0,60
	55,92	0,22	15,77	0,02	3,73	0,01	95,09	0,37		
G	41,73	0,39	15,92	0,02	3,28	0,02	75,60	0,70	75,60	0,70
	-	-	-	-	-	-	-	-		
H	47,18	0,26	15,84	0,01	3,54	0,02	84,16	0,45	85,38	1,43
	49,03	0,38	15,82	0,02	3,58	0,01	86,59	0,67		
M	40,64	0,16	15,46	0,02	3,49	0,02	75,45	0,29	73,43	2,24
	32,42	0,19	15,06	0,04	3,02	0,03	71,41	0,42		
N	47,09	0,12	15,82	0,03	3,52	0,05	84,55	0,21	86,80	2,54
	51,20	0,56	15,80	0,01	3,64	0,03	89,04	0,97		
O	39,39	0,35	15,64	0,02	3,43	0,01	73,56	0,65	74,56	1,17
	39,97	0,09	15,45	0,03	3,43	0,03	75,55	0,17		
P	40,54	0,13	15,64	0,03	3,43	0,06	75,56	0,24	73,88	2,01
	34,30	0,59	15,25	0,03	3,12	0,04	72,20	1,25		
Q	42,87	0,28	15,48	0,02	3,14	0,02	88,33	0,57	88,83	0,67
	45,69	0,09	15,81	0,02	3,24	0,03	89,33	0,17		
T	66,09	0,32	15,83	0,02	4,50	0,00	92,80	0,44	95,86	3,40
	69,76	0,51	15,92	0,02	4,43	0,11	98,93	0,73		
U	40,85	0,39	15,92	0,01	3,47	0,02	74,04	0,70	75,42	1,59
	38,07	0,18	15,59	0,03	3,18	0,02	76,80	0,36		
V	41,67	0,21	15,62	0,01	3,56	0,05	74,95	0,38	73,27	1,89
	35,78	0,26	15,50	0,02	3,23	0,02	71,58	0,52		
K	44,77	0,30	15,89	0,01	3,97	0,03	70,99	0,48	71,06	0,39
	45,59	0,24	15,92	0,05	4,03	0,05	71,14	0,37		
L	42,46	0,07	15,66	0,03	3,99	0,01	68,05	0,11	67,14	1,02
	41,44	0,20	15,66	0,05	4,00	0,02	66,23	0,32		

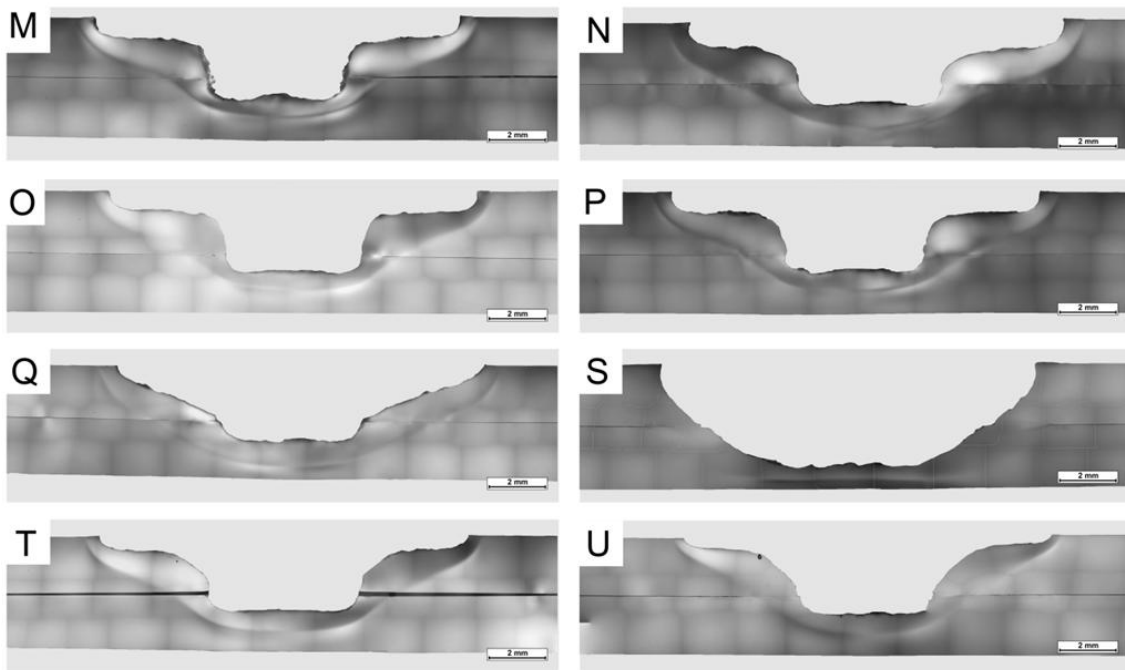


Figura F-1 – Seção transversal das condições usadas para validação e análise dos modelos estatísticos, para cálculo da área afetada termicamente.

APÊNDICE G: Curvas DSC

As temperaturas de transição vítrea (T_g) das amostras soldadas e do material de base foram calculadas através da derivada das curvas de fluxo de calor, conforme norma ISO 11357 [16], que foram obtidas via DSC.

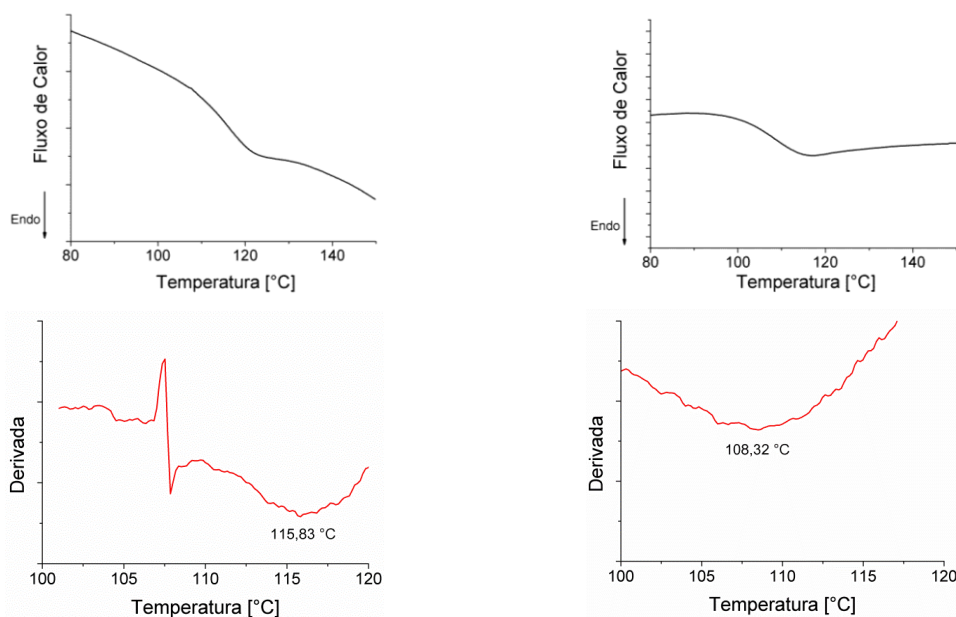


Figura G-1 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição A.

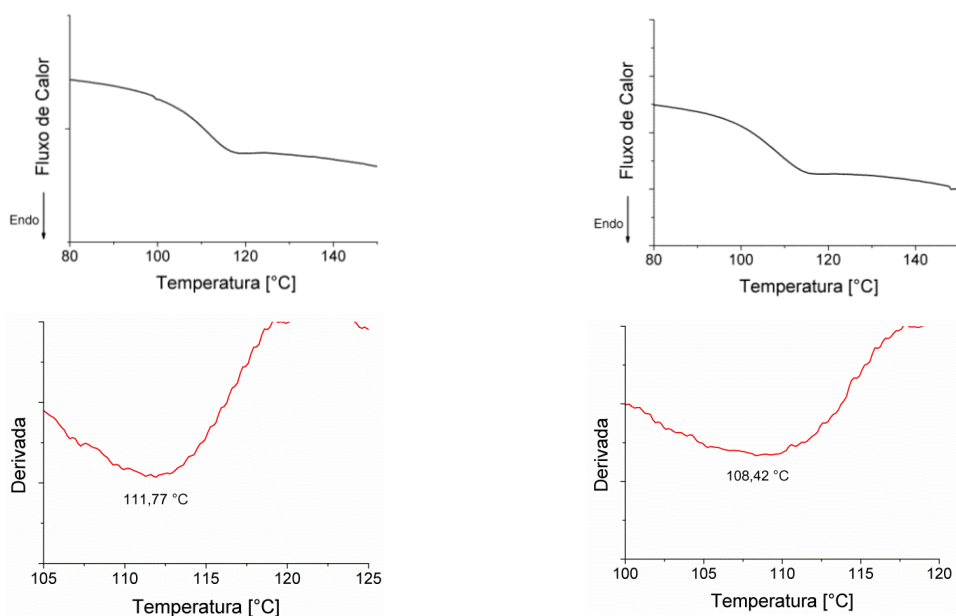


Figura G-2 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição B.

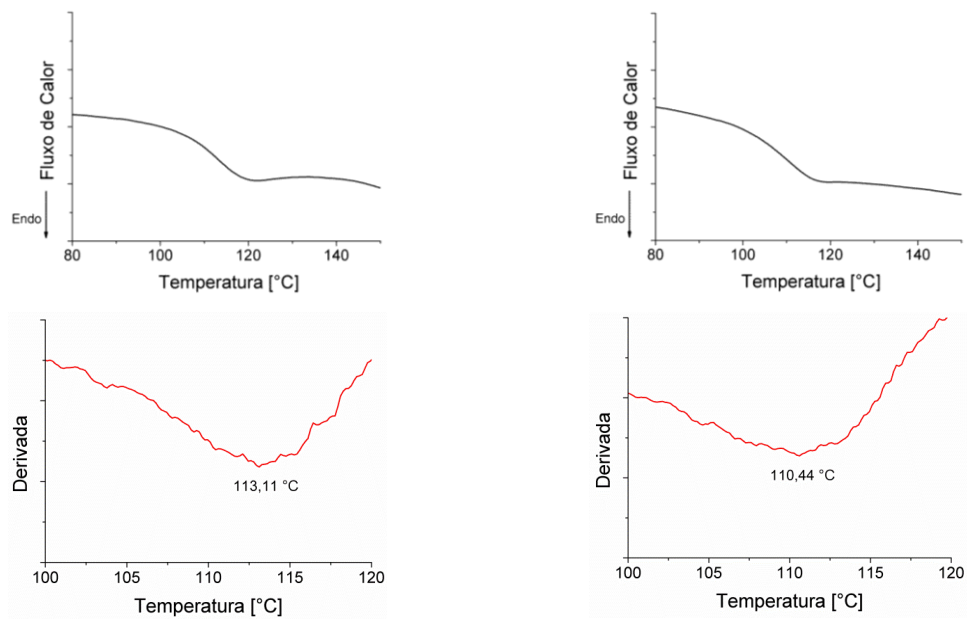


Figura G-3 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição C.

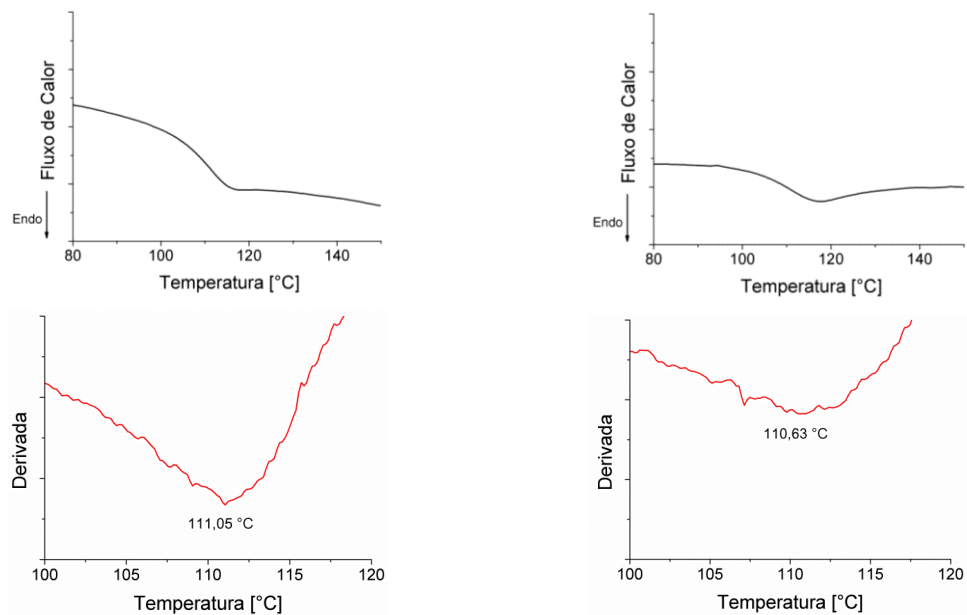


Figura G-4 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição D.

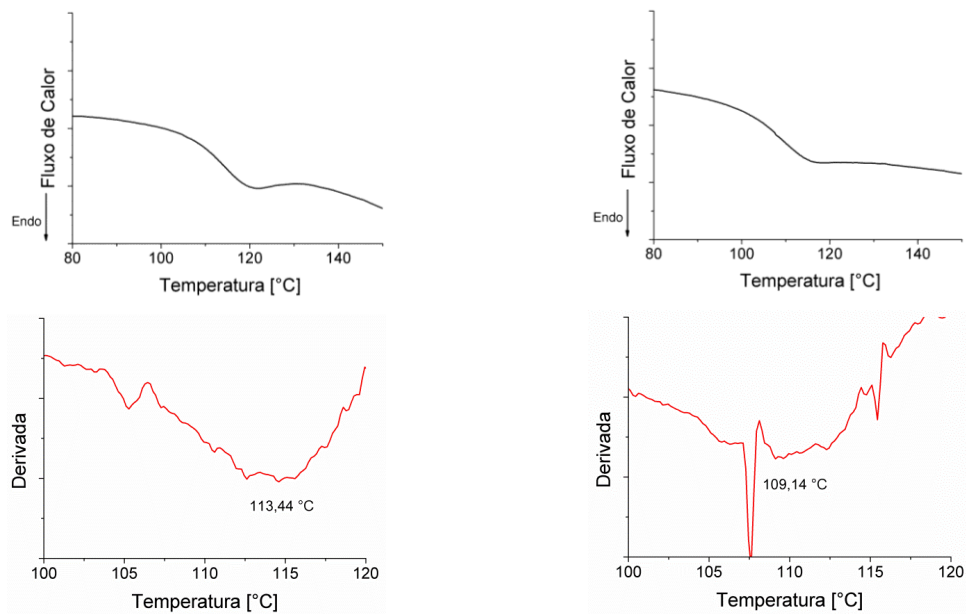


Figura G-5 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição E.

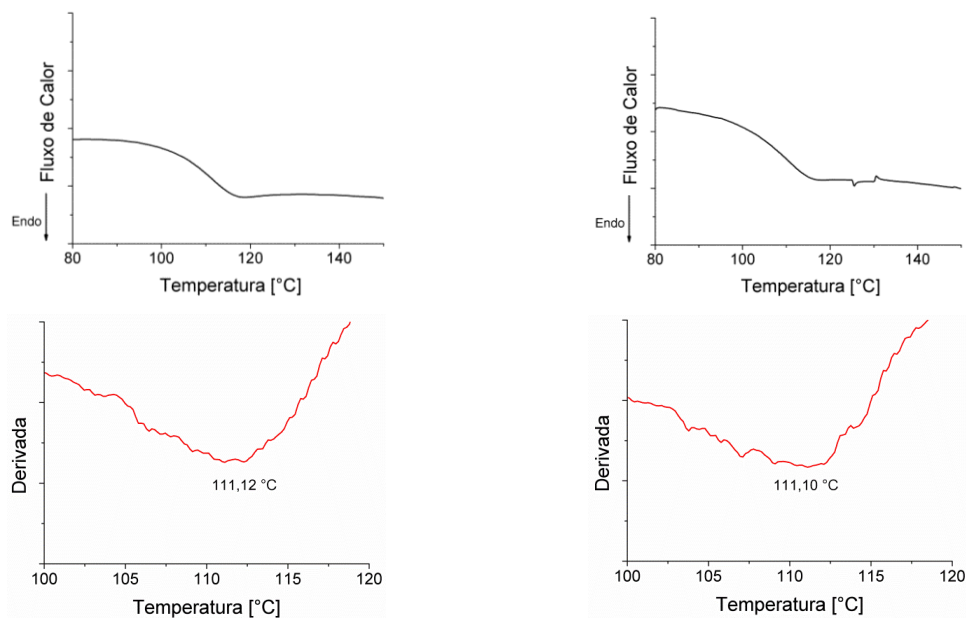


Figura G-6 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição F.

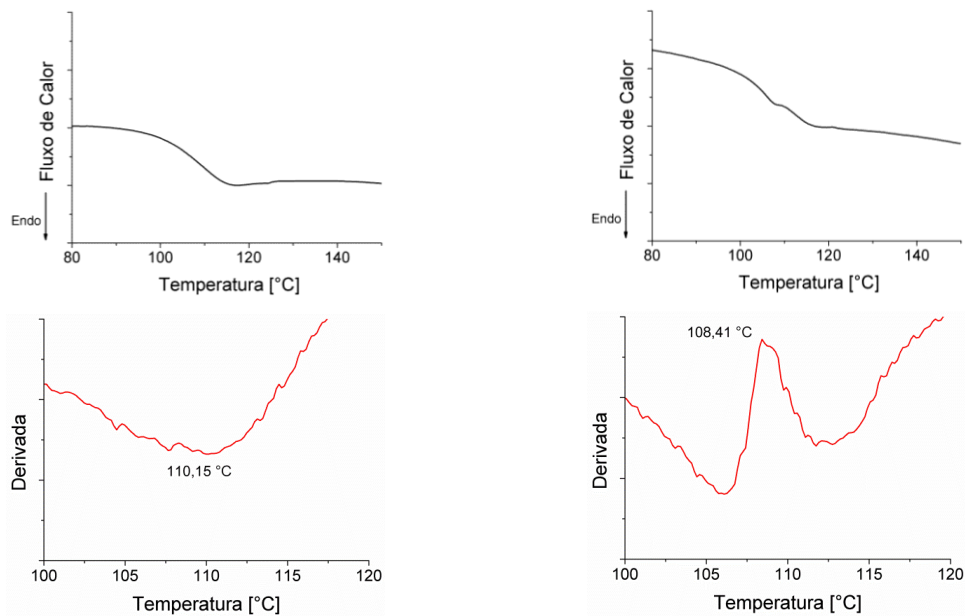


Figura G-7 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição G.

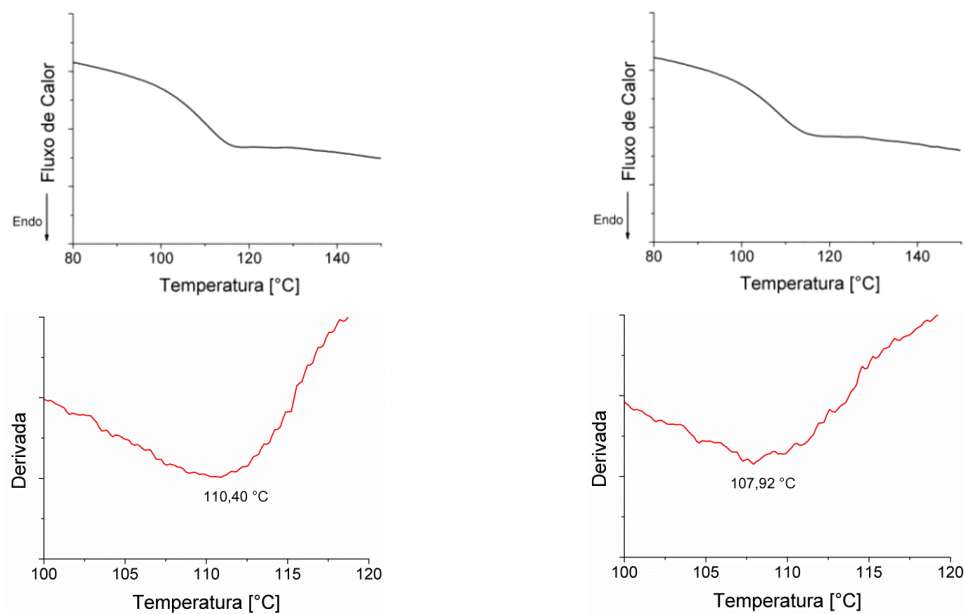


Figura G-8 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras da Condição H.

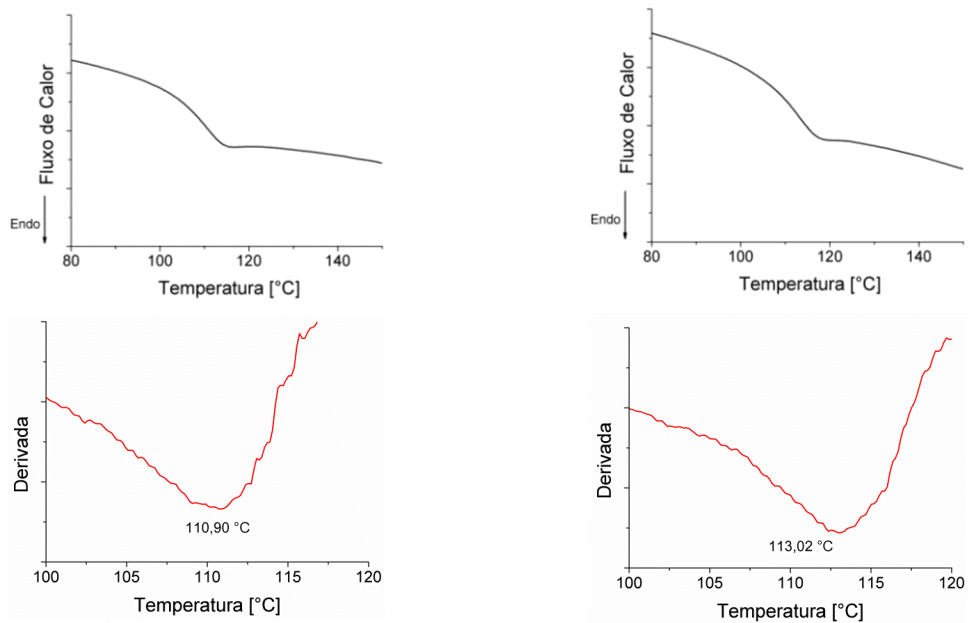
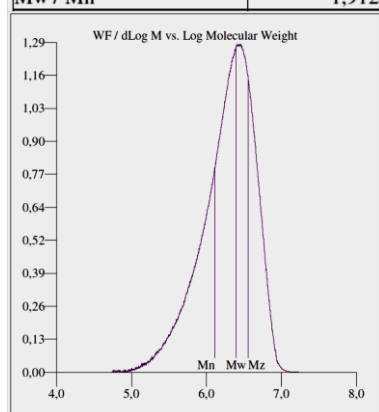


Figura G-9 – Curvas do 2º aquecimento via DSC, e suas derivadas, para duas amostras do material de base PMMA.

APÊNDICE H: Curvas GPC

Os valores de Mn, Mw e polidispersividade foram obtidos de ensaio de GPC, com duas réplicas para cada condição, além do material de base.

Peak RV - (ml)	17,160
Mn - (Daltons)	1,300 e 6
Mw - (Daltons)	2,485 e 6
Mz - (Daltons)	3,609 e 6
Mp - (Daltons)	2,842 e 6
Mw / Mn	1,912



Peak RV - (ml)	17,227
Mn - (Daltons)	1,344 e 6
Mw - (Daltons)	2,500 e 6
Mz - (Daltons)	3,600 e 6
Mp - (Daltons)	2,724 e 6
Mw / Mn	1,860

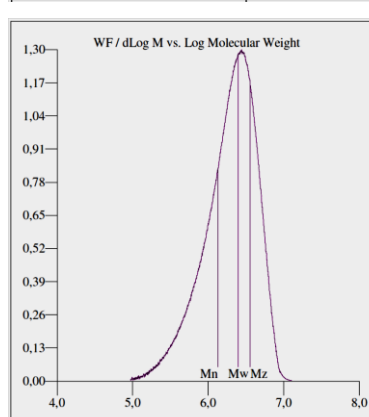
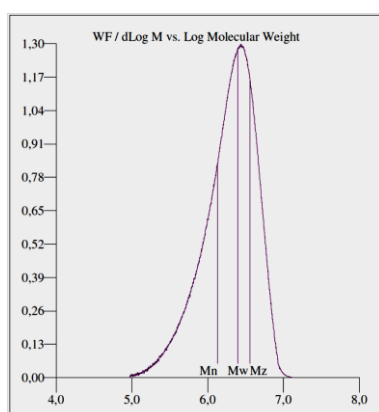


Figura H-1 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição A.

Peak RV - (ml)	17,410
Mn - (Daltons)	1,439 e 6
Mw - (Daltons)	2,569 e 6
Mz - (Daltons)	3,730 e 6
Mp - (Daltons)	2,594 e 6
Mw / Mn	1,785



Peak RV - (ml)	17,407
Mn - (Daltons)	1,330 e 6
Mw - (Daltons)	2,491 e 6
Mz - (Daltons)	3,619 e 6
Mp - (Daltons)	2,620 e 6
Mw / Mn	1,873

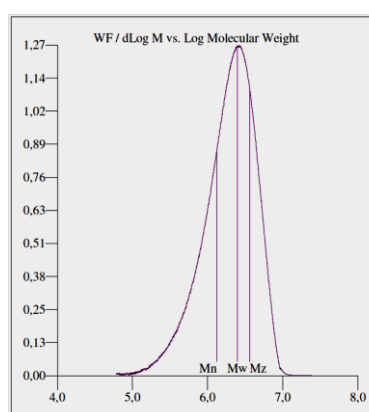
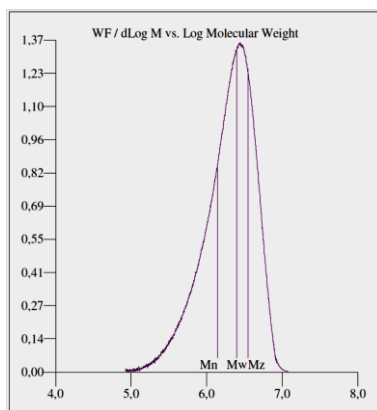


Figura H-2 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição B.

Peak RV - (ml)	17,227
Mn - (Daltons)	1,397 e 6
Mw - (Daltons)	2,502 e 6
Mz - (Daltons)	3,521 e 6
Mp - (Daltons)	2,771 e 6
Mw / Mn	1,791



Peak RV - (ml)	17,153
Mn - (Daltons)	1,351 e 6
Mw - (Daltons)	2,551 e 6
Mz - (Daltons)	3,680 e 6
Mp - (Daltons)	2,905 e 6
Mw / Mn	1,888

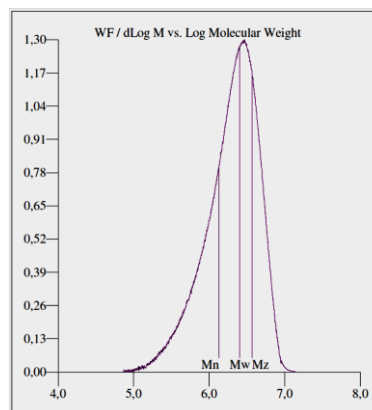
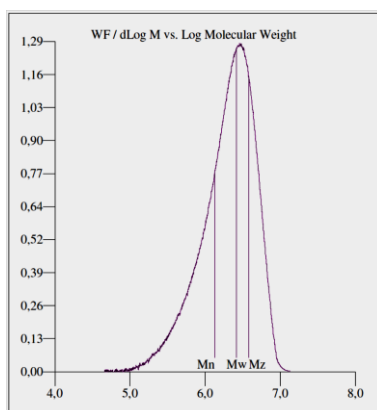


Figura H-3 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição C.

Peak RV - (ml)	17,087
Mn - (Daltons)	1,344 e 6
Mw - (Daltons)	2,620 e 6
Mz - (Daltons)	3,802 e 6
Mp - (Daltons)	3,083 e 6
Mw / Mn	1,950



Peak RV - (ml)	17,283
Mn - (Daltons)	1,385 e 6
Mw - (Daltons)	2,626 e 6
Mz - (Daltons)	3,827 e 6
Mp - (Daltons)	2,809 e 6
Mw / Mn	1,897

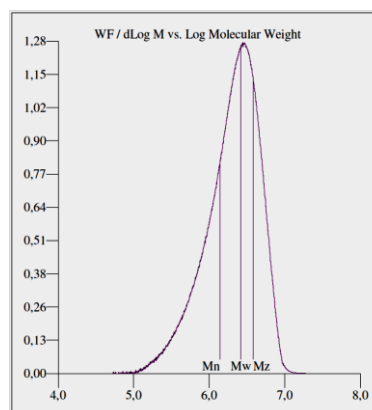
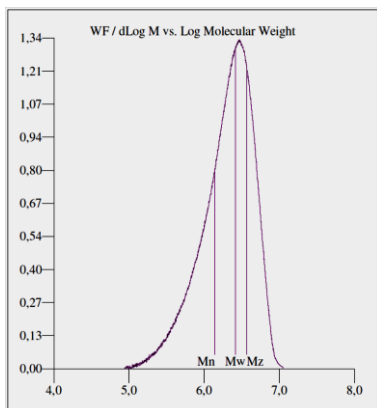


Figura H-4 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição E.

Peak RV - (ml)	17,153
Mn - (Daltons)	1,397 e 6
Mw - (Daltons)	2,588 e 6
Mz - (Daltons)	3,676 e 6
Mp - (Daltons)	2,937 e 6
Mw / Mn	1,853



Peak RV - (ml)	17,150
Mn - (Daltons)	1,399 e 6
Mw - (Daltons)	2,645 e 6
Mz - (Daltons)	3,771 e 6
Mp - (Daltons)	3,000 e 6
Mw / Mn	1,891

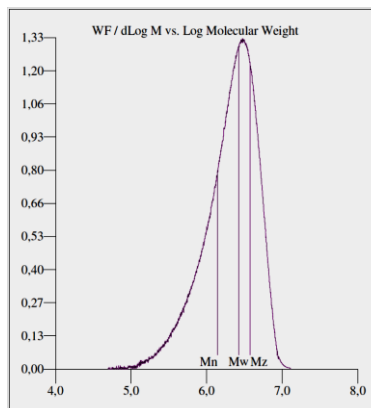
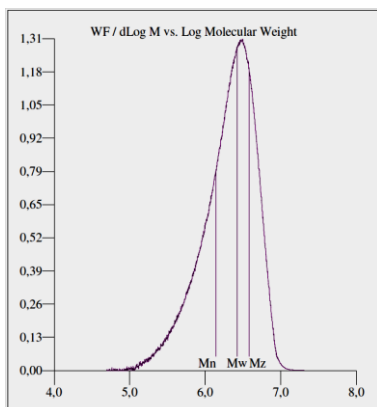


Figura H-5 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição E.

Peak RV - (ml)	17,030
Mn - (Daltons)	1,395 e 6
Mw - (Daltons)	2,641 e 6
Mz - (Daltons)	3,815 e 6
Mp - (Daltons)	3,076 e 6
Mw / Mn	1,892



Peak RV - (ml)	17,100
Mn - (Daltons)	1,384 e 6
Mw - (Daltons)	2,653 e 6
Mz - (Daltons)	3,814 e 6
Mp - (Daltons)	2,941 e 6
Mw / Mn	1,917

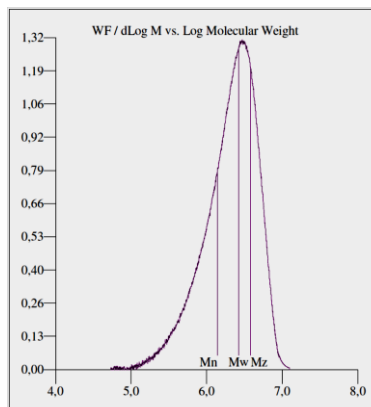
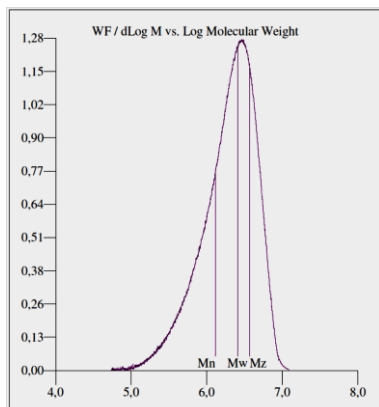


Figura H-6 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição F.

Peak RV - (ml)	17,117
Mn - (Daltons)	1,302 e 6
Mw - (Daltons)	2,555 e 6
Mz - (Daltons)	3,713 e 6
Mp - (Daltons)	2,934 e 6
Mw / Mn	1,962



Peak RV - (ml)	16,953
Mn - (Daltons)	1,264 e 6
Mw - (Daltons)	2,510 e 6
Mz - (Daltons)	3,670 e 6
Mp - (Daltons)	3,217 e 6
Mw / Mn	1,985

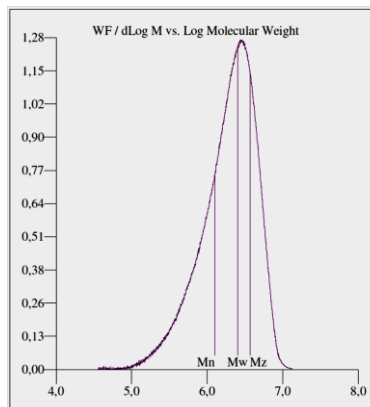
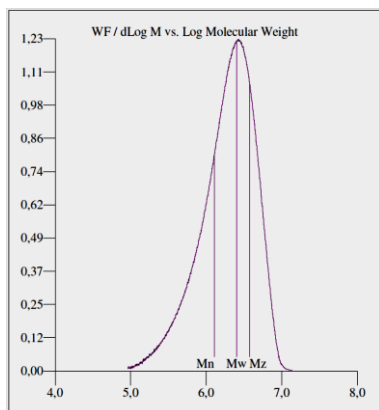


Figura H-7 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição G.

Peak RV - (ml)	21,498
Mn - (Daltons)	1,277 e 6
Mw - (Daltons)	2,515 e 6
Mz - (Daltons)	3,731 e 6
Mp - (Daltons)	2,627 e 6
Mw / Mn	1,969



Peak RV - (ml)	17,237
Mn - (Daltons)	1,293 e 6
Mw - (Daltons)	2,577 e 6
Mz - (Daltons)	3,765 e 6
Mp - (Daltons)	2,770 e 6
Mw / Mn	1,994

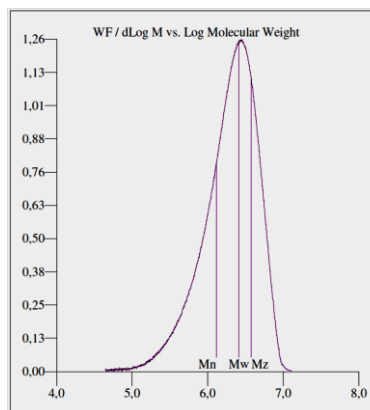
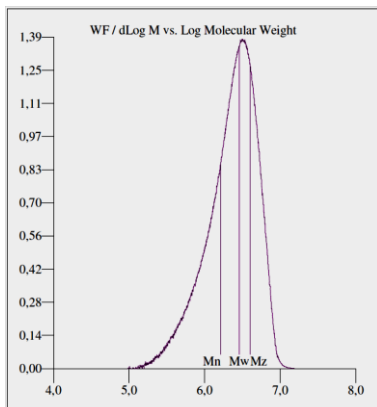


Figura H-8 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras da Condição H.

Peak RV - (ml)	17,083
Mn - (Daltons)	1,635 e 6
Mw - (Daltons)	2,866 e 6
Mz - (Daltons)	3,999 e 6
Mp - (Daltons)	3,110 e 6
Mw / Mn	1,753



Peak RV - (ml)	16,963
Mn - (Daltons)	1,559 e 6
Mw - (Daltons)	2,861 e 6
Mz - (Daltons)	4,051 e 6
Mp - (Daltons)	3,246 e 6
Mw / Mn	1,835

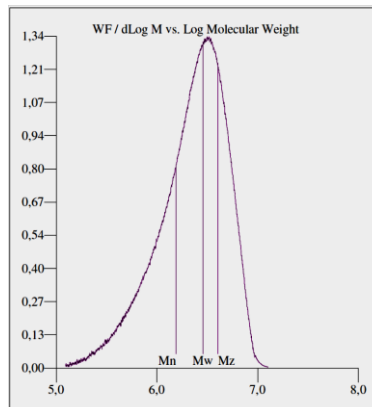


Figura H-9 – Curvas obtidas via GPC, e seus principais valores, para duas amostras do material de base PMMA.

APÊNDICE I: Tabela ANOVA e gráficos para T_g , M_n , M_w e M_w/M_n

A seguir são encontrados as tabelas ANOVA e os gráficos obtidos para temperatura de transição vítrea (T_g), massas molares médias M_n e M_w e polidispersividade (M_w/M_n).

RS: Velocidade de rotação; PR: Taxa de penetração; DT: Tempo de recalque.

Analysis of Variance for T_g (coded units)

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
RS	1	3,8908	3,8908	3,8908	0,61	0,458
PR	1	3,0888	3,0888	3,0888	0,48	0,507
DT	1	2,5841	2,5841	2,5841	0,40	0,543
RS*PR	1	4,8510	4,8510	4,8510	0,76	0,410
RS*DT	1	1,7096	1,7096	1,7096	0,27	0,620
PR*DT	1	0,3053	0,3053	0,3053	0,05	0,833
RS*PR*DT	1	0,2426	0,2426	0,2426	0,04	0,851
Pure Error	8	51,2982	51,2982	6,4123		
Total	15	67,9701				

Analysis of Variance for M_n (coded units)

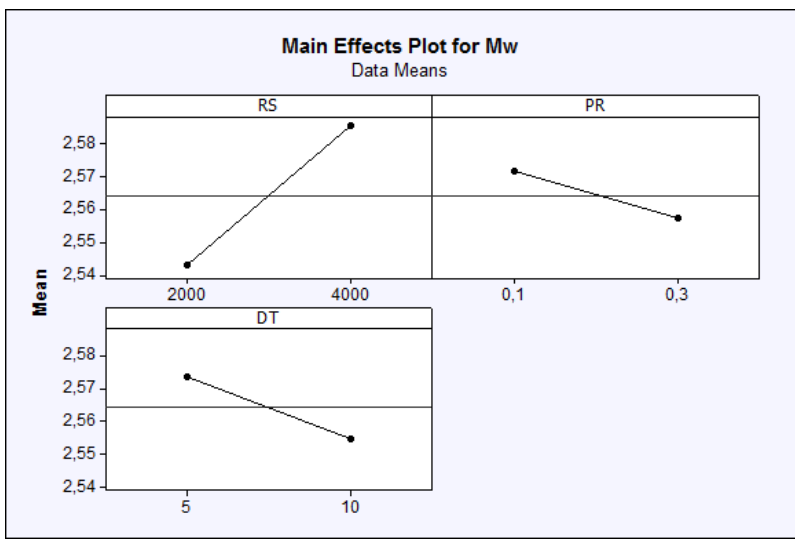
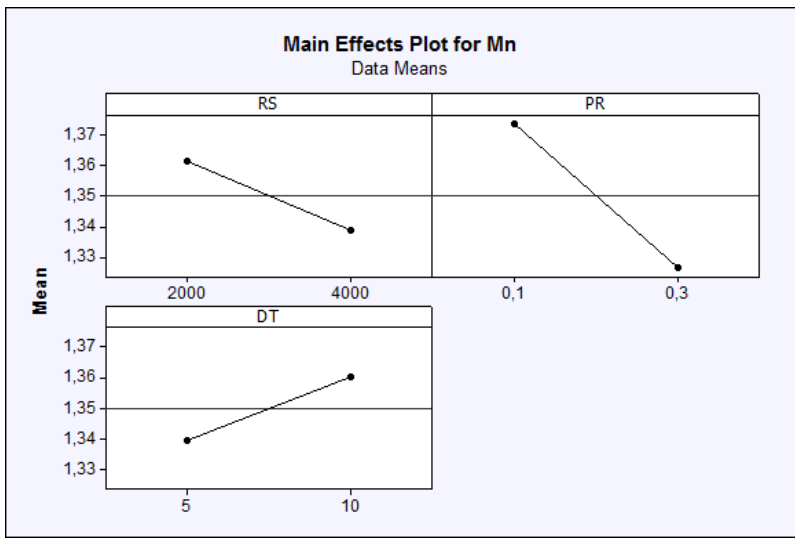
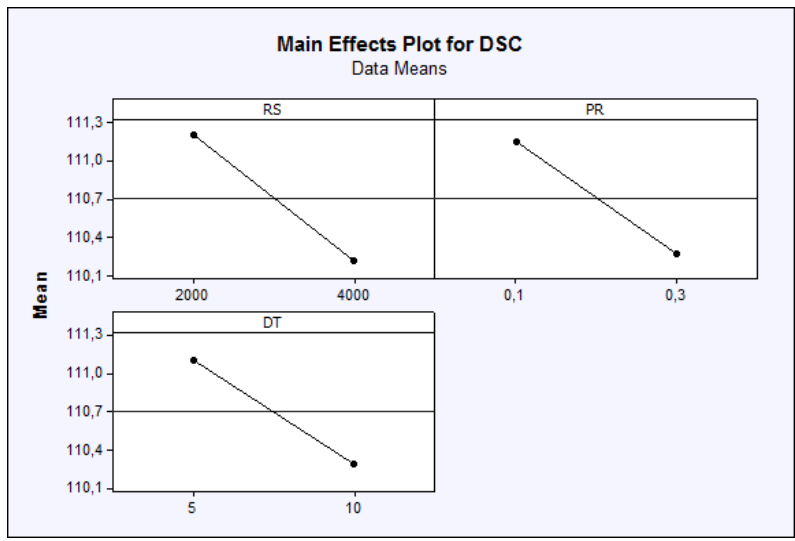
Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
RS	1	0,0020026	0,0020026	0,0020026	1,65	0,235
PR	1	0,0087891	0,0087891	0,0087891	7,23	0,028
DT	1	0,0017016	0,0017016	0,0017016	1,40	0,271
RS*PR	1	0,0158131	0,0158131	0,0158131	13,02	0,007
RS*DT	1	0,0009456	0,0009456	0,0009456	0,78	0,403
PR*DT	1	0,0008851	0,0008851	0,0008851	0,73	0,418
RS*PR*DT	1	0,0005406	0,0005406	0,0005406	0,44	0,524
Pure Error	8	0,0097195	0,0097195	0,0012149		
Total	15	0,0403969				

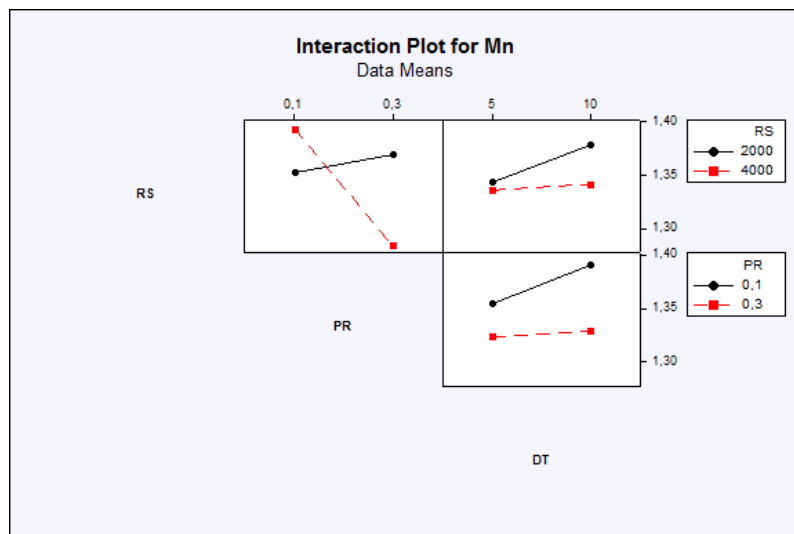
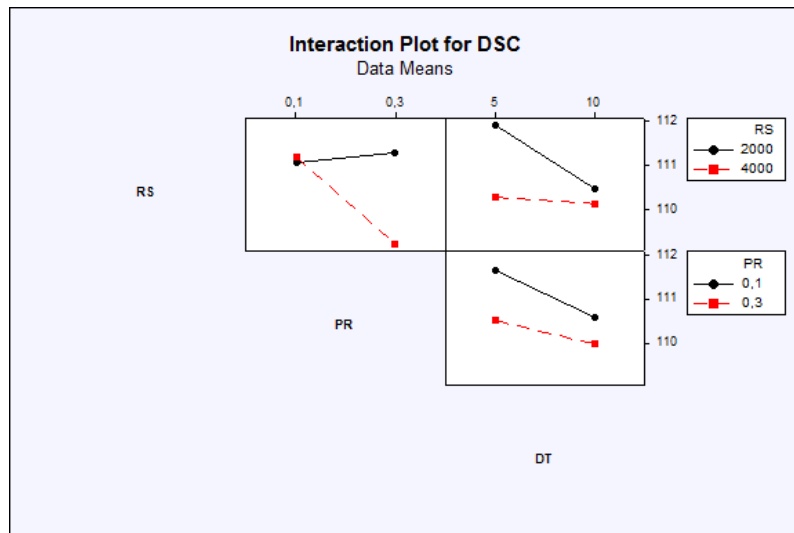
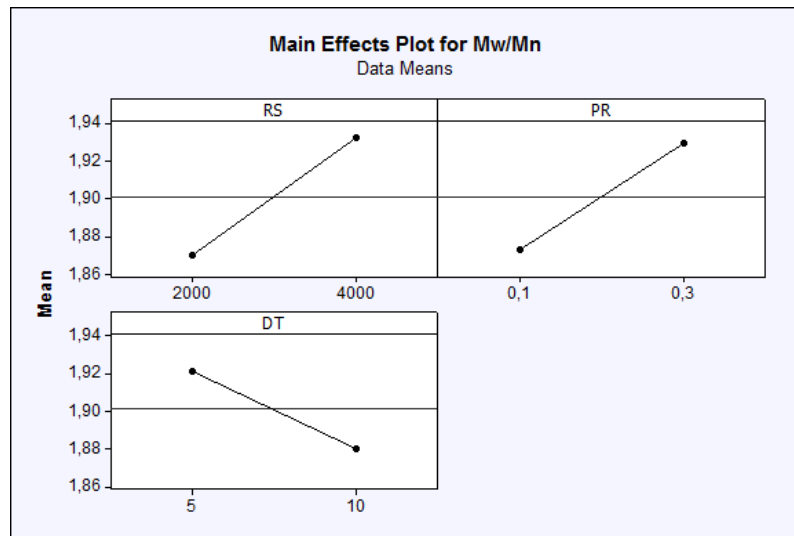
Analysis of Variance for M_w (coded units)

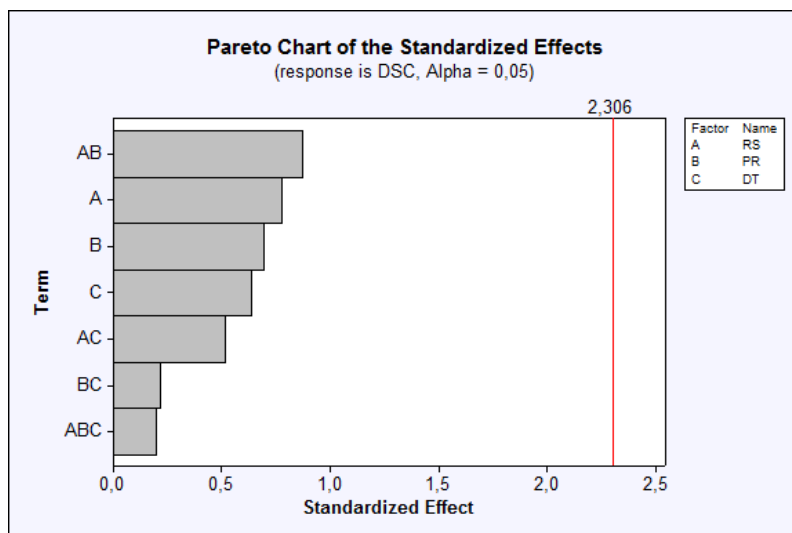
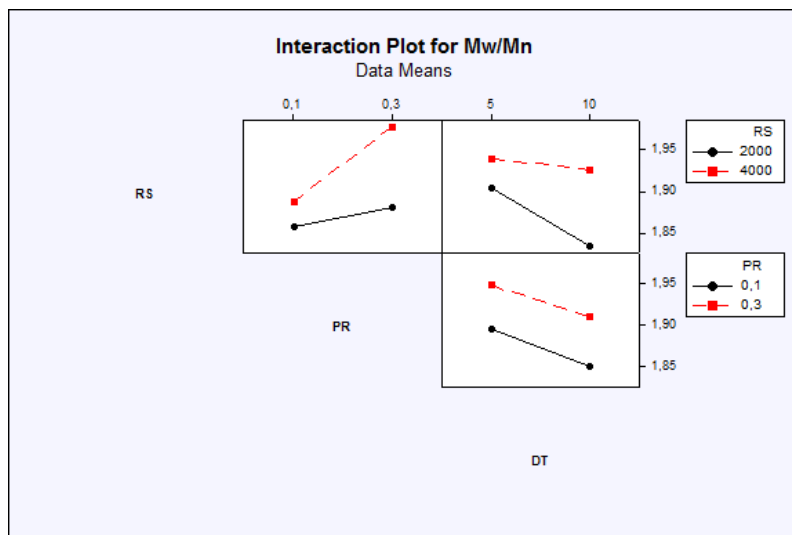
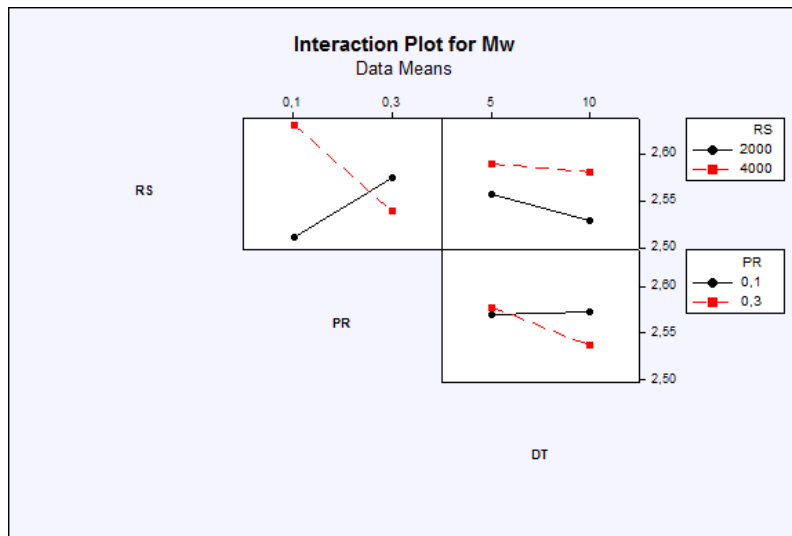
Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
RS	1	0,0072250	0,0072250	0,0072250	6,42	0,035
PR	1	0,0008410	0,0008410	0,0008410	0,75	0,413
DT	1	0,0014440	0,0014440	0,0014440	1,28	0,290
RS*PR	1	0,0243360	0,0243360	0,0243360	21,62	0,002
RS*DT	1	0,0004410	0,0004410	0,0004410	0,39	0,549
PR*DT	1	0,0020250	0,0020250	0,0020250	1,80	0,217
RS*PR*DT	1	0,0079210	0,0079210	0,0079210	7,04	0,029
Pure Error	8	0,0090040	0,0090040	0,0011255		
Total	15	0,0532370				

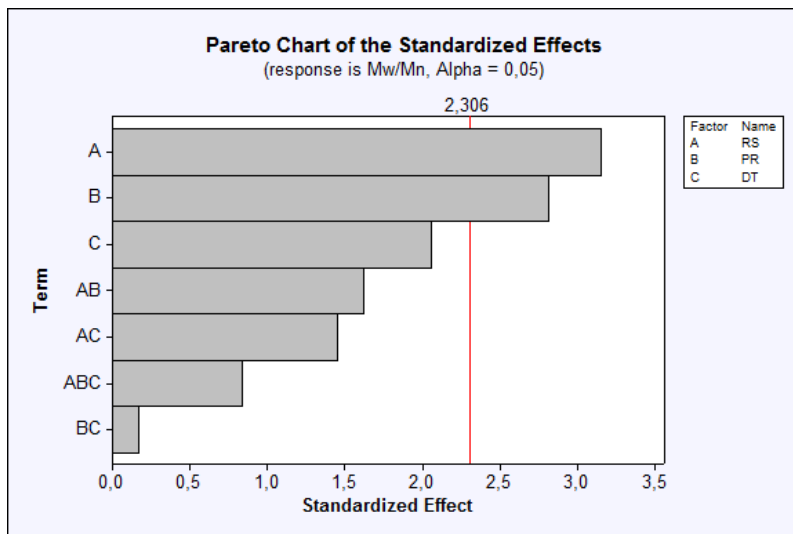
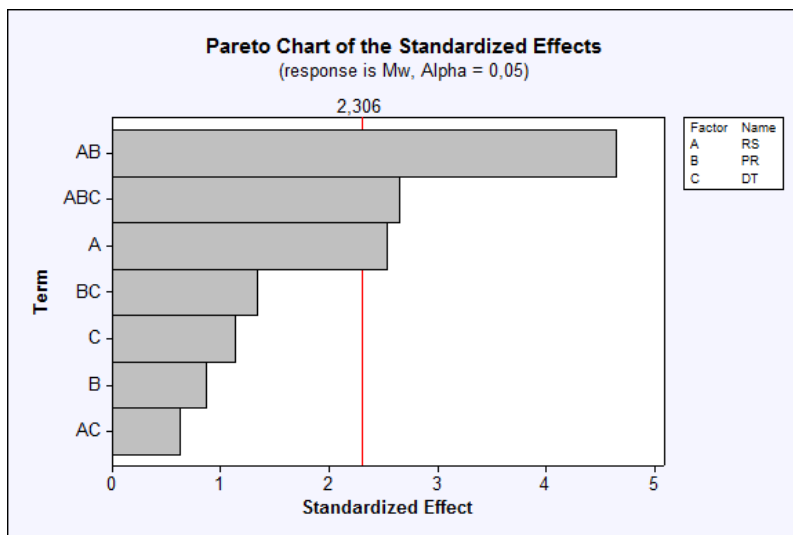
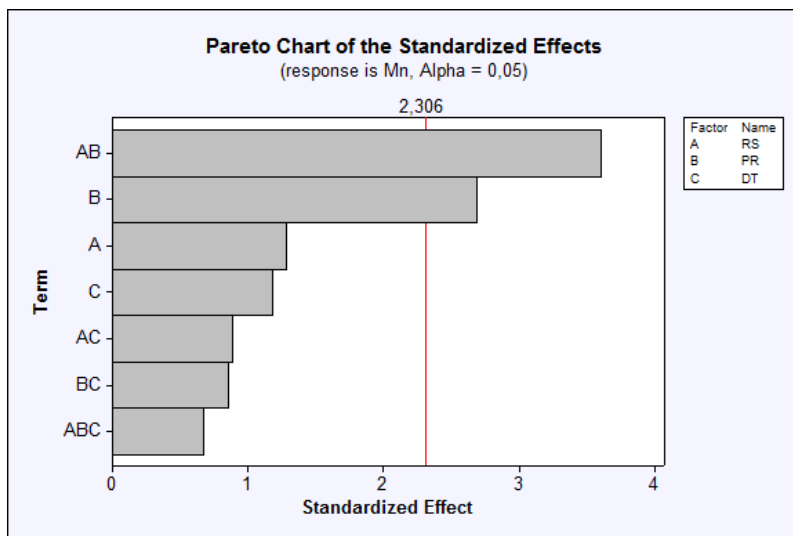
Analysis of Variance for M_w/M_n (coded units)

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
RS	1	0,0160656	0,0160656	0,0160656	9,93	0,014
PR	1	0,0128256	0,0128256	0,0128256	7,93	0,023
DT	1	0,0068476	0,0068476	0,0068476	4,23	0,074
RS*PR	1	0,0042576	0,0042576	0,0042576	2,63	0,143
RS*DT	1	0,0033931	0,0033931	0,0033931	2,10	0,186
PR*DT	1	0,0000456	0,0000456	0,0000456	0,03	0,871
RS*PR*DT	1	0,0011391	0,0011391	0,0011391	0,70	0,426
Pure Error	8	0,0129445	0,0129445	0,0016181		
Total	15	0,0575184				









APÊNDICE J: Ensaios mecânicos

As amostras soldadas foram ensaiadas mecanicamente sob cisalhamento. A seguir, nas Figura J-1 a J-20, são exibidas as curvas força-alongamento para cada condição.

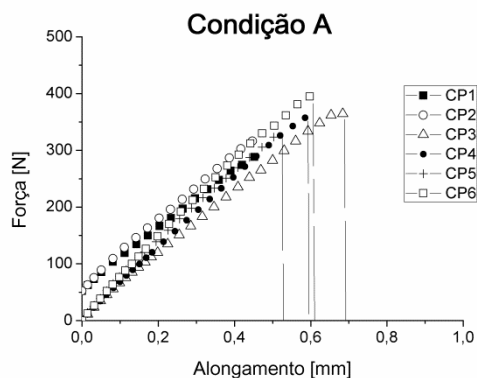


Figura J-1 – Gráfico força-alongamento da Condição A

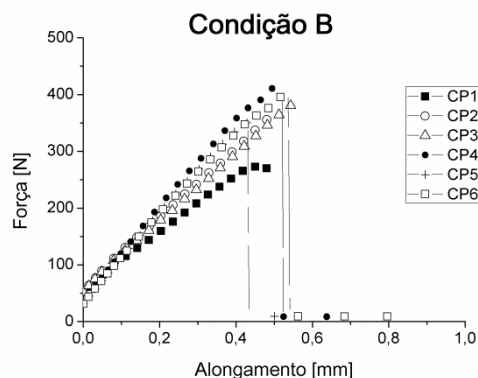


Figura J-2 – Gráfico força-alongamento da Condição B

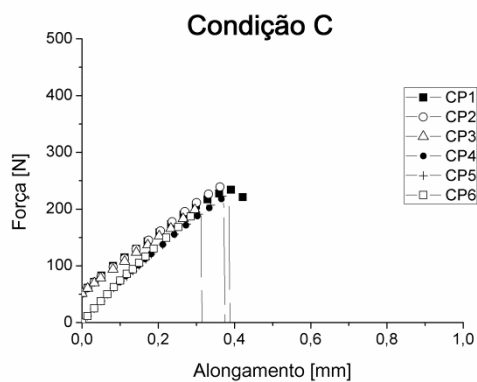


Figura J-3 – Gráfico força-alongamento da Condição C

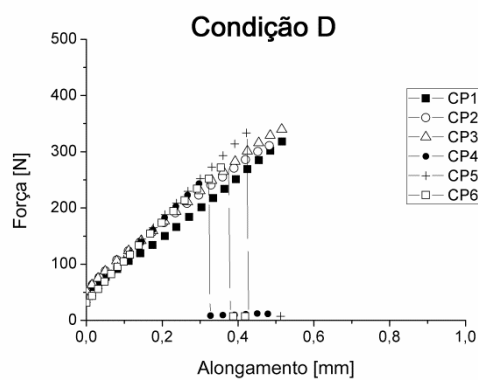


Figura J-4 – Gráfico força-alongamento da Condição D

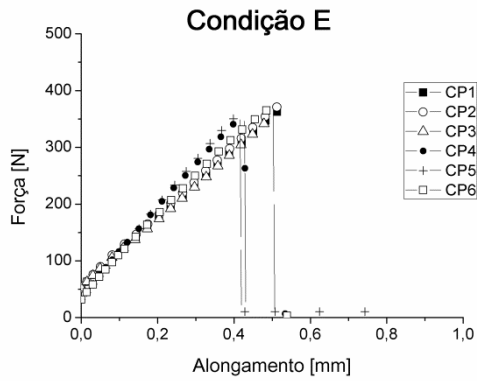


Figura J-5 – Gráfico força-alongamento da Condição E

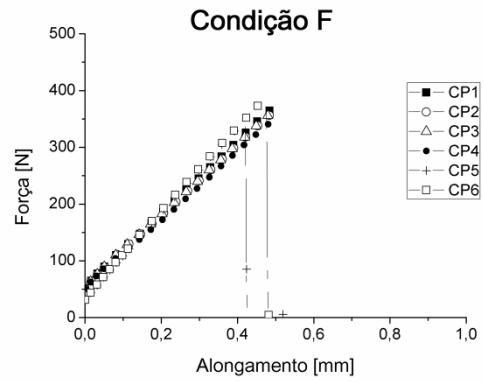


Figura J-6 – Gráfico força-alongamento da Condição F

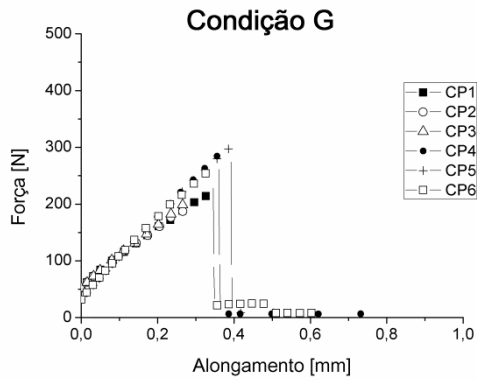


Figura J-7 – Gráfico força-alongamento da Condição G

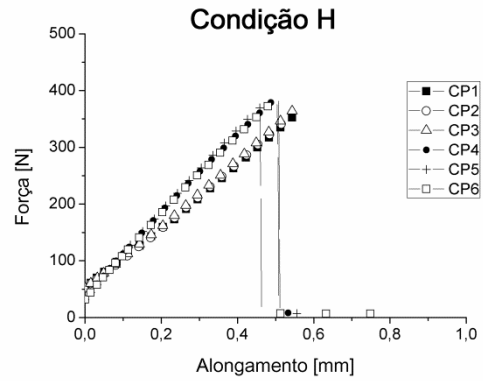


Figura J-8 – Gráfico força-alongamento da Condição H

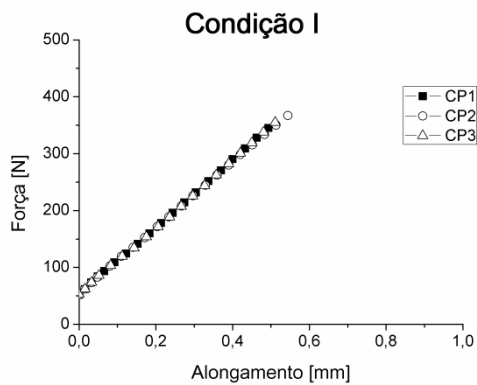


Figura J-9 – Gráfico força-alongamento da Condição I

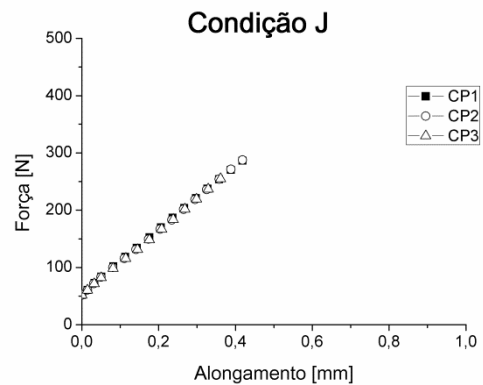


Figura J-10 – Gráfico força-alongamento da Condição J

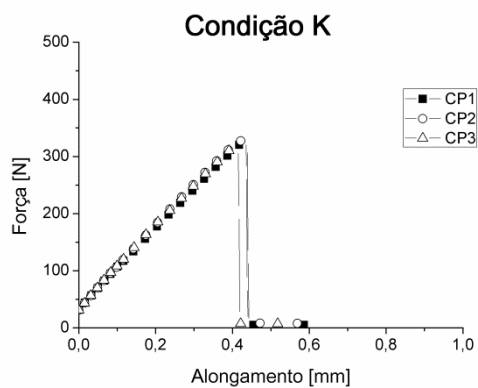


Figura J-11 – Gráfico força-alongamento da Condição K

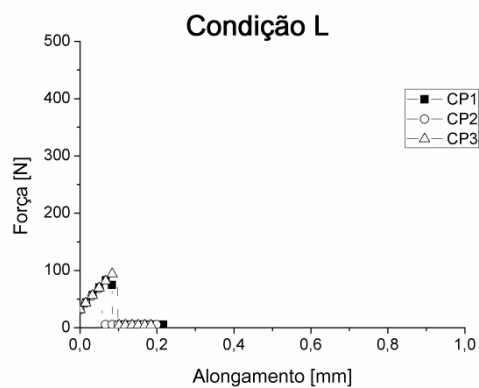


Figura J-12 – Gráfico força-alongamento da Condição L

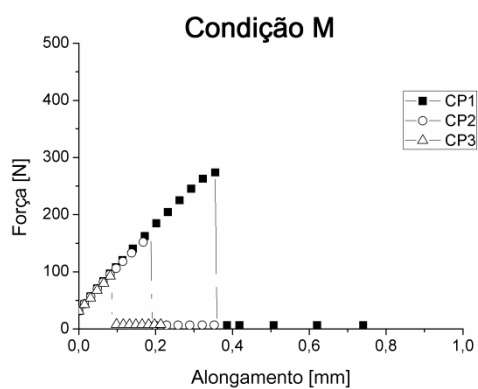


Figura J-13 – Gráfico força-alongamento da Condição M

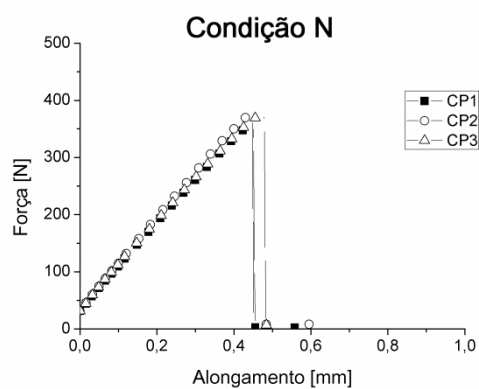


Figura J-14 – Gráfico força-alongamento da Condição N

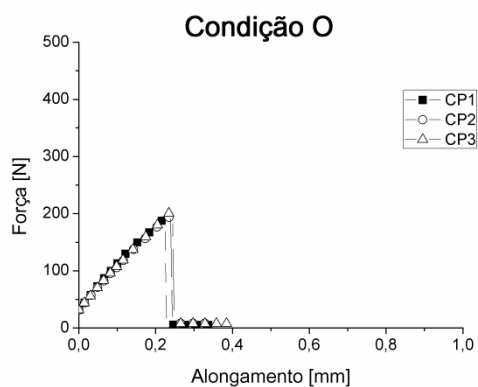


Figura J-15 – Gráfico força-alongamento da Condição O

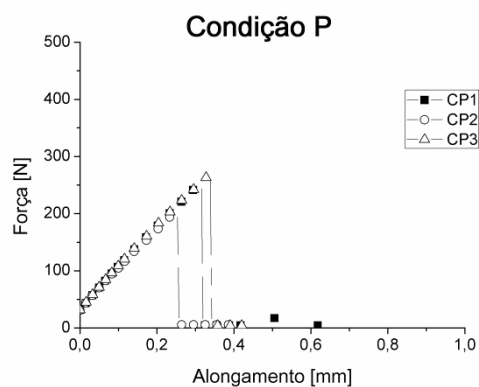


Figura J-16 – Gráfico força-alongamento da Condição P

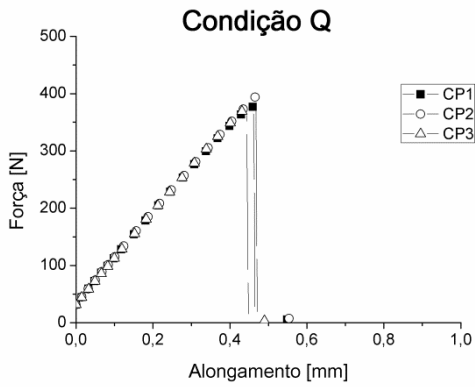


Figura J-17 – Gráfico força-alongamento da Condição P

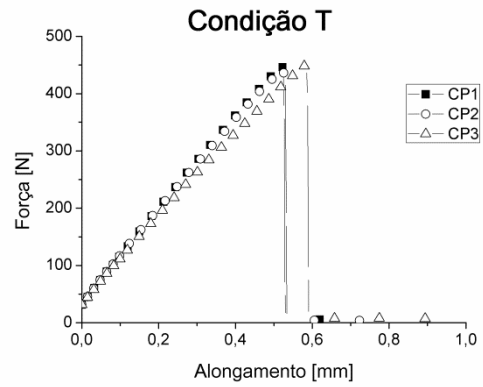


Figura J-18 – Gráfico força-alongamento da Condição T

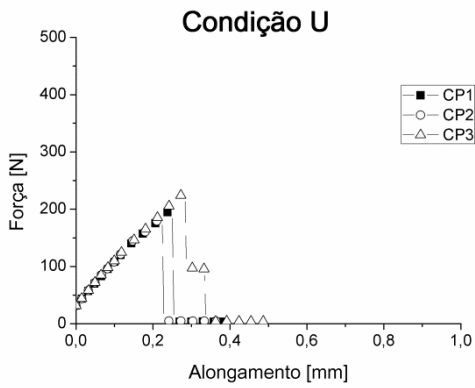


Figura J-19 – Gráfico força-alongamento da Condição U

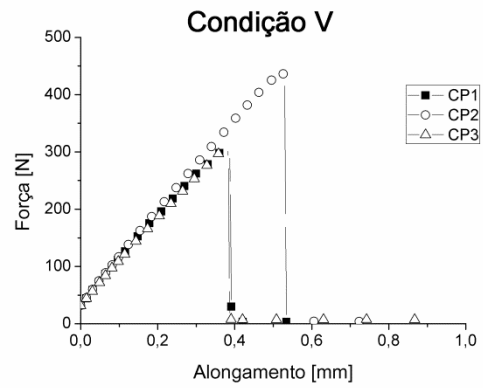


Figura J-20 – Gráfico força-alongamento da Condição V

APÊNDICE K: Modelagem estatística

1st Regression Equation

$$\begin{aligned} \text{Max. temperature} = & 280,345 + 0,00505938 \text{ Rotational Speed} - 526,15 \text{ Plunge Rate} \\ & - 3,51225 \text{ Dwell Time} + 0,0771562 \text{ Rotational Speed*Plunge} \\ & \text{Rate} + 0,000782125 \text{ Rotational Speed*Dwell Time} + 50,3825 \\ & \text{Plunge Rate*Dwell Time} - 0,00902125 \text{ Rotational} \\ & \text{Speed*Plunge Rate*Dwell Time} \end{aligned}$$

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	280,345	47,700	5,87720	0,000
Rotational Speed	0,005	0,015	0,33541	0,740
Plunge Rate	-526,150	213,323	-2,46645	0,021
Dwell Time	-3,512	6,034	-0,58211	0,566
Rotational Speed*Plunge Rate	0,077	0,067	1,14376	0,264
Rotational Speed*Dwell Time	0,001	0,002	0,40992	0,686
Plunge Rate*Dwell Time	50,382	26,983	1,86716	0,074
Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time	-0,009	0,009	-1,05723	0,301

Summary of Model

S = 12,0674 R-Sq = 79,78% R-Sq(adj) = 73,88%
PRESS = 6213,17 R-Sq(pred) = 64,05%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Rotational Speed	1	5263,1	16,4	16,38	0,1125	0,740231
Plunge Rate	1	4591,9	885,9	885,87	6,0834	0,021174
Dwell Time	1	2447,0	49,3	49,34	0,3388	0,565923
Rotational Speed*Plunge Rate	1	28,9	190,5	190,50	1,3082	0,264005
Rotational Speed*Dwell Time	1	208,9	24,5	24,47	0,1680	0,685504
Plunge Rate*Dwell Time	1	1087,5	507,7	507,68	0,1125	0,740231
Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time	1	162,8	162,8	162,77	1,1177	0,300933
Error	24	3494,9	3494,9	145,62		
Total	31	17285,1				

2nd Regression Equation

$$\begin{aligned} \text{Max. temperature} = & 248.523 + 0.0127637 \text{ Rotational Speed} - 207.59 \text{ Plunge Rate} \\ & - 0.294958 \text{ Dwell Time} + 14.6096 \text{ Plunge Rate*Dwell Time} \end{aligned}$$

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	248.523	12.5665	19.7766	0.000
Rotational Speed	0.013	0.0017	7.6767	0.000
Plunge Rate	-207.590	54.1958	-3.8304	0.001
Dwell Time	-0.295	1.4518	-0.2032	0.841
Plunge Rate*Dwell Time	14.610	6.7024	2.1798	0.039

Summary of Model

S = 9.10671 R-Sq = 81.13% R-Sq(adj) = 78.11%
PRESS = 2998.42 R-Sq(pred) = 72.71%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Seq MS	F	P
Rotational Speed	1	4887.3	4887.34	4887.34	58.9317	0.000000
Plunge Rate	1	2457.9	1216.76	2457.95	29.6380	0.000012
Dwell Time	1	1174.3	3.42	1174.29	14.1596	0.000908
Plunge Rate*Dwell Time	1	394.0	394.04	394.04	4.7514	0.038902
Lack-of-Fit	3	461.4	461.38	153.79	2.0990	0.129449
Pure Error	22	1611.9	1611.92	73.27		
Total	29	10986.9				

1st Regression Equation

$$\begin{aligned} \text{Keyhole Size} = & 39,7672 - 0,000263108 \text{ Rotational Speed} + 25,272 \text{ Plunge Rate} - \\ & 0,618787 \text{ Dwell Time} - 0,0122656 \text{ Rotational Speed*Plunge Rate} + \\ & 0,000841746 \text{ Rotational Speed*Dwell Time} + 0,639525 \text{ Plunge} \\ & \text{Rate*Dwell Time} - 0,000645224 \text{ Rotational Speed*Plunge} \\ & \text{Rate*Dwell Time} \end{aligned}$$

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	39,7672	6,8695	5,78898	0,000
Rotational Speed	-0,0003	0,0022	-0,12112	0,904
Plunge Rate	25,2720	30,7212	0,82263	0,416
Dwell Time	-0,6188	0,8689	-0,71213	0,481
Rotational Speed*Plunge Rate	-0,0123	0,0097	-1,26256	0,214
Rotational Speed*Dwell Time	0,0008	0,0003	3,06336	0,004

Plunge Rate*Dwell Time 0,6395 3,8860 0,16457 0,870
 Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time -0,0006 0,0012 -0,52506 0,602

Summary of Model
 S = 2,12842 R-Sq = 90,17% R-Sq(adj) = 88,45%
 PRESS = 260,939 R-Sq(pred) = 85,84%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Seq MS	F	P
Rotational Speed	1	331,76	0,07	331,764	73,234	0,000000
Plunge Rate	1	216,67	3,07	216,669	47,828	0,000000
Dwell Time	1	814,00	2,30	814,002	179,684	0,000000
Rotational Speed*Plunge Rate	1	140,44	7,22	140,436	31,000	0,000002
Rotational Speed*Dwell Time	1	152,38	42,51	152,383	33,637	0,000001
Plunge Rate*Dwell Time	1	5,04	0,12	5,040	1,113	0,297861
Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time	1	1,25	1,25	1,249	0,276	0,602437
Error	40	181,21	181,21	4,530		
Total	47	1842,75				

2nd Regression Equation

Keyhole Size = 40,6909 - 0,000236762 Rotational Speed + 39,4833 Plunge Rate -
 0,867478 Dwell Time - 0,0218123 Rotational Speed*Plunge Rate +
 0,000900999 Rotational Speed*Dwell Time

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	40,6909	2,47497	16,4410	0,000
Rotational Speed	-0,0002	0,00079	-0,3000	0,766
Plunge Rate	39,4833	6,70740	5,8865	0,000
Dwell Time	-0,8675	0,26830	-3,2333	0,002
Rotational Speed*Plunge Rate	-0,0218	0,00218	-9,9992	0,000
Rotational Speed*Dwell Time	0,0009	0,00009	10,3260	0,000

Summary of Model
 S = 1,44098 R-Sq = 95,56% R-Sq(adj) = 94,99%
 PRESS = 106,941 R-Sq(pred) = 94,14%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Seq MS	F	P
Rotational Speed	1	400,01	0,19	400,014	192,645	0,00
Plunge Rate	1	161,12	71,95	161,124	77,597	0,00
Dwell Time	1	788,80	21,71	788,796	379,881	0,00
Rotational Speed*Plunge Rate	1	171,88	207,61	171,880	82,777	0,00
Rotational Speed*Dwell Time	1	221,40	221,40	221,400	106,625	0,00
Lack-of-Fit	2	6,88	6,88	3,439	1,717	1,91
Pure Error	37	74,10	74,10	2,003		
Total	44	1824,20				

1st Regression Equation

HAZ = 11,6684 + 0,0162205 Rotational Speed + 138,31 Plunge Rate + 7,87375
 Dwell Time - 0,0435166 Rotational Speed*Plunge Rate - 0,00136943
 Rotational Speed*Dwell Time - 18,5393 Plunge Rate*Dwell Time +
 0,00426743 Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	11,668	4,7167	2,4738	0,018
Rotational Speed	0,016	0,0015	10,8749	0,000
Plunge Rate	138,310	21,0938	6,5569	0,000
Dwell Time	7,874	0,5966	13,1972	0,000
Rotational Speed*Plunge Rate	-0,044	0,0067	-6,5238	0,000
Rotational Speed*Dwell Time	-0,001	0,0002	-7,2584	0,000
Plunge Rate*Dwell Time	-18,539	2,6682	-6,9483	0,000
Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time	0,004	0,0008	5,0577	0,000

Summary of Model
 S = 1,46142 R-Sq = 97,67% R-Sq(adj) = 97,27%
 PRESS = 123,019 R-Sq(pred) = 96,65%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Seq MS	F	P
Rotational Speed	1	638,65	252,58	638,65	299,028	0,0000000
Plunge Rate	1	597,02	91,82	597,02	279,538	0,0000000
Dwell Time	1	2056,28	371,98	2056,28	962,790	0,0000000
Rotational Speed*Plunge Rate	1	63,60	90,90	63,60	29,779	0,0000027
Rotational Speed*Dwell Time	1	79,86	112,52	79,86	37,391	0,0000003
Plunge Rate*Dwell Time	1	98,74	103,11	98,74	46,231	0,0000000
Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time	1	54,63	54,63	54,63	25,580	0,0000098
Error	40	85,43	85,43	2,14		
Total	47	3674,21				

1st Regression Equation

Lap-shear resistance = 345.427 + 0.0354387 Rotational Speed - 650.267 Plunge Rate + 9.20633 Dwell Time - 0.145887 Rotational Speed*Plunge Rate - 0.0055415 Rotational Speed*Dwell Time + 1.34667 Plunge Rate*Dwell Time + 0.0315433 Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	345.427	101.795	3.39337	0.002
Rotational Speed	0.035	0.032	1.10091	0.278
Plunge Rate	-650.267	455.239	-1.42841	0.161
Dwell Time	9.206	12.876	0.71499	0.479
Rotational Speed*Plunge Rate	-0.146	0.144	-1.01339	0.317
Rotational Speed*Dwell Time	-0.006	0.004	-1.36095	0.181
Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time	0.032	0.018	1.73224	0.091
Plunge Rate*Dwell Time	1.347	57.584	0.02339	0.981

Summary of Model

S = 31.5399 R-Sq = 78.85% R-Sq(adj) = 75.15%
PRESS = 57298.5 R-Sq(pred) = 69.54%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Seq MS	F	P
Rotational Speed	1	6929	1206	6929.3	6.9657	0.011785
Plunge Rate	1	65040	2030	65040.3	65.3825	0.000000
Dwell Time	1	41610	509	41610.5	41.8294	0.000000
Rotational Speed*Plunge Rate	1	3948	1022	3947.6	3.9684	0.053219
Rotational Speed*Dwell Time	1	177	1842	176.6	0.1775	0.675793
Rotational Speed*Plunge Rate*Dwell Time	1	30619	2985	30619.0	30.7801	0.000002
Plunge Rate*Dwell Time	1	1	1	0.5	0.0005	0.981458
Error	40	39791	39791	994.8		
Total	47	188114				

2nd Regression Equation

Lap-shear resistance = 422.478 - 1111.69 Plunge Rate - 7.55775 Dwell Time + 0.00998754 Rotational Speed + 100.73 Dwell Time*Plunge Rate

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	422.48	31.038	13.6116	0.000
Plunge Rate	-1111.69	128.541	-8.6485	0.000
Dwell Time	-7.56	3.755	-2.0128	0.051
Rotational Speed	0.01	0.004	2.4006	0.021
Dwell Time*Plunge Rate	100.73	16.604	6.0665	0.000

Summary of Model

S = 27.7568 R-Sq = 82.10% R-Sq(adj) = 80.31%
PRESS = 39050.8 R-Sq(pred) = 77.32%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Seq MS	F	P
Plunge Rate	1	60927	57627	60926.7	79.0806	0.0000000
Dwell Time	1	48259	3121	48258.7	62.6380	0.0000000
Rotational Speed	1	3850	4440	3850.5	4.9978	0.0310275
Dwell Time*Plunge Rate	1	28354	28354	28354.4	36.8030	0.0000004
Error	40	30818	30818	770.4		
Total	44	172208				

1st Regression Equation

Fracture type = 2.95833 - 8.33333e-005 Rotational Speed - 9.58333 Plunge Rate - 0.0666667 Dwell Time + 0.000833333 Rotational Speed*Plunge Rate + 0.666667 Plunge Rate*Dwell Time

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	2.95833	0.34323	8.61907	0.000
Rotational Speed	-0.00008	0.00008	-1.05830	0.296
Plunge Rate	-9.58333	1.53498	-6.24331	0.000
Dwell Time	-0.06667	0.03150	-2.11660	0.040
Rotational Speed*Plunge Rate	0.00083	0.00035	2.36643	0.023
Plunge Rate*Dwell Time	0.66667	0.14086	4.73286	0.000

Summary of Model

S = 0.243975 R-Sq = 68.42% R-Sq(adj) = 64.66%
PRESS = 3.26531 R-Sq(pred) = 58.75%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Seq MS	F	P
Rotational Speed	1	0.33333	0.06667	0.33333	5.6000	0.022648
Plunge Rate	1	2.08333	2.32018	2.08333	35.0000	0.000001
Dwell Time	1	1.33333	0.26667	1.33333	22.4000	0.000025
Rotational Speed*Plunge Rate	1	0.33333	0.33333	0.33333	5.6000	0.022648
Plunge Rate*Dwell Time	1	1.33333	1.33333	1.33333	22.4000	0.000025
Error	42	2.50000	2.50000	0.05952		
Total	47	7.91667				

2nd Regression Equation

Fracture type = 2.94048 - 6.54762e-005 Rotational Speed - 9.40476 Plunge Rate
 - 0.0738095 Dwell Time + 0.000654762 Rotational Speed*Plunge
 Rate + 0.738095 Plunge Rate*Dwell Time

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	2.94048	0.29945	9.81954	0.000
Rotational Speed	-0.00007	0.00007	-0.95095	0.347
Plunge Rate	-9.40476	1.33986	-7.01922	0.000
Dwell Time	-0.07381	0.02754	-2.67994	0.011
Rotational Speed*Plunge Rate	0.00065	0.00031	2.10651	0.041
Plunge Rate*Dwell Time	0.73810	0.12433	5.93653	0.000

Summary of Model

S = 0.212829 R-Sq = 74.48% R-Sq(adj) = 71.37%
 PRESS = 2.44170 R-Sq(pred) = 66.44%

Analysis of Variance

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Seq MS	F	P
Rotational Speed	1	0.21681	0.04096	0.21681	4.7866	0.0344384
Plunge Rate	1	1.82645	2.23172	1.82645	40.3224	0.0000001
Dwell Time	1	1.55152	0.32532	1.55152	34.2527	0.0000007
Rotational Speed*Plunge Rate	1	0.22833	0.20100	0.22833	5.0408	0.0302127
Plunge Rate*Dwell Time	1	1.59635	1.59635	1.59635	35.2424	0.0000005
Error	41	1.85714	1.85714	0.04530		
Total	46	7.27660				