**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS**

Joaquim Manoel Justino Netto

**Projeto de uma miniextrusora dupla-roscas corrotativa
vertical para aplicação em Manufatura Aditiva**

São Carlos

2017

Joaquim Manoel Justino Netto

**Projeto de uma miniextrusora dupla-roscas corrotativa
vertical para aplicação em Manufatura Aditiva**

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, para obtenção do título de Mestre em Ciências - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Projeto, Materiais e Manufatura

Orientadora: Profa. Dra. Zilda de Castro Silveira

**São Carlos
2017**

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

J96p Justino Netto, Joaquim Manoel
Projeto de uma miniextrusora dupla-rosca corrotativa vertical para aplicação em Manufatura Aditiva / Joaquim Manoel Justino Netto; orientadora Zilda de Castro Silveira. São Carlos, 2017.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Área de Concentração em Projeto, Materiais e Manufatura -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2017.

1. Projeto de rosca. 2. Extrusão dupla rosca. 3. Impressão 3D. 4. Cabeçote intercambiável. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **JOAQUIM MANOEL JUSTINO NETTO**.

Título da dissertação: "Projeto de uma miniextrusora dupla-rosca corrotativa vertical para aplicação em manufatura aditiva".

Data da defesa: 28/07/2017.

Comissão Julgadora:

Resultado:

Profa. Dra. **Zilda de Castro Silveira**
(Orientadora)
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Aprovado

Prof. Dr. **Marcelo Aparecido Chinelatto**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Aprovado.

Prof. Dr. **Aramando Italo Sette Antonialli**
(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

Aprovado

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica:
Prof. Associado **Gherhardt Ribatski**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Associado **Luis Fernando Costa Alberto**

*Este trabalho é dedicado ao meu pai, Aparecido Justino,
que acompanhou com entusiasmo seu desenvolvimento
mas não pôde estar presente em sua finalização.
Saudades eternas.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais, Aparecido (*in memoriam*) e Tereza, às minhas irmãs Camila, Katiuce e Cíntia e minha tia, Sueli, pela presença, apoio e inspiração de todos os momentos.

Agradeço à amiga e orientadora, Profa. Dra. Zilda de Castro Silveira, por todas as oportunidades e pela atenção ao longo dos últimos 5 anos de parceria.

Aos amigos Ana Paula, André, Artur, Bruna, Eduardo, Gustavo, Ismael, Jéssica, Keila, Kézia, Maria, Paula, Raquel, Rafael, Rodrigo, Tamiris e outros mais, de ontem e de hoje, por dividir tantos momentos dessa caminhada. Aos amigos Frezzatto e Humberto pela ajuda e convivência.

Aos professores Dra. Alessandra Lucas, Dr. Carlos Scuracchio, Dr. José A. De Sousa e Dra. Rosário Bretas do Departamento de Engenharia de Materias da UFSCar pelo conhecimento transmitido e suporte oferecido.

Aos técnicos Luiz C. Neves, do Laboratório de Metrologia do SEM-EESC, Pedro Di Lorenzo, do Laboratório de Transformação de Fases do SMM-EESC e Osvaldo J. Correa, do Laboratório de Polímeros do DEMa-UFSCar, pela importante ajuda oferecida durante a pesquisa.

Aos professores Dr. Alessandro R. Rodrigues, Dr. Luiz. C. Casteletti, Dr. Marcelo A. Chinelatto e Dr. Roberto H. Tsunaki, da EESC-USP, pela prontidão por ensinar, mesmo fora da sala de aula.

Ao NUMA-USP e à EESC-USP, por oferecer a estrutura necessária para o desenvolvimento deste trabalho.

Ao CTI Renato Archer e Jorge V. Lopes, Pedro Y. Noritomi, Paulo Inforçatti Neto e Marcelo F. de Oliveira pelo apoio oferecido em tecnologias de manufatura aditiva.

Ao CNPq, pela bolsa de mestrado oferecida.

“Siga sua felicidade e o universo abrirá portas para você onde somente existiam paredes.”

Joseph Campbell

RESUMO

Justino Netto, J. M. **Projeto de uma miniextrusora dupla-roscas corrotativa vertical para aplicação em Manufatura Aditiva**. 2017. 122p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017.

O objetivo deste trabalho é avaliar a viabilidade técnica do desenvolvimento de uma miniextrusora dupla-roscas corrotativa que, além de processar a matéria-prima, possa exercer a função de um cabeçote de impressão 3D. Os avanços tecnológicos na área da manufatura relacionados à impressão 3D têm gerado grande entusiasmo nos últimos 10 anos, na medida em que possibilitam a fabricação de formas geométricas de alta complexidade diretamente a partir de arquivos digitais, agilizando a cadeia de produção e reduzindo custos de ferramental associados. Apesar das inúmeras vantagens, a Manufatura Aditiva (MA) ainda é uma tecnologia em desenvolvimento e, portanto, apresenta desafios para que possa realmente atender às novas demandas criadas pela comunidade científica e industrial, muitos deles relacionados com a busca por novos materiais de impressão, com a melhoria dos materiais utilizados, das estratégias de deposição visando menor tempo de fabricação e maior precisão dimensional e com a ausência de padronização para os processos. As tendências no desenvolvimento de materiais para as técnicas de MA por extrusão apontam tanto para a elaboração de compósitos de matriz polimérica e blendas capazes de conferir propriedades mecânicas mais apropriadas às impressões e/ou proporcionar novas funcionalidades, quanto para o desenvolvimento de sistemas que possibilitem a deposição de matérias-primas diferenciadas ou a incorporação de soluções de pós-processamento para compor sistemas híbridos de manufatura. Nesse contexto, a principal motivação deste trabalho é a ausência de um equipamento para produção de compósitos poliméricos e blendas a partir pequenas quantidades de material em pó (cerca de 200 g) e que também seja capaz de estruturar objetos tridimensionais por meio da deposição de camadas sucessivas de material fundido. A fim de obter o conjunto de parâmetros geométricos e operacionais fundamentais para a definição e avaliação da miniextrusora dupla-roscas, houve a necessidade de se desenvolver um procedimento sistemático integrando conceitos de projeto de máquinas, processo de extrusão dupla-roscas e reologia aplicados ao contexto da MA. O método de projeto resultante considera requisitos funcionais e restrições geométricas específicas, conciliando a necessidade de manter uma folga constante entre as roscas com a desejada ação de autolimpeza obtida por meio da interpenetração das mesmas. A capacidade de processar o material viscoso com o torque fornecido às roscas, requisito crítico a ser atendido, foi avaliada teoricamente para o ABS (acrilonitrila butadieno estireno) virgem e validada experimentalmente para três sistemas baseados em ABS com auxílio de um reômetro de torque. Ao final do estudo, foi obtido um modelo

geométrico virtual de dimensões reduzidas (69,6x75x201 mm) e na sequência foi construído um *mock-up* com auxílio da impressão 3D para avaliação das tolerâncias dimensionais, cinemática e funcionalidades básicas do conjunto. Estima-se que a miniextrusora projetada, operando a 10 rpm, seja capaz de processar até 0,2 kg/h e gerar 60% do calor necessário para a fusão (ABS), mostrando-se viável para aplicação como cabeçote intercambiável de impressão 3D destinado à pesquisa de novos materiais para MA.

Palavras-chave: Projeto de rosca. Extrusão dupla-rosca. Impressão 3D. Cabeçote intercambiável.

ABSTRACT

Justino Netto, J. M. **Design of a mini vertical co-rotating twin-screw extruder for applications in Additive Manufacturing.** 2017. 122p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017.

The objective of this document is assessing the development feasibility of a mini co-rotating twin-screw extruder capable of mixing different materials and performing the function of 3D printhead. The technological progress in the manufacturing context related to 3D printing have generated great enthusiasm in the last 10 years, as it enables fabricating complex geometric shapes directly from digital files, speeding up production chain and reducing associated tooling costs. Despite the many advantages, Additive Manufacturing (AM) is still an emerging technology and must overcome challenges to effectively meet the new demands created by scientific and industrial communities, many of them related to the search for new building materials, improving current materials and deposition strategies, in order to achieve faster fabrication and increased dimensional precision, as well as the lack of process standardization. Tendencies towards material development to AM techniques based in extrusion points to the formulation of different polymer matrix composites and blends capable of imparting more appropriate mechanical properties to the 3D prints and/or provide new functionalities, as well as to the development of systems capable of depositing special raw materials or to the incorporation of post processing solutions composing hybrid manufacture systems. In that context, the main motivation for this work is the lack of an equipment for producing polymer composites and blends from small amounts of powder material (about 200 g) that is also capable of structuring three-dimensional objects depositing successive layers of fused material. In order to obtain the fundamental geometric and operational parameters set to define and access the mini twin-screw extruder, it was necessary to develop a systematic procedure integrating concepts from machine design, twin-screw extrusion and rheology applied to the AM context. The resulting design method considers specific functional requisites and geometric constraints, conciliating the need for a constant clearance between the screws and the desired self-cleaning action obtained with closely intermeshing screws. The capacity to process viscous material with the torque provided to the screws, a critical requisite to be met, was theoretically evaluated considering ABS resin (acrylonitrile butadiene styrene) and experimentally validated to three polymer systems based in ABS with a torque rheometer. At the end of the study, a virtual geometric model with reduced dimensions (69.6x75x201 mm) was obtained and then a mock-up was 3D printed in order to evaluate dimensional tolerances, cinematics and basic functionalities. It is estimated that the mini twin-screw extruder designed is able to process up to 0.2 kg/h running at 10 rpm and generate 60% of the heat necessary

to melt the polymer (ABS), showing to be feasible to its application as an interchangeable 3D printhead for research of new materials in AM.

Keywords: Screw design. Twin-screw extrusion. 3D printing. Interchangeable printhead.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Visão geral do modelo de desenvolvimento de produtos industriais.	34
Figura 2 – Subsistemas que compõem uma extrusora dupla-rosca.	37
Figura 3 – Geometria das roscas contrarrotativas e interpenetrantes.	38
Figura 4 – Geometria das roscas corrotativas e proximamente interpenetrantes.	39
Figura 5 – Geometria das roscas corrotativas e autolimpantes.	39
Figura 6 – Tipos de extrusoras dupla-rosca paralelas e aplicações.	40
Figura 7 – Segmentos que compõem o perfil geométrico das roscas.	41
Figura 8 – Seção transversal das roscas autolimpantes.	42
Figura 9 – Seção longitudinal da rosca mostrando o deslocamento ortogonal.	45
Figura 10 – Método para obtenção do perfil autolimpante: (a) geometria com um filete e (b) geometria com dois filetes.	47
Figura 11 – Determinação dos pontos do perfil considerando as folgas.	48
Figura 12 – Comparação de perfis em que $A/DE = 0,82$, $s/DE = 0,01$ e $\delta/DE = 0,01$	49
Figura 13 – Área livre entre as roscas e o barril.	49
Figura 14 – Relação entre A_{livre}/DE^2 e A/DE para o perfil autolimpante com diferentes números de filetes.	51
Figura 15 – Arranjo para montagem dos elementos nos eixos.	52
Figura 16 – Diferença de atributos entre elementos simétricos e congruentes.	52
Figura 17 – Esquema representando o movimento do material e o número de fluxos parciais em extrusoras dupla-rosca.	54
Figura 18 – Elementos de transporte	55
Figura 19 – Esquema para construção dos blocos de malaxagem.	55
Figura 20 – Divisão de fluxos responsável pela mistura distributiva.	56
Figura 21 – Fluxos de cisalhamento e elongação desenvolvidos nas extrusoras.	57
Figura 22 – Tipos de deformação encontradas no processamento de polímeros: (a) cisalhamento e (b) elongacional.	58
Figura 23 – Curva típica de viscosidade versus taxa de cisalhamento para um polímero fundido.	59
Figura 24 – Seção transversal de um misturador de laboratório usado em reômetros de torque, definindo suas principais dimensões.	61
Figura 25 – Esquema do cabeçote de impressão 3D usado na tecnologia FDM.	63
Figura 26 – Estrutura química dos comonômeros do ABS.	64
Figura 27 – Representação das direções XYZ e ZXY de impressão dos corpos de prova, mostrando a orientação de varredura (hachuras).	65

Figura 28 – Cabecote de deposição de material por miniextrusão. (a) Montagem do conjunto (b) Detalhe da rosca extrusora.	66
Figura 29 – Cabecote de microextrusão, indicando o caminho do material desde sua entrada no estado sólido, passando pela câmara de aquecimento e saindo pela agulha extrusora.	67
Figura 30 – Projeto de cabecote de impressão 3D baseado em extrusão monorrosca.	68
Figura 31 – Solução construtiva do cabecote de extrusão rosca simples.	68
Figura 32 – Matriz morfológica elaborada para o equipamento de MA voltado para biofabricação, com setas indicando a configuração escolhida.	70
Figura 33 – Esboço do conceito de cabecote de impressão baseado no processo de extrusão por dupla-rosca.	71
Figura 34 – Configuração de rosca básica para mistura.	72
Figura 35 – Abordagem sistemática proposta para a etapa de projeto preliminar do subsistema barril/dupla-rosca.	73
Figura 36 – Curva torque versus velocidade para motor de passo NEMA 17.	74
Figura 37 – Geometria preliminar das roscas duplas de perfil autolimpante.	76
Figura 38 – Exemplo de resultado da rotina criada para calcular as variáveis geométricas do perfil com folgas, mostrando a curva do flanco da seção longitudinal da rosca.	78
Figura 39 – Modelo geométrico dos elementos de rosca montados nos eixos, com barril em corte.	78
Figura 40 – Arranjo de cilindros coaxiais usado para modelar o problema de um eixo girando imerso em um fluido viscoso	79
Figura 41 – Reômetro de torque mostrando a câmara aberta e os rotores com material fundido após ensaio.	81
Figura 42 – Reograma apresentando o torque resistente ao longo do tempo para as amostras de ABS, ABS + 5% Alumina e ABS + 5% SEBS	82
Figura 43 – Geometria em corte da matriz.	84
Figura 44 – Princípio de funcionamento de uma caixa de transmissão tipicamente utilizada para extrusoras dupla-rosca corrotativas industriais.	86
Figura 45 – Sistema de transmissão desenvolvido para movimentar a dupla-rosca.	87
Figura 46 – Modelo geométrico da miniextrusora dupla-rosca corrotativa para aplicações em MA.	88
Figura 47 – Representação esquemática evidenciando o conceito operacional da miniextrusora dupla-rosca.	89
Figura 48 – Fluxograma para o processo de utilização da miniextrusora.	90
Figura 49 – Modelo de rosca com elementos baseados em uma composteira MP 19TC.	91
Figura 50 – Montagem incompleta dos elementos de rosca dos eixos.	92

Figura 51 – Elementos de rosca produzidos na liga CoCrW com tecnologia SLM e teste de encaixe em um eixo sextavado usinado.	92
Figura 52 – Elemento de rosca produzido via tecnologia SLM embutido em resina após realização do ensaio de microdureza	93
Figura 53 – Fotos do <i>mock-up</i> da miniextrusora fabricado por impressão 3D, mostrando as roscas e o conjunto montado com acionamento por manivela.	93
Figura 54 – Verificação do projeto com mistura de farinha de trigo e água evidenciando capacidade de transporte das roscas.	94

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Variáveis geométricas do perfil de rosca autolimpante sem folgas e com folgas.	46
Tabela 2 – Sistemas de materiais desenvolvidos para avaliação das propriedades mecânicas de impressões 3D. Adaptado de Torrado et al. (2015).	65
Tabela 3 – Parâmetros de entrada e de saída da rotina MatLab®.	79
Tabela 4 – Constantes de ajuste para o ABS virgem da equação de Cross-WLF.	80
Tabela 5 – Formulação das amostras ensaiadas no reômetro de torque.	81

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

3D	Tridimensional
ABS	Acrilonitrila Butadieno Estireno
AISI	American Iron and Steel Institute
CAD	Computer Aided Design
CIRP	College International pour la Recherche en Productique
DTR	Distribuição de Tempos de Residência
FDM	Fused Deposition Modeling
HRC	Dureza Rockwell C
LH	Left Handed
MA	Manufatura Aditiva
ME3DP	Material Extrusion 3D Printing
PC	Policarbonato
PCL	Policaprolactona
PGA	Poliácido glicólico
PLA	Poliácido láctico
PVC	Policloreto de Vinila
PZT	Titanato zirconato de chumbo
QFD	Desdobramento da função qualidade
SEBS	Estireno Etileno Butileno Estireno
SLM	Selective Laser Melting
TCP	Fosfato Tricálcico
UHMWPE	Polietileno de Ultra Alto Peso Molecular
UTS	Limite de resistência à tração
WLF	William-Landel-Ferry
ZSK	Zweiwellige Knetscheiben Schneckenpresse

LISTA DE SÍMBOLOS

$\dot{\gamma}$	Taxa de cisalhamento [1/s]
δ	Folga entre rosca e barril [mm]
ϵ_{ef}	Eficiência do processo
η	Viscosidade não-Newtoniana [Pa.s]
θ	Ângulo circunferencial do perfil de rosca [° ou rad]
μ	Viscosidade Newtoniana [Pa.s]
ρ	Densidade [g/cm ³]
ϕ	Ângulo de hélice [° ou rad]
τ	Tensão [Pa]
A	Distância entre centros [mm]
A_b	Área da seção transversal do barril [mm ²]
A_{livre}	Área livre [mm ²]
A_s	Área da seção transversal da rosca [mm ²]
c_v	Calor específico à volume constante [kJ/kg.K]
CP	Número de fluxos parciais na seção transversal da extrusora
DA	Diâmetro externo da rosca, real [mm]
D_{eixo}	Diâmetro do eixo [mm]
DE	Diâmetro externo da rosca, sem folgas [mm]
DG	Diâmetro do barril [mm]
DI	Diâmetro interno da rosca, sem folgas [mm]
DK	Diâmetro interno da rosca, real [mm]
d_o	Diâmetro do orifício da matriz [mm]
e	Energia específica [kW.h/kg]
E	Módulo de elasticidade [MPa]

F	Força [N]
$FW0$	Ângulo de flanco, sem folgas [$^{\circ}$ ou rad]
$FW1$	Ângulo de flanco, real [$^{\circ}$ ou rad]
GW	Ângulo de interpenetração [$^{\circ}$ ou rad]
h	Folga anular [mm]
H	Profundidade do canal [mm]
k	Raio de giração [mm]
$KB0$	Largura do filete, sem folgas [mm]
$KB1$	Largura do filete, real [mm]
K_p	Parâmetro de ajuste
$KW0$	Ângulo de aresta, sem folgas [$^{\circ}$ ou rad]
$KW1$	Ângulo de aresta, real [$^{\circ}$ ou rad]
l	Coordenada axial da seção longitudinal da rosca [mm]
L	Comprimento [mm]
L_m	Comprimento da matriz [mm]
m	Consistência da Lei das Potências [Pa.s ^{n}]
n	Índice da Lei das Potências
N	Rotação [rpm]
p	Pressão [Pa]
Δp	Variação de pressão [Pa]
P	Passo [mm]
Pot	Potência [W]
r	Raio do rotor [mm]
RA	Raio externo da rosca, real [mm]
RE	Raio externo da rosca, sem folgas [mm]
RI	Folga interno da rosca, sem folgas [mm]

RK	Raio interno da rosca, real [mm]
s	Folga entre roscas [mm]
S_r	Índice de esbeltez
t_{medio}	Tempo médio de residência [s]
T	Torque [N.m]
T_g	Temperatura de transição vítrea [°C]
v	Velocidade [m/s]
V	Volume [mm^3]
$\dot{V}$	Vazão volumétrica [mm^3/s]
y	Folga entre rotores e câmara do reômetro de torque [mm]
Z	Número de filetes

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	29
1.1	Objetivo	31
2	EMBASAMENTO TEÓRICO	33
2.1	Metodologia de Projeto	33
2.2	Histórico de desenvolvimento das extrusoras dupla-rosca	35
2.3	Tecnologia de extrusão dupla-rosca e aplicações	36
2.4	Projeto de roscas para extrusoras corrotativas	41
2.4.1	Geometria sem folgas (<i>fully wiped</i>)	41
2.4.2	Geometria com folgas	44
2.4.3	Características de transporte	49
2.4.4	Elementos de rosca e suas funções	51
2.4.4.1	Elementos de transporte	53
2.4.4.2	Elementos de mistura	54
2.5	Considerações sobre reologia	57
2.6	Tendências no desenvolvimento de materiais e equipamentos para MA	62
3	ESTUDO DA VIABILIDADE TÉCNICA	69
3.1	Definição do problema	69
3.2	Projeto conceitual	70
3.3	Projeto preliminar	72
3.3.1	Restrições mecânicas iniciais	73
3.3.2	Perfil autolimpante sem folgas	75
3.3.3	Verificação operacional	75
3.3.4	Determinação da geometria com folgas	77
3.3.5	Verificação mecânica	77
3.3.6	Geometria da matriz	83
3.3.7	Sistema de transmissão	85
3.3.8	Modelo geométrico final	87
4	GERAÇÃO DOS PROTÓTIPOS	91
5	CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS	95
	REFERÊNCIAS	97

APÊNDICES	101
APÊNDICE A – ROTINA PARA IMPLEMENTAÇÃO DO MÉTODO DE DESLOCAMENTO ORTOGONAL	103
APÊNDICE B – DIMENSÕES FINAIS DOS ELEMENTOS DE TRANSPORTE	105
APÊNDICE C – DIMENSÕES FINAIS DOS ELEMENTOS DE MISTURA	107
APÊNDICE D – DIMENSÕES GERAIS DO CONJUNTO	109
 ANEXOS	 111
ANEXO A – DIMENSÕES DA CÂMARA DO REÔMETRO DE TORQUE	114
ANEXO B – DIMENSÕES DOS ROTORES DO REÔMETRO DE TORQUE	116
ANEXO C – CÁLCULO DE ENGRENAGENS PELO MÉTODO DE DUDLEY-LEWIS	117

1 INTRODUÇÃO

No atual cenário sócio-industrial caracterizado por intensa utilização de componentes eletrônicos e eletromecânicos, monitoramento *in loco* dos sistemas produtivos e personalização em massa, a Manufatura Aditiva (MA) - também denominada impressão 3D, fabricação de formas livres, manufatura por camadas, fabricação aditiva e manufatura aditiva por camadas, é considerada uma das principais fontes de inovação em tecnologia de manufatura (JEREZ-MESA et al., 2016).

O crescente interesse por sistemas de MA pode ser atribuído à sua capacidade de produzir objetos físicos linha por linha ou camada por camada, diretamente a partir de informações digitais e sem necessidade de ferramentas intermediárias, o que implica na possibilidade de estruturar geometrias complexas, muitas vezes inviáveis por meio de processos de fabricação tradicionais, em períodos de tempo relativamente mais curtos. Além disso, a MA tem se consolidado como uma abordagem viável para o processamento de materiais biocompatíveis, se posicionando como uma tecnologia de referência para o desenvolvimento de campos estratégicos como a bioengenharia (JEREZ-MESA et al., 2016; THOMPSON et al., 2016).

Apesar das vantagens amplamente conhecidas, a MA também apresenta desvantagens e desafios a serem superados que podem ser relacionados à dificuldade em adaptar as plataformas para produção em massa, mantendo custo acessível, à dificuldade em melhorar a resolução das camadas sem aumentar excessivamente o tempo de impressão, à limitação das opções de materiais disponíveis bem como da aplicabilidade das tecnologias de MA em razão de deficiências inerentes aos processos e à ausência de normas e padronizações que garantam a qualidade e repetibilidade para os materiais e processos envolvidos (GAO et al., 2015).

As técnicas de MA são geralmente classificadas de acordo com o tipo de estruturação de matéria-prima empregado. Atualmente, as sete técnicas reconhecidas incluem jateamento de aglutinante, deposição com energia direcionada, extrusão de material, jateamento de material, fusão em leito de pó, laminação de folhas e fotopolimerização em cuba, das quais a extrusão de material (ME3DP, *Material Extrusion 3D Printing*) é uma das mais amplamente utilizadas, sendo comercialmente conhecida como processo FDM (*Fused Deposition Modeling*) (THOMPSON et al., 2016).

Os processos baseados em extrusão são particularmente limitados pela dependência de polímeros amorfos como matéria-prima, o que restringe a variedade de materiais compatíveis e, conseqüentemente, a aplicabilidade das peças fabricadas, bem como o crescimento desta tecnologia. Grande parte do que é produzido por meio dos processos

de ME3DP, geralmente empregando ABS (copolímero acrilonitrila-butadieno-estireno) e PLA (poliácido láctico), é utilizado apenas como modelo visual por não apresentar propriedades mecânicas adequadas em termos de resistência e isotropia para utilização como componentes funcionais (ROCHA et al., 2014; SINGH; RAMAKRISHNA; SINGH, 2017).

Diversos trabalhos têm sido relatados abordando o desenvolvimento de novos materiais para ME3DP combinando polímeros já utilizados com cargas variadas para criação de sistemas compósitos, visando aplicações para ambientes severos, sujeitos à radiação ou ciclos térmicos adversos (ROBERSON et al., 2014), aumento da resistência mecânica (TORRADO et al., 2015) e aplicações para engenharia tecidual (DÁVILA et al., 2015).

Analogamente, a combinação de dois ou mais polímeros para obtenção de blendas tem sido investigada buscando a sinergia da fluidez de polímeros tipicamente utilizados em impressão 3D com maior tenacidade e baixa temperatura de processamento de polímeros considerados inadequados para o processo (ROCHA et al., 2014), assim como a redução da anisotropia das propriedades mecânicas associada à direção de impressão (ROBERSON et al., 2014; TORRADO et al., 2015) e também aplicações em engenharia tecidual (RAGAERT et al., 2010).

Diferentes métodos para a produção de compósitos termoplásticos e blendas podem ser encontrados na literatura. Os mais utilizados envolvem polimerização *in-situ*, técnicas de evaporação de solvente e mistura de polímeros fundidos. Os processos de compostagem (termo geral para o processamento, aditivação e mistura de polímeros fundidos) em extrusoras e misturadores, especialmente extrusoras dupla-rosca, são geralmente considerados econômica e tecnologicamente mais viáveis (RAGAERT et al., 2010; THOMAS; GROHENS; JYOTISHKUMAR, 2014).

Neste contexto, além de pesquisas relatando o uso da extrusão dupla-rosca na elaboração de matérias-primas especiais adequadas às plataformas FDM convencionais, podem ser encontrados trabalhos envolvendo o desenvolvimento de novos equipamentos para MA por extrusão de material que permitem o processamento e/ou deposição de compósitos e blendas poliméricas para estruturação direta de objetos tridimensionais com propriedades e aplicações diferenciadas, eliminando as etapas intermediárias de produção de filamentos (BELLINI; SHOR; GUCERI, 2005; CHENG et al., 2011; RAGAERT et al., 2010; CHU et al., 2014).

Sabe-se que o desenvolvimento de novos produtos ou equipamentos é uma tarefa fortemente multidisciplinar em que, via de regra, sistemas complexos devem ser compreendidos e divididos em uma série de subsistemas mais simples, o que requer uma sequência para a introdução e iteração das ideias (SHIGLEY; MISCHKE; BUDYNAS, 2004). Nessas circunstâncias, a metodologia de projeto é importante porque fornece um curso de ações

concretas, derivadas da ciência de projeto, psicologia cognitiva e da experiência prática em diferentes domínios, que permite ao projetista definir e estruturar os problemas, além de fomentar sua inventividade no desenvolvimento de soluções técnicas que serão avaliadas e testadas frente aos requisitos estabelecidos para o produto (PAHL et al., 2006).

De acordo com a metodologia de projeto mecânico proposta por Pahl et al. (2006), tais requisitos são estabelecidos na etapa de projeto informacional e devem ser traduzidos pelo projetista em funções que serão atendidas por soluções na etapa de projeto conceitual. Em seguida, durante a etapa de projeto preliminar, são desenvolvidos modelos ou realizados experimentos para validar as soluções, que serão consolidadas e detalhadas na etapa de projeto detalhado. Só então o projeto poderá passar do estágio de desenvolvimento para produção.

Durante as fases iniciais do processo de desenvolvimento de um equipamento de MA voltado para bioengenharia e biofabricação, INFORÇATTI NETO (2013) identificou a ausência de dispositivos apropriados para o processamento de pequenas quantidades de matéria-prima em pó bem como a dificuldade no controle preciso do processo. Com o objetivo de atender demandas específicas de centros de pesquisa e universidades, INFORÇATTI NETO (2013) e Freitas (2014) desenvolveram uma solução técnica baseada em conceitos de processamento de polímeros por extrusão, que consiste em um cabeçote de impressão 3D intercambiável baseado em rosca simples com seção variável.

Uma solução alternativa citada por INFORÇATTI NETO (2013) durante a etapa de projeto conceitual para o processamento de materiais em pó foi a utilização de dupla-rosca. De fato, a revisão sobre o processamento de polímeros por extrusão revela que a capacidade de mistura das extrusoras de rosca simples é limitada com relação às extrusoras dupla-rosca, que têm sido utilizadas há décadas em diversas aplicações da indústria, principalmente na compostagem de materiais poliméricos. As extrusoras dupla-rosca corrotativas, especificamente, oferecem ainda outras vantagens, como a capacidade de autolimpeza e a possibilidade alterar a configuração das roscas em razão do princípio modular de projeto (KOHLGRÜBER, 2008).

Assim, o presente trabalho tem como princípio explorar a solução conceitual baseada em dupla-rosca no desenvolvimento de um novo equipamento de impressão 3D que atenda as demandas de pesquisa em novos materiais para MA já identificadas por INFORÇATTI NETO (2013), combinando as capacidades do processo de compostagem com a tecnologia de impressão 3D por extrusão de material.

1.1 Objetivo

O objetivo deste trabalho é avaliar a viabilidade técnica e apresentar o desenvolvimento do projeto conceitual e preliminar de uma miniextrusora dupla-rosca corrotativa

para aplicações em MA. O equipamento tem por finalidade proporcionar a mistura de polímeros termoplásticos com aditivos, reforços ou outros polímeros ao mesmo tempo em que permite a deposição controlada do produto resultante para a construção de objetos tridimensionais por meio de uma abordagem camada por camada.

Em razão da ausência de diretrizes bem estabelecidas para o projeto de extrusoras dupla-roscas, principalmente no que diz respeito à geometria necessária para que as roscas apresentem característica autolimpante, este trabalho tem como objetivo complementar oferecer um método sistemático para a determinação do perfil geométrico e o pré-dimensionamento do subsistema dupla-roscas/barril, baseado em uma pesquisa detalhada e adequação da literatura sobre extrusão dupla-roscas das escolas alemã e americana.

2 EMBASAMENTO TEÓRICO

A primeira parte deste capítulo apresenta os conceitos básicos de metodologia de projeto sobre os quais este trabalho foi estruturado. Na segunda parte, uma breve revisão sobre o desenvolvimento histórico das extrusoras dupla-rosca é apresentada, seguida de informações mais detalhadas sobre a tecnologia de extrusão dupla-rosca e suas aplicações, além dos principais parâmetros e condições operacionais que devem ser considerados no projeto de roscas duplas para extrusoras corrotativas. Na quinta parte são introduzidas noções sobre reologia aplicada ao processamento de polímeros. A última parte aborda as tendências no desenvolvimento de novos materiais e equipamentos para MA, com exemplos de aplicações recentes do processo de extrusão dupla-rosca e de projetos de cabeçotes de impressão 3D baseados no processo de extrusão, que constitui o principal tema deste trabalho.

2.1 Metodologia de Projeto

A atividade de projetar apresenta aspectos psicológicos, sistemáticos e organizacionais, podendo ser entendida em sua totalidade como a parte inicial do ciclo de vida de um produto, caracterizada por um processo criativo de definições sucessivas desde um nível mais abstrato até o detalhamento imediatamente anterior à realização física (PAHL et al., 2006; RODRIGUES et al., 2015).

Sob o ponto de vista psicológico, esse processo criativo depende de uma base sólida de conhecimento, além de experiência na área de atuação. Do ponto de vista sistemático, as sucessivas definições resultam da otimização de certos objetivos dentro de restrições parcialmente conflitantes e em constante mudança, de modo que a solução desenvolvida é ótima apenas para um conjunto particular de circunstâncias. Sob o ponto de vista organizacional, o projeto é parte do ciclo de vida do produto, que começa a partir de uma necessidade de mercado ou ideia inovadora e termina com o fim da vida útil do produto acompanhado de reciclagem ou descarte apropriado (PAHL et al., 2006).

De acordo com Pahl et al. (2006), a aplicação do conhecimento científico e de engenharia no processo intelectual de criação de um produto é o trabalho do engenheiro de projetos que requer, para tanto, uma metodologia que racionalize as diversas tarefas em etapas ordenadas de trabalho, fornecendo estratégias, regras e princípios para resolução de problemas sem deixar de promover a criatividade ao longo do processo.

A Figura 1 representa uma visão geral do modelo proposto por Rodrigues et al. (2015) e baseado em Pahl et al. (2006), evidenciando as tarefas ao longo de etapas divididas em três macrofases: planejamento, desenvolvimento e implementação. As atividades de

projeto realizadas neste trabalho pertencem à macrofase de desenvolvimento, portanto as etapas de projeto informacional, conceitual, preliminar e detalhado serão consideradas mais importantes para o embasamento teórico.

Figura 1: Visão geral do modelo de desenvolvimento de produtos industriais.

Fonte: [Rodrigues et al. \(2015\)](#).

O objetivo da primeira fase de desenvolvimento é identificar as necessidades e desejos dos usuários ou consumidores, especificando o produto por meio de requisitos técnicos que deverão ser atendidos da forma mais completa possível ([RODRIGUES et al., 2015](#)). Durante o projeto informacional podem ser realizadas pesquisas de mercado ou com usuários, comparação entre produtos similares e buscas por patentes a fim constituir um banco de informações que deverão orientar a geração de soluções e também servir como parâmetro de avaliação e tomada de decisão nas etapas posteriores de desenvolvimento ([ROZENFELD et al., 2006](#); [RODRIGUES et al., 2015](#)).

Em seguida, na etapa de projeto conceitual, ocorre a busca por soluções ou princípios funcionais para atender os requisitos identificados na etapa anterior. São usados métodos de análise e abstração para elaboração de estruturas funcionais, que são avaliadas e sintetizadas em soluções construtivas ([RODRIGUES et al., 2015](#)). Essa etapa é de fundamental importância pois durante o projeto preliminar e projeto detalhado é extremamente difícil ou impossível corrigir deficiências nos princípios de solução. Em outras palavras, é mais provável que a solução mais viável desponte da escolha dos princípios mais apropriados do que a partir da concentração excessiva em detalhes técnicos ([PAHL et al., 2006](#)).

Durante o projeto preliminar, as soluções básicas devem ser estruturadas de acordo com critérios técnicos e econômicos, de modo a preparar o produto para ser definitivamente descrito para fabricação. Geralmente nessa etapa são efetuados os cálculos para o dimensionamento dos componentes, considerando aspectos de segurança, ergonomia, montagem e manutenção, por exemplo, utilizando ferramentas computacionais que auxiliam na investigação do comportamento multifísico dos elementos do conjunto (RODRIGUES et al., 2015).

Por fim, na etapa de detalhamento, a documentação necessária para fabricação do produto é gerada, incluindo especificações de materiais, forma e acabamento superficial, estimativa de custos, processos de fabricação, planejamento da produção e logística (RODRIGUES et al., 2015).

2.2 Histórico de desenvolvimento das extrusoras dupla-roscas

No final de 1930 surgiram na Itália as primeiras máquinas que adaptavam o princípio de extrusão dupla-roscas para o processamento de polímeros termoplásticos. Desenvolvidas por Roberto Colombo e Carlo Pasquetti, as primeiras extrusoras dupla-roscas apresentavam vários problemas mecânicos, sendo a principal limitação o projeto de um rolamento axial apropriado para as cargas desenvolvidas durante seu funcionamento (RAUWENDAAL, 2014).

Em 1940, um grupo de pesquisadores alemães, incluindo nomes como Erdmenger e Meskat, iniciou uma investigação sistemática para o desenvolvimento de um dispositivo mecânico mais confiável que fosse capaz de processar produtos químicos de alta viscosidade. Solução padrão da época, a extrusora rosca simples apresentava flutuações na produção e transporte de material altamente dependente de suas propriedades friccionais e reológicas, além de não apresentar um mecanismo que facilitasse a retirada do material acumulado na superfície da rosca após o término da operação. Para mitigar tais problemas, o dispositivo deveria funcionar independentemente das propriedades do produto, suportando as diferentes condições geradas por mudanças reológicas durante o processamento e apresentar função autolimpante (PEARSON, 1985; KOHLGRÜBER, 2008; RAUWENDAAL, 2014).

Com esses requisitos em mente, foi proposto o arranjo de duas roscas idênticas, interpenetrantes e que giravam no mesmo sentido. Além disso, o projeto se basearia em uma abordagem modular, permitindo a variação da geometria das roscas para testes de inicialização e para a formação de diferentes zonas funcionais ao longo da máquina, otimizadas de acordo com o processo. O arranjo com as roscas girando em sentidos opostos foi descartado porque tendia a ficar obstruído com sólidos e era um misturador menos eficiente. Em menos de 10 anos, a Bayer colocaria em operação a primeira extrusora dupla-roscas da série ZSK (*Zweiwellige Knetscheiben-Schneckenpresse*), expressão em alemão para “extrusora de dois eixos e discos de malaxagem”, termo que seria gradualmente

substituído para composteira dupla-rosca devido sua importância na compostagem de polímeros (KOHLGRÜBER, 2008).

Graças ao rigor com que o problema cinemático-geométrico foi abordado, o conceito original sofreria poucas mudanças, exceto pelo posicionamento das roscas lado a lado em substituição ao arranjo inicial no qual uma rosca ficava sobre a outra. Desenvolvimentos adicionais permitiriam ainda a utilização das extrusoras corrotacionais não só na mistura, como também na separação, reação e transformação de fase de materiais de alta viscosidade. É possível afirmar que o desenvolvimento da tecnologia de plásticos foi viabilizado em grande extensão pelos avanços nas extrusoras corrotativas ao mesmo tempo em que atuou como uma área fértil para o desenvolvimento desse tipo de máquina (KOHLGRÜBER, 2008).

Assim, pode-se dizer que atualmente, pelo menos no contexto dos países desenvolvidos, o processo de extrusão dupla-rosca seja um dos mais importantes na indústria de plásticos (HALIM; FARREL; KENNEDY, 2012) e que dificilmente exista hoje um produto plástico que não tenha passado por uma máquina desse tipo em alguma etapa de sua jornada entre polimerização e processamento (KOHLGRÜBER, 2008).

2.3 Tecnologia de extrusão dupla-rosca e aplicações

O processo de extrusão consiste na conversão de matéria-prima em um produto com densidade e forma uniformes, realizada através da passagem forçada do material por uma matriz sob condições controladas (HALIM; FARREL; KENNEDY, 2012). A extrusão por rosca baseia-se na rotação de uma ou mais roscas dentro de um barril, sendo as extrusoras rosca simples responsáveis pelo processo de homogeneização e plastificação do material. As extrusoras dupla-rosca chamam atenção pela excelente capacidade de mistura e por transportar material independente de suas propriedades, tendo se consolidado em várias áreas incluindo a indústria de polímeros, farmacêutica e de alimentos (EITZLMAYR et al., 2014).

Em geral, uma extrusora dupla-rosca é composta por uma unidade motriz, entradas de alimentação, roscas e barril, matriz, aquecedores e unidade de controle, conforme mostrado na Figura 2. A unidade motriz é formada por um motor de corrente direta, sistema de refrigeração para o motor e acoplamentos entre o motor, caixa de transmissão e as roscas. Algumas máquinas apresentam apenas uma entrada para material localizada sobre a primeira zona da extrusora. Entretanto, entradas adicionais podem ser posicionadas em diversos locais ao longo do barril, uma vez que tanto as roscas quanto o barril apresentam seções modulares (GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004).

Uma das principais diferenças funcionais entre as extrusoras dupla-rosca e as extrusoras rosca simples está relacionada com os mecanismos internos de transporte das

Figura 2: Subsistemas que compõem uma extrusora dupla-rosca.

Fonte: Adaptado de [Giles, Wagner e Mount-III \(2004\)](#).

máquinas. Na extrusora de rosca única, o transporte de material ocorre basicamente devido ao arraste friccional na zona de transporte de sólidos e devido ao arraste viscoso na zona de transporte de fundido. Por isso seu comportamento de transporte é fortemente determinado pelas propriedades friccionalis do material sólido e pelas propriedades viscosas do fundido ([PEARSON, 1985](#); [SHAH; GUBTA, 2003](#); [RAUWENDAAL, 2014](#)).

Em contraste, além do fluxo de arraste, as extrusoras com duas roscas interpenetrantes funcionam como bombas de deslocamento positivo pois, à medida em que as roscas giram, os volumes entre os filetes avançam axialmente em direção à matriz, de modo que o material dentro de cada um desses volumes fique confinado devido à ação de vedação proporcionada pela interpenetração. Assim, a vazão de saída é proporcional à velocidade de rotação das roscas, que são denominadas corrotativas quando giram no mesmo sentido e contrarrotativas quando giram em sentidos opostos. A interpenetração ocorre quando a distância entre os centros dos eixos é menor do que o diâmetro das roscas ([PEARSON, 1985](#); [SHAH; GUBTA, 2003](#); [GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#); [RAUWENDAAL, 2014](#)).

O grau de eficiência do bombeamento por deslocamento positivo depende de quão bem o filete de uma rosca se encaixa com o canal da outra, o que por sua vez está relacionado também com o sentido de rotação das roscas. A geometria com maior interpenetração é obtida quando as roscas giram em sentidos opostos, conforme [Figura 3](#). Portanto, teoricamente, as roscas contrarrotativas apresentam maior capacidade de bombeamento positivo. Em situações reais, quaisquer folgas ou falhas de vedação que permitam fluxos de vazamento diminuirão a capacidade de transporte por bombeamento que será atingida em uma extrusora dupla-rosca ([GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#); [RAUWENDAAL,](#)

2014).

Figura 3: Geometria das roscas contrarrotativas e interpenetrantes.

Fonte: Adaptado de [Rauwendaal \(2014\)](#).

Apesar das extrusoras contrarrotativas apresentarem maior capacidade de deslocamento positivo, as extrusoras corrotativas são mais comuns nas aplicações que incluem mistura de resinas com aditivos (corantes, cargas, retardantes de chama, reforços, estabilizantes) e na degasagem (remoção de voláteis), pois além de o material permanecer mais tempo sendo misturado, sua natureza modular permite o uso de elementos de rosca intercambiáveis e com propriedade de autolimpeza, operando geralmente em altas velocidades (entre 300 e 600 rpm) ([SHAH; GUBTA, 2003](#)). As extrusoras contrarrotativas são usadas em aplicações mais específicas, para materiais que apresentam maior resistência ao fluxo e são suscetíveis à degradação térmica, como na extrusão de perfis de PVC (policloreto de vinila). Nesse caso, operam em baixa velocidade, variando entre 10 e 30 rpm ([SHAH; GUBTA, 2003](#); [GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#); [RAUWENDAAL, 2014](#); [EITZLMAYR et al., 2014](#)).

Uma vez que na região de interpenetração de extrusoras corrotativas as velocidades dos filetes apresentam sentidos opostos, o material tende a ser constantemente empurrado para fora, formando um padrão em formato de 8 ao mesmo tempo em que se move na direção axial. [Rauwendaal \(2014\)](#) distingue duas possibilidades para a interpenetração das roscas duplas em extrusoras corrotativas que resultam em diferenças na pressão gerada nessa região. As chamadas extrusoras de roscas proximamente interpenetrantes, esquematizadas na [Figura 4](#), apresentam filetes mais quadrados, o que faz com que a área aberta da seção longitudinal ao longo da região de interpenetração seja relativamente menor do que a área fechada. Desse modo, ao entrar nessa região, a redução na área e a

mudança na direção do fluxo geram um aumento de pressão que pode resultar em forças laterais tentando separar as roscas.

Figura 4: Geometria das roscas corrotativas e proximamente interpenetrantes.

Fonte: Adaptado de [Rauwendaal \(2014\)](#).

Alternativamente, as chamadas extrusoras autolimpantes, com as roscas representadas na [Figura 5](#), apresentam filetes mais suaves, minimizando problemas de estagnação além de maior área aberta na mesma região entre as roscas, evitando a formação de picos de pressão e, portanto, permitindo o projeto de roscas com folgas menores entre si ([GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#); [RAUWENDAAL, 2014](#)).

Figura 5: Geometria das roscas corrotativas e autolimpantes.

Fonte: Adaptado de [Rauwendaal \(2014\)](#).

A pressão formada na região de interpenetração tende a crescer com o aumento da velocidade de rotação das roscas. Para evitar que a pressão gere forças de separação grandes o suficiente a ponto de causar o contato entre as roscas e o barril, as extrusoras corrotativas de roscas proximamente interpenetrantes devem operar em velocidade mais baixa. Livres do risco de contato causado por forças de separação, as extrusoras autolimpantes podem operar em alta velocidade, apresentando, porém, transporte reverso mais significativo em decorrência da maior área disponível entre as roscas para o retorno de material, o que implica em DTR (Distribuição de Tempos de Residência) mais larga e vazão sensível à pressão. Por isso, as extrusoras autolimpantes geralmente não são usadas para a extrusão de perfis, mas sim como equipamentos de compostagem (RAUWENDAAL, 2014).

Existem também extrusoras com roscas contrarrotativas não interpenetrantes, que são usadas para mistura, reações químicas e devolatilização. O mecanismo de transporte dessas extrusoras é considerado mais próximo do mecanismo das extrusoras rosca simples. Portanto, essas máquinas não apresentam capacidade de transporte análogo às bombas de deslocamento positivo. Uma vez que maior capacidade de transporte por bombeamento geralmente implica em baixa capacidade de mistura axial, quando essa é necessária, o bombeamento pode ser uma desvantagem (RAUWENDAAL, 2014). A Figura 6 resume os tipos de extrusoras dupla-rosca paralelas e suas principais aplicações.

Figura 6: Tipos de extrusoras dupla-rosca paralelas e aplicações.

Fonte: Adaptado de Giles, Wagner e Mount-III (2004).

2.4 Projeto de roscas para extrusoras corrotativas

De modo geral, o perfil das roscas pode ser dividido em três segmentos diferentes conforme a [Figura 7](#), denominados aresta do filete, flanco e raiz. O projeto de roscas duplas para extrusoras corrotativas autolimpantes deve garantir que cada elemento de rosca possa se entrelaçar com seu par de modo que o contato forme uma linha de vedação ao longo do flanco dos filetes. Dessa forma, durante a operação, o movimento contínuo de raspagem entre as roscas produzirá a ação teórica de autolimpeza ([C.A. Picard International, 2004](#)).

Figura 7: Segmentos que compõem o perfil geométrico das roscas.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

Na prática, a existência de uma folga entre as roscas é essencial para evitar colisões eventualmente causadas por tolerâncias de manufatura, deformações ou desalinhamentos e apenas a seleção apropriada dos parâmetros geométricos de projeto (distância entre os eixos, diâmetro externo e número de filetes) e suas correlações assegura a manutenção de um valor constante para a folga entre as roscas e, conseqüentemente, a operação livre de colisões bem como as condições desejadas de fluxo e pressão ([C.A. Picard International, 2004](#)). A fim de facilitar a leitura, as equações foram adaptadas e a terminologia foi unificada de acordo com o que é apresentado em [Kohlgrüber \(2008\)](#).

2.4.1 Geometria sem folgas (*fully wiped*)

De acordo com [White e Kim \(2010\)](#), para obter a ação de autolimpeza as roscas devem apresentar um formato especial. O problema foi primeiramente discutido por Wünsche e depois por A. Geberg, entretanto, a primeira solução publicada na literatura científica é atribuída a Booy da DuPont Company® que estabelece uma função $H(\theta)$ para a profundidade do canal da rosca em função do ângulo de rotação em torno de seu eixo, em radianos. O perfil descrito pela função forma a seção transversal dos elementos de

rosca, mostrada na [Figura 8](#), independentemente de serem elementos de transporte ou de malaxagem.

Figura 8: Seção transversal das roscas autolimpantes.

Fonte: Adaptado de [Rauwendaal \(2014\)](#).

As variáveis primárias da função $H(\theta)$ são o diâmetro externo da rosca (DE) e a distância entre centros (A). O valor máximo de $H(\theta)$ é obtido pela [Equação 1](#):

$$H(\theta) = DE - A \quad (1)$$

Sendo KW0 o ângulo da aresta da rosca, em radianos, para uma rosca de Z filetes a relação fornecida pela [Equação 2](#) deve ser satisfeita:

$$Z(2KW0 + 2FW0) = 2\pi \quad (2)$$

Onde FW0 é o ângulo do flanco, definido pela relação trigonométrica da [Equação 3](#):

$$FW0 = 2arccos\left(\frac{A}{DE}\right) \quad (3)$$

A [Equação 4](#), que relaciona o ângulo de aresta diretamente com o diâmetro externo e a distância entre centros, é obtida substituindo a [Equação 3](#) na [Equação 2](#):

$$KW0 = \frac{\pi}{Z} - 2arccos\left(\frac{A}{DE}\right) \quad (4)$$

Para uma rosca com dois filetes ($Z = 2$), sendo $A/DE = \sqrt{2}/2$, o valor de KW0 será igual a 0. A função $H(\theta)$ descrita por Booy é determinada pela [Equação 5](#):

$$H(\theta) = \frac{DE}{2} (1 + \cos\theta) - \sqrt{A^2 - \left(\frac{DE^2}{4}\right) \sin^2(\theta)} \quad (5)$$

[Rauwendaal \(2014\)](#) também utiliza as equações desenvolvidas por Booy, mas fornece uma relação mais direta que relaciona a distância entre centros (A) ao diâmetro externo (DE), número de filetes (Z) e ângulo de aresta (KW0), dada na [Equação 6](#):

$$A = DE \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2Z} - \frac{KW0}{2}\right) \quad (6)$$

Assim, quando o diâmetro (DE), a distância entre centros (A) e o número de filetes (Z) são selecionados, o ângulo de ponta (KW0) é fixado pela equação [Equação 6](#). O ângulo de interpenetração (GW), em radianos, é dado pela [Equação 7](#):

$$GW = \frac{\pi}{Z} - KW0 \quad (7)$$

De modo que a distância entre centros (A) possa ser determinada simplesmente pela [Equação 8](#):

$$A = DE \cdot \cos(GW) \quad (8)$$

A coordenada axial l se relaciona com o ângulo circunferencial θ , por meio da [Equação 9](#):

$$l = \frac{DE}{2} \cdot \theta \cdot \tan\varphi \quad (9)$$

Sendo φ o ângulo de hélice. Assim, o perfil de profundidade do canal em função da distância l , no plano longitudinal, pode ser descrito pela [Equação 10](#):

$$H(l) = \frac{DE}{2} \left[1 + \cos\left(\frac{2l}{DE} \cdot \cotg\varphi\right) \right] - \left[A^2 - \frac{DE^2}{4} \cdot \sin^2\left(\frac{2l}{DE} \cdot \cotg\varphi\right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (10)$$

A coordenada x do perfil transversal da rosca está relacionada com o ângulo circunferencial θ pela [Equação 11](#):

$$x = \frac{DE}{2} \cdot \theta \cdot \sin\varphi \quad (11)$$

Portanto, a profundidade do canal no plano transversal em função da posição x pode ser obtida pela [Equação 12](#):

$$H(x) = \frac{DE}{2} \left[1 + \cos \left(\frac{2x}{DE \cdot \sin \varphi} \right) \right] - \left[A^2 - \frac{DE}{4} \cdot \sin^2 \left(\frac{2x}{DE \cdot \sin \varphi} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

Quando a coordenada x é zero, a profundidade do canal atinge seu valor máximo, sendo essa mantida por uma distância angular circunferencial $KW0$, que corresponde à uma distância de $0.5 \cdot DE \cdot KW0 \cdot \sin \varphi$.

2.4.2 Geometria com folgas

Apesar de descreverem completamente a geometria para as roscas autolimpantes (*fully wiped*), os autores citados anteriormente não fornecem um método para determinar a geometria das roscas incluindo as folgas entre as roscas na região de interpenetração (s) e entre as roscas e o barril (δ). Como afirma [Kohlgrüber \(2008\)](#) na ausência de folgas, a rugosidade natural das superfícies das roscas e do barril pode levar à soldagem a frio e consequente desgaste.

Além disso, as folgas devem ser incluídas considerando o fato de que todos os métodos de fabricação envolvem tolerâncias inerentes e que variações no processo podem gerar deslocamentos mútuos nos componentes do sistema. Ainda, é importante garantir um espaço apropriado para a passagem de material uma vez que o cisalhamento intenso nas arestas dos filetes pode afetar a qualidade do produto ([KOHLGRÜBER, 2008](#)).

As folgas necessárias podem ser obtidas por diversas estratégias. No período inicial de desenvolvimento das extrusoras dupla-roscas corrotativas, as roscas eram projetadas simplesmente seguindo a geometria autolimpante e a distância entre centros era aumentada na montagem do conjunto. Apesar de simples, essa estratégia logo se mostrou inadequada, pois a folga na região dos flancos das roscas não era constante, com consequente risco de colisão durante operação ([KOHLGRÜBER, 2008](#)).

Um método gráfico mais apropriado foi então desenvolvido baseado no deslocamento ortogonal (*planar offset*) da seção longitudinal do perfil da rosca autolimpante para dentro, a uma distância igual à metade da folga entre roscas (s), proporcionando um intervalo aproximadamente constante entre as duas roscas ([KOHLGRÜBER, 2008](#)). A [Figura 9](#) ilustra as diferenças geométricas entre o perfil sem folgas e o perfil deslocado.

Para projetar as roscas com folgas por meio do método de deslocamento ortogonal (*planar offset*), [Kohlgrüber \(2008\)](#) inicia determinando a geometria da seção longitudinal das roscas autolimpantes. Duas restrições relacionando os diâmetros externo (DE) e interno (DI) e a distância entre centros (A) devem ser observadas na [Equação 13](#) e na Inequação

Figura 9: Seção longitudinal da rosca mostrando o deslocamento ortogonal.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

14, respectivamente:

$$DI = 2A - DE \quad (13)$$

$$\frac{A}{DE} \geq \cos\left(\frac{90^\circ}{Z}\right) \quad (14)$$

A partir dos dados geométricos de diâmetro de barril (DG), passo (P), distância entre centros (A), número de filetes (Z), folga entre roscas (s) e folga entre rosca e barril (δ) e suas relações disponíveis na [Tabela 1](#), é possível obter os valores para o diâmetro externo (DE), raio externo (RE), diâmetro interno (DI), raio interno (RI), ângulo de aresta do filete (KW0) e largura do filete (KB0) para o perfil de rosca autolimpante e também os valores para o diâmetro externo (DA), raio externo (RA), diâmetro interno (DK), raio interno (RK), ângulo de aresta do filete (KW1) e largura do filete (KB1) para o perfil autolimpante considerando as folgas.

Assim, as coordenadas (x, y) do perfil autolimpante podem ser determinadas a partir do conjunto de restrições do sistema de Inequações 15 e da [Equação 16](#), onde $f(x)$ descreve a curva do flanco da rosca:

$$\begin{cases} RI & 0 < x < \frac{KB0}{2} & \text{Raiz} \\ f(x) & \frac{KB0}{2} < x < \frac{P}{4} - \frac{KB0}{2} & \text{Flanco} \\ RE & \frac{P}{4} - \frac{KB0}{2} < x < \frac{P}{4} & \text{Aresta} \end{cases} \quad (15)$$

Tabela 1: Variáveis geométricas do perfil de rosca autolimpante sem folgas e com folgas.

VARIÁVEL	SÍMBOLO	CÁLCULO
Número de filetes	Z	Informado
Distância entre centros	A	Informado
Diâmetro do barril	DG	Informado
Passo	P	Informado
Folga entre rosca e barril	δ	Informado
Foga entre roscas	s	Informado
Raio do barril	RG	$RG=DG/2$
Diâmetro externo, real	DA	$DA=DG-2s$
Raio externo, real	RA	$RA=DA/2$
Diâmetro interno, real	DK	$DK=2A-DA-2s$
Raio interno, real	RK	$RK=DK/2$
Diâmetro externo, sem folgas	DE	$DE=DA+s$
Raio externo, sem folgas	RE	$RE=DE/2$
Diâmetro interno, sem folgas	DI	$DI=2A-DE$
Raio interno, sem folgas	RI	$RI=DI/2$
Ângulo de flanco, sem folgas	FW0	$FW0=2\arccos(A/DE)$
Ângulo de aresta, sem folgas	KW0	$KW0=(180^\circ/Z) - FW0$
Ângulo de raiz, sem folgas	NW0	$NW0=KW0$
Ângulo de aresta, real	KW1	Iterativo, dependente da estratégia de folga
Largura de aresta, sem folgas	KB0	$KB0=KW0/(2\pi P)$
Largura da aresta, real	KB1	$KB1=KW1/(2\pi P)$

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

$$f(x) = -RE \cdot \cos\left(2\pi \frac{x - \frac{KB0}{2}}{P}\right) + \sqrt{A^2 - RE^2 \cdot \sin^2\left(2\pi \frac{x - \frac{KB0}{2}}{P}\right)} \quad (16)$$

[Kohlgrüber \(2008\)](#) fornece também um algoritmo para desenhar a seção transversal da rosca autolimpante. A [Figura 10](#) ilustra o algoritmo exemplificando para perfis com um e dois filetes. O primeiro passo é determinar o centro M do perfil e traçar as linhas de simetria 1 e 2. Se $Z=1$, as linhas se juntam no centro do perfil. Depois devem ser desenhados dois círculos centrados em M, o círculo 3 com diâmetro DE e o círculo 4 com diâmetro DI.

Entre as duas linhas de simetria, é traçada a linha bisetora 5 do lado oposto ao lado em que o perfil será desenhado. O ponto P é posicionado na linha bisetora a uma distância da origem igual à metade da distância entre centros A. Do ponto P sai a linha 6, perpendicular à bisettriz, estendendo-se até o círculo externo 3 no ponto S. Centrado em S, um arco de raio A deve ser então traçado, cruzando o círculo externo no ponto K, que determina o fim da aresta do filete, e o círculo interno no ponto N, que determina o início da raiz do perfil.

A linha que conecta o ponto K à origem M é usada para medir a metade do ângulo de aresta. Similarmente, a linha que conecta o ponto N a M determina metade do ângulo

Figura 10: Método para obtenção do perfil autolimpante: (a) geometria com um filete e (b) geometria com dois filetes.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

de raiz. O ângulo de flanco é, portanto, definido por KMN. Assim, o perfil completo é obtido espelhando os segmentos de aresta, flanco e raiz com relação às linhas de simetria 1 e 2.

O perfil deslocado da seção longitudinal da rosca com folga na região da aresta do filete e da raiz é facilmente determinado reduzindo os raios externo e interno pela metade da folga entre roscas (s). Para a região do flanco, é necessário determinar coordenadas locais (x_a, y_a) calculadas pelo deslocamento ortogonal dos pontos (x, y) da função $f(x)$, a partir da [Equação 17](#) e da [Equação 18](#), onde $f'(x)$ é a derivada de $f(x)$ com relação a x . O método para obtenção das coordenadas é ilustrado na [Figura 11](#).

$$x_a = x + \frac{s}{2} \frac{f'(x)}{\sqrt{f'(x)^2 + 1}} \quad (17)$$

$$y_a = f(x) - \frac{s}{2} \frac{f'(x)}{\sqrt{f'(x)^2 + 1}} \quad (18)$$

A largura do filete da rosca a ser produzida (KB1) não é igual à largura KB0 do perfil autolimpante. KB1 começa a ser medida no ponto de interseção entre a curva do flanco e a linha que forma a aresta do filete do perfil deslocado. A solução é matematicamente determinada pela [Equação 19](#):

$$RA = f(x_g) - \frac{s}{2} \frac{f'(x)}{\sqrt{f'(x)^2 + 1}} \quad (19)$$

Figura 11: Determinação dos pontos do perfil considerando as folgas.

Fonte: Adaptado de Kohlgrüber (2008).

A Equação 19 pode ser calculada iterativamente. A coordenada de início da aresta do filete pode ser obtida pela Equação 20:

$$x_{a,k} = x + \frac{s}{2} \frac{f'(x_g)}{\sqrt{f'(x_g)^2 + 1}} \quad (20)$$

A partir da Equação 20 é possível calcular a largura KB1, como na Equação 21:

$$KB1 = \frac{P}{Z} - 2x_{a,k} \quad (21)$$

Assim, as coordenadas do perfil da rosca a ser fabricada são determinadas pelo conjunto de Inequações 22:

$$(x_a, y_a) = \begin{cases} (x, RK) & 0 < x < \frac{KB0}{2} \\ \left(x + \frac{s}{2} \frac{f'(x)}{\sqrt{f'(x)^2 + 1}}, f(x) - \frac{s}{2} \frac{f'(x)}{\sqrt{f'(x)^2 + 1}} \right) & \frac{KB0}{2} < x < \frac{P}{2Z} - \frac{KB0}{2} \\ (y, RA) & \frac{P}{2Z} - \frac{KB0}{2} < x < \frac{P}{2Z} \end{cases} \quad (22)$$

Esses procedimentos são geralmente implementados por um programa de computador. O método de deslocamento planar produz perfis com ângulo de aresta de filete dependentes do passo (P), como mostrado na Figura 12.

Figura 12: Comparação de perfis em que $A/DE = 0,82$, $s/DE = 0,01$ e $\delta/DE = 0,01$.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

2.4.3 Características de transporte

Além do tipo de material, a capacidade de transporte e a taxa de alimentação dependem da área livre (A_{livre}) da seção transversal da rosca, ilustrada [Figura 13](#).

Figura 13: Área livre entre as roscas e o barril.

Fonte: Adaptado de [Eitzlmayr et al. \(2014\)](#).

A área livre disponível para transporte é definida por [Rauwendaal \(2014\)](#) como a diferença entre a área da seção do barril (A_b) e das roscas (A_s), de acordo com as Equações [23](#), [24](#) e [25](#), respectivamente:

$$A_b = \frac{1}{2}(\pi - GW) \cdot DG^2 + \frac{1}{2}A \cdot DG \cdot \sin(GW) \quad (23)$$

$$A_s = \times GW \cdot A^2 - \frac{1}{2}Z \cdot A \times DE \cdot \sin(GW) + \frac{1}{2}Z \cdot KW0 \left(A^2 + \frac{1}{2}DE^2 - A \cdot DE \right) \quad (24)$$

$$A_{livre} = A_b - 2A_s \quad (25)$$

De acordo com [Kohlgrüber \(2008\)](#), quanto mais filetes na rosca, maior será a área livre disponível, de modo que na zona de alimentação muitas vezes podem ser posicionados elementos de três filetes em vez de dois. [C.A. Picard International \(2004\)](#) afirma que a A_{livre} tende a diminuir com o aumento no número de filetes, justificando a máxima área livre obtida com eixos sem filetes (quando não há ação de transporte) e, à medida que o número aumenta, a área livre diminui. De fato, com utilização de *software* CAD, é possível verificar que a área livre na verdade aumenta com o número de filetes, assim como encontrado em [Kohlgrüber \(2008\)](#).

Em geral, o material tende a aquecer quando há menos espaço, devido à maior taxa de cisalhamento desenvolvida, o que pode implicar em degradação térmica. A área livre pode ser aumentada projetando roscas com menor diâmetro interno, ou seja, aumentando a profundidade do filete. Entretanto, isso diminui a resistência ao torque do elemento mecânico ([C.A. Picard International, 2004](#))

O volume livre (V_{livre}), obtido na [Equação 26](#), pode ser calculado simplesmente multiplicando a área livre (A_{livre}) pelo comprimento do elemento (L), o que fornece uma boa indicação das porcentagens de preenchimento que podem ser obtidas em cada seção da rosca. Se a configuração da rosca é observada em termos do volume livre pode-se inferir o que acontece na extrusora sem medições de pressão ou experimentos laboriosos ([C.A. Picard International, 2004](#)).

$$V_{livre} = A_{livre} \cdot L \quad (26)$$

A capacidade teórica de transporte em termos de vazão volumétrica ($\dot{V}_{escorregam}$), pode ser calculada na [Equação 27](#) em função da rotação da rosca (N) e do passo (P), considerando que o material apresente escorregamento perfeito ([KOHLGRÜBER, 2008](#)):

$$\dot{V}_{escorregam} = N \cdot P \cdot A_{livre} \quad (27)$$

Na prática, a maioria dos polímeros fundidos adere às paredes internas da extrusora, de modo que a capacidade máxima de transporte ($\dot{V}_{max}$) possa ser estimada por meio da [Equação 28](#):

$$\dot{V}_{max} = 0.5N \cdot P \cdot A_{livre} \quad (28)$$

A [Equação 28](#) pode ser aplicada para elementos de transporte de filete único, pois estes operam com base em transporte forçado ([KOHLGRÜBER, 2008](#)). Operando com canais semipreenchidos, a vazão real ($\dot{V}_{real}$) geralmente corresponde à metade da vazão

máxima ou menos, explicitada pela [Equação 29](#):

$$\dot{V}_{real} = 0.5 \cdot 0.5N \cdot P \cdot A_{livre} = 0.2N \cdot DE^3 \quad (29)$$

Assim, a [Equação 30](#) possibilita calcular o diâmetro mínimo das roscas duplas em função da vazão volumétrica de material que se deseja processar:

$$DE = \sqrt[3]{5 \frac{\dot{V}_{real}}{N}} \quad (30)$$

[Kohlgrüber \(2008\)](#) fornece um gráfico, [Figura 14](#), que relaciona a razão entre área livre e diâmetro das roscas ao quadrado (A_{livre}/DE^2) em função da razão entre a distância entre centros e o diâmetro das roscas (A/DE). A partir do gráfico é possível confirmar que a área livre aumenta com o aumento do número de filetes mantendo todos os outros parâmetros constantes e que quanto mais próximo o diâmetro externo da distância entre centros, menor será a área livre disponível.

Figura 14: Relação entre A_{livre}/DE^2 e A/DE para o perfil autolimpante com diferentes números de filetes.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

2.4.4 Elementos de rosca e suas funções

Os elementos de rosca são gerados a partir da geometria básica, isto é, todos apresentam seção transversal idêntica definindo diferentes formatos de acordo com a função do elemento ([KOHLGRÜBER, 2008](#)). Os elementos geralmente são montados com ajustes deslizantes que restringem sua rotação em torno do eixo das roscas, por meio de chavetas como mostrado na [Figura 15](#), sendo fixados axialmente com uso de porcas fechadas ([GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#)).

Figura 15: Arranjo para montagem dos elementos nos eixos.

Fonte: Adaptado de [Giles, Wagner e Mount-III \(2004\)](#).

Os chamados elementos simétricos são aqueles que apresentam forma idêntica e podem, portanto, ser instalados em qualquer um dos eixos. Já os elementos congruentes são aqueles em que a posição angular de montagem em relação ao eixo das roscas deve ser mantida constante, ou seja, que não podem girar livremente em torno do eixo ([KOHLGRÜBER, 2008](#)). A [Figura 16](#) apresenta os diferentes atributos dos elementos com relação à montagem.

Figura 16: Diferença de atributos entre elementos simétricos e congruentes.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

Diferentemente do que ocorre nas extrusoras de rosca simples, em que a profundidade do canal varia ao longo do eixo, nas roscas duplas os diâmetros tendem a ser constantes, principalmente quando é preciso manter a ação de autolimpeza. Além disso, as extrusoras simples operam totalmente preenchidas enquanto as extrusoras dupla-rosca

operam semipreenchidas (*starve-fed*), de modo que as zonas de preenchimento parcial contribuem menos para o aumento de temperatura, fusão, mistura e aumento de pressão. Regiões completamente preenchidas ocorrem onde são posicionados elementos restritivos, tais como blocos de malaxagem na zona de mistura ou elementos com passo esquerdo (LH, *left handed*) antes de uma saída de ventilação e na zona de dosagem, por exemplo (RAUWENDAAL, 2014).

A alimentação para preenchimento parcial adiciona um recurso de controle importante ao processo, pois permite a variação do comprimento efetivo da extrusora, isto é, o comprimento completamente preenchido. Em geral, o comprimento efetivo pode ser ampliado aumentando a taxa de alimentação ou reduzindo a rotação da rosca. Em extrusoras dupla-rosca corrotativas, o comprimento efetivo é relativamente pequeno, variando tipicamente entre 20% a 40% do comprimento total da extrusora (RAUWENDAAL, 2014).

2.4.4.1 Elementos de transporte

Elementos de transporte, são os componentes básicos utilizados nas extrusoras dupla-rosca para carregar o material que entra sob as mais diversas formas (como por exemplo *pellets*, pós, produtos moídos, fundidos, etc) ao longo das zonas de processamento em sua jornada rumo à matriz de extrusão, sendo caracterizados pelo número de filetes, passo, direção da rosca e comprimento, geralmente medidos em milímetros. A nomenclatura é passo/comprimento, de modo que um elemento 60/60 apresente 60 mm de passo e 60 mm de comprimento (GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004; KOHLGRÜBER, 2008).

Similar ao que ocorre em todas as roscas transportadoras, a eficiência de transporte fora da região de interpenetração depende das relações de atrito entre o material e as roscas e entre o material e a parede do barril. Na região de interpenetração, os mecanismos de transporte são análogos ao que ocorre em bombas de deslocamento positivo (KOHLGRÜBER, 2008).

O número de filetes pode variar de um a três, entretanto, as extrusoras dupla-rosca corrotativas autolimpantes apresentam geralmente elementos de dois filetes. Elementos de transporte com apenas um filete oferecem maior eficiência de bombeamento e capacidade de alimentação, conjuntamente com menor cisalhamento quando comparados com elementos de filetes múltiplos, porém, produzem apenas um fluxo de material e o produto final pode apresentar flutuações mais facilmente. Apesar de gerarem maior cisalhamento, elementos de três filetes ainda são encontrados em algumas extrusoras mais antigas. O número de fluxos parciais gerados na seção transversal da rosca é dado pela fórmula $CP = (2Z) - 1$ e mostrado na Figura 17 (GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004; KOHLGRÜBER, 2008).

O passo geralmente está relacionado com o diâmetro da rosca (DE), de modo que na zona de alimentação é comum usar elementos de passo grande, com 1,5DE a 2DE, proporcionando transporte mais rápido e menor porcentagem de preenchimento. Elementos

Figura 17: Esquema representando o movimento do material e o número de fluxos parciais em extrusoras dupla-rosca.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

de passo médio completam uma volta a cada 1DE e são usados na zona de plastificação. Os elementos considerados de passo pequeno, que apresentam passo de 0,25DE a 0,75DE, possibilitam a maior porcentagem de preenchimento sem gerar aumento significativo na pressão e são utilizados nas zonas aquecimento e de dosagem ([GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#); [KOHLGRÜBER, 2008](#)).

À medida que o passo diminui, o tempo de residência médio na extrusora aumenta, pois o material deve completar mais revoluções ao redor da rosca para ser transportado a mesma distância pelo barril ([GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#)). Os elementos de transporte são projetados para facilitar seu encaixe nos eixos das roscas formando um perfil contínuo, sem deslocamentos angulares entre um elemento e outro. Para isso, seu comprimento é geralmente igual ao passo inteiro ou meio passo ([KOHLGRÜBER, 2008](#)).

A direção da hélice da rosca determina a direção de transporte dos elementos. Quando a hélice é contrária à direção de rotação dos eixos, os elementos transportam material para frente, em direção à matriz. Se a hélice acompanha a rotação dos eixos (passo esquerdo, LH), o elemento produzirá um efeito transporte reverso ([GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#); [KOHLGRÜBER, 2008](#)). Os elementos de transporte, mostrados na [Figura 18](#) são considerados elementos simétricos.

2.4.4.2 Elementos de mistura

As transições entre elementos de transporte de passos variados causam compressões e expansões sucessivas, bem como divisões nos fluxos de material, o que produz um pequeno efeito de mistura, principalmente do tipo distributiva. Uma vez que a mistura é melhorada quando os fluxos são submetidos a deformações alongacionais e de cisalhamento mais elevadas, existem elementos especialmente projetados para proporcionar esse tipo de efeito,

Figura 18: Elementos de transporte

Fonte: Adaptado de Seem et al. (2015).

como por exemplo os blocos de malaxagem, misturadores segmentados, misturadores dentados, etc (GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004; KOHLGRÜBER, 2008).

Os elementos de mistura mais utilizados são os blocos de malaxagem, que consistem em discos prismáticos, com seção igual ao perfil autolimpante de Z filetes, empilhados segundo ângulos de defasagem específicos, de acordo com a Figura 19. Sua função é trabalhar o material por meio de sucessivas deformações, fornecendo energia necessária para fusão e mistura distributiva ou dispersiva (KOHLGRÜBER, 2008).

Figura 19: Esquema para construção dos blocos de malaxagem.

Fonte: Adaptado de Kohlgrüber (2008).

Os blocos de malaxagem são caracterizados pelo comprimento, ângulo de defasagem, número e largura dos discos, número de filetes e direção de transporte, sendo considerados elementos simétricos e congruentes. A nomenclatura encontrada para esses elementos segue a seguinte ordem: ângulo de defasagem/número de discos/comprimento do elemento. Assim,

um elemento 45/5/60 apresenta seus cinco discos defasados 45° uns em relação aos outros e comprimento total de 60 mm (GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004; KOHLGRÜBER, 2008).

Em geral, para elementos de dois filetes, se os discos estão arranjados com defasagem de 30° , 45° ou 60° , podem transportar o material e também aumentar a pressão no interior da extrusora. Discos de malaxagem com Z filetes defasados a $180^\circ/Z$ uns em relação aos outros são considerados de transporte neutro, portanto, o polímero deve ser empurrado para que possa atravessar o segmento. Quando os discos são empilhados em direção contrária à de transporte, o material tende a ser empurrado para direção oposta à matriz da extrusora, nesse caso é comum encontrar a designação LH (*left handed*) (GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004; KOHLGRÜBER, 2008).

Para a mistura distributiva, seu princípio de funcionamento baseia-se na interrupção do fluxo nas arestas individuais dos filetes, o que gera fluxos parciais que sofrem intensa mistura uns com os outros (KOHLGRÜBER, 2008). O mecanismo é ilustrado na Figura 20, em que o fluxo primário que começa em a encontra o filete em b, sendo desviado até c, onde é dividido no fluxo secundário.

Figura 20: Divisão de fluxos responsável pela mistura distributiva.

Fonte: Adaptado de Kohlgrüber (2008).

No caso da mistura dispersiva, os elementos de malaxagem criam zonas de fluxo altamente cisalhantes nas arestas dos filetes e outras zonas predominantemente elongacionais antes das arestas dos filetes, o que efetivamente é responsável por quebrar aglomerados ou dispersar gotículas líquidas (KOHLGRÜBER, 2008). Esse mecanismo é mostrado na Figura 21.

Geralmente os blocos de malaxagem com discos mais estreitos são melhores para mistura distributiva, pois mais material flui ao redor dos discos e não entre os discos e o barril, enquanto elementos com discos mais largos são melhores para mistura dispersiva.

Figura 21: Fluxos de cisalhamento e elongação desenvolvidos nas extrusoras.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

Com relação ao ângulo de defasagem, quanto maior o ângulo, maior será o espaço livre para que o material retorne implicando em menor capacidade de transporte ([GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004](#)).

Como descrito por [Kohlgrüber \(2008\)](#) e demonstrado por [Mélo e Canevarolo \(2002\)](#), o uso de blocos de malaxagem tende a alargar a distribuição de tempos de residência além de aumentar o tempo de permanência do material na extrusora. Apesar de melhorar a ação de mistura, esse alargamento pode ter um efeito adverso na qualidade do produto, implicando também em maior tempo de limpeza da extrusora para uma eventual troca de material ([KOHLGRÜBER, 2008](#)).

2.5 Considerações sobre reologia

Os fluxos complexos que ocorrem no processamento de polímeros por extrusão podem ser aproximados por duas situações mais simples, de acordo com o tipo de força imposta dominante. O fluxo de arraste é causado pelo movimento relativo de uma ou mais superfícies em que o polímero está confinado, sendo o tipo de fluxo mais importante na extrusão devido ao movimento relativo entre a superfície da rosca e do barril. O fluxo de pressão é causado pela presença de gradientes de pressão no fluido, ocorrendo nos canais totalmente preenchidos da rosca e também na zona de descarga ou dosagem ([RAUWENDAAL, 2014; BRETAS; D'ÁVILA, 2005](#)).

O movimento do material em diferentes geometrias e segundo diferentes tipos de fluxo pode causar deformações por cisalhamento, quando ocorrem mudanças na velocidade na direção normal ao fluxo, como ilustrado na [Figura 22 \(a\)](#), bem como deformações elongacionais, que ocorrem quando há mudanças na velocidade na direção do fluxo e não ne-

cessariamente associadas a variações de pressão, conforme Figura 22 (b) (RAUWENDAAL, 2014).

Figura 22: Tipos de deformação encontradas no processamento de polímeros: (a) cisalhamento e (b) elongacional.

Fonte: Adaptado de Rauwendaal (2014).

A taxa de cisalhamento ($\dot{\gamma}$) é definida na Equação 31 como a variação da deformação de cisalhamento com o tempo, sendo um dos parâmetros mais importantes para descrever quantitativamente o processamento de polímeros fundidos (RAUWENDAAL, 2014).

$$\dot{\gamma}_{xy} = \frac{d\gamma_{xy}}{dt} = \frac{dv_x}{dy} \quad (31)$$

Se a tensão desenvolvida quando um elemento de fluido é cisalhado é proporcional à taxa de cisalhamento, a constante de proporcionalidade é chamada viscosidade Newtoniana (μ) e representa a resistência do material ao fluxo (BRETAS; D'ÁVILA, 2005). A Equação 32 relaciona a tensão e taxa de cisalhamento para os fluidos Newtonianos:

$$\tau_{xy} = \mu \cdot \dot{\gamma}_{xy} \quad (32)$$

Em geral, o comportamento reológico dos polímeros fundidos não obedece à Equação 32. Na maioria das vezes, a viscosidade diminui com a taxa de cisalhamento (η) e o chamado comportamento pseudoplástico pode ser modelado de acordo com a Lei das Potências, Equação 33:

$$\eta = m \cdot \dot{\gamma}^{n-1} \quad (33)$$

Em que m e n são conhecidos, respectivamente, como consistência e índice da Lei das Potências (BRETAS; D'ÁVILA, 2005). Para o comportamento pseudoplástico, $n < 1$ e a equação reológica de estado pode ser escrita por meio da Equação 34:

$$\tau_{xy} = \eta \cdot \dot{\gamma}_{xy} = m \cdot \dot{\gamma}_{xy}^n \quad (34)$$

A Figura 23 ilustra uma curva típica de viscosidade *versus* taxa de cisalhamento para um polímero fundido a uma dada temperatura. Quando a taxa de cisalhamento é muito baixa ou muito alta, a viscosidade tende a ser constante, formando os chamados patamares Newtonianos. A Equação 34, no entanto, é limitada apenas à região entre os patamares Newtonianos (BRETAS; D'ÁVILA, 2005).

Figura 23: Curva típica de viscosidade versus taxa de cisalhamento para um polímero fundido.

Fonte: Adaptado de Kohlgrüber (2008).

Um dos modelos mais apropriados para descrever o comportamento reológico de um polímero pseudoplástico é o modelo de Cross, que é representado pela Equação 35 (CARVALHO et al., 2009):

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0 \cdot \dot{\gamma}}{\tau^*} \right)^{1-n}} \quad (35)$$

Em que τ^* é a tensão na qual ocorre a transição entre o primeiro patamar Newtoniano e a região da Lei das Potências e η_0 é a viscosidade à taxa de cisalhamento zero. Usualmente, denomina-se o tempo de relaxação como $\lambda = \eta_0 / \tau^*$ (BRETAS; D'ÁVILA, 2005; CARVALHO et al., 2009). Mais abrangente, o modelo modificado de Cross-WLF considera o efeito da temperatura e pressão em η_0 , conforme Equação 36, e também

descreve o comportamento reológico na região não-Newtoniana.

$$\eta_0(T, p) = D_1 \cdot \exp \left[-\frac{A_1(T - T^*)}{A_2 + (T - T^*)} \right] \quad (36)$$

Onde $T^* = D_2 + D_3 \cdot p$, $A_2 = \overline{A_2} + D_3 \cdot p$ e T^* tem o valor da temperatura de transição vítrea (T_g). D_2 corresponde à T_g em baixas pressões (~ 1 atm) e D_3 representa a pressão linear dependente de $T^*(p)$. Uma vez que além de η_0 , os coeficientes n e λ também podem ser escritos na forma de equações exponenciais em função de $1/(T + 273)$, a [Equação 36](#) pode ser reescrita na [Equação 37](#):

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = \frac{C_{1,\eta_0} \cdot \exp \left(\frac{C_{2,\eta_0}}{T+273} \right)}{1 + \left\{ \left[C_{1,\lambda} \cdot \exp \left(\frac{C_{2,\lambda}}{T+273} \right) \right] \dot{\gamma} \right\} \left\{ 1 - \left[C_{1,n} \cdot \exp \left(\frac{C_{2,n}}{T+273} \right) \right] \right\}} \quad (37)$$

Em que C_1 e C_2 são constantes adimensionais. Desse modo, a [Equação 37](#) pode ser usada para determinar a viscosidade de um polímero termoplástico em qualquer taxa de cisalhamento e temperatura ([CARVALHO et al., 2009](#)).

A viscosidade também pode ser determinada experimentalmente com auxílio de reômetro rotacional ou capilar, a partir dos chamados métodos de reometria absoluta que empregam condições específicas com relação à geometria dos instrumentos e ao processo de ensaio. Algumas vezes, entretanto, é mais interessante simular condições reais de processamento a fim de investigar o torque resistente desenvolvido pelo material à medida que é efetivamente misturado, existindo para tanto métodos de reometria relativa que utilizam equipamentos especialmente projetados, como é o caso dos reômetros de torque ([SCHRAMM, 1994](#)).

A [Figura 24](#) mostra a seção de um misturador de laboratório utilizado em reômetros de torque. Nesse tipo de equipamento, dois rotores paralelos posicionados a certa distância entre si giram em sentidos contrários (contrarrotativos), geralmente de acordo com uma razão de 3:1. Os rotores, que podem ser do tipo *roller*, Banbury ou sigma, são controladamente aquecidos juntamente com a câmara onde se inserem ([SCHRAMM, 1994](#)).

As taxas de cisalhamento desenvolvidas nos rotores podem ser calculadas utilizando as folgas máxima (y_2) e mínima (y_1) entre os rotores e a câmara, juntamente com as velocidades tangenciais (v_1 e v_2) desenvolvidas em cada raio dos rotores, para o raio maior (r_1) e menor (r_2), respectivamente, que se relacionam com a velocidade de rotação do rotor à esquerda (N_1) e do rotor à direita (N_2), considerando ($3 \cdot N_1 = 2 \cdot N_2$) e de acordo com as [Equações 38 e 39](#), para o rotor à esquerda, e [40 e 41](#), para o rotor à direita, ([SCHRAMM,](#)

Figura 24: Seção transversal de um misturador de laboratório usado em reômetros de torque, definindo suas principais dimensões.

Fonte: Adaptado de [SCHRAMM \(1994\)](#).

[1994](#)).

$$\dot{\gamma}_1 = \frac{2 \cdot \pi \cdot r_1 \cdot \frac{N_1}{60}}{y_1} \quad (38)$$

$$\dot{\gamma}_2 = \frac{2 \cdot \pi \cdot r_2 \cdot \frac{N_1}{60}}{y_2} \quad (39)$$

$$\dot{\gamma}_3 = \frac{2 \cdot \pi \cdot r_1 \cdot \frac{N_2}{60}}{y_1} \quad (40)$$

$$\dot{\gamma}_4 = \frac{2 \cdot \pi \cdot r_2 \cdot \frac{N_2}{60}}{y_2} \quad (41)$$

Por meio de sensores de torque, o equipamento registra o torque resistente médio desenvolvido pelo material, assumindo uma taxa de cisalhamento média entre os rotores. O torque é geralmente registrado em função do tempo em gráficos denominados reogramas. É importante salientar que este tipo de ensaio deve ser utilizado apenas para avaliar a processabilidade do material nas condições definidas, não sendo apropriado para determinar a viscosidade absoluta, uma vez que a taxa de cisalhamento utilizada pelos sensores para calcular o torque resistente não é exata e as condições do ensaio não são ideais ([SCHRAMM, 1994](#)).

2.6 Tendências no desenvolvimento de materiais e equipamentos para MA

Caracterizada como um conjunto de tecnologias que possibilitam a criação de objetos a partir de uma abordagem *bottom-up*, a MA tem recebido crescente importância nos últimos anos não só por possibilitar a estruturação de formas geométricas complexas, como também por permitir a customização de produtos, redução de custos e tempos de manufatura e por possibilitar a democratização da produção (IVANOVA; WILLIAMS; CAMPBELL, 2013; GAO et al., 2015)

De uma forma mais detalhada, os processos de MA depositam, unem e/ou transformam elementos volumétricos básicos de matéria-prima, chamados *voxels*, para gerar um objeto final, definindo assim a geometria do objeto e as propriedades do material. O formato e tamanho de cada *voxel*, bem como a adesão final entre eles, são determinados pela(s) matéria(s)-prima(s), pelo equipamento de manufatura e pelos parâmetros de processo. A geometria geral do objeto, por sua vez, é determinada pela trajetória da ferramenta, pelos padrões de projeção ou por uma combinação destes fatores (THOMPSON et al., 2016).

Os processos aditivos apresentam também fluxos de dados digitais que geram as instruções necessárias para o funcionamento das máquinas de MA. Tais dados devem ser fornecidos sob a forma de modelos digitais (volumétricos ou de superfícies) obtidos por meio de modelagem de sólidos, técnicas de metrologia ou reconstrução de imagem. Cada processo ou técnica apresenta princípios de operação, características de produção e tipos de materiais compatíveis distintos. Entretanto, para todos os processos, o modelo digital deve ser inicialmente fatiado de modo que suas respectivas seções transversais possam ser reproduzidas fisicamente (THOMPSON et al., 2016).

No caso das tecnologias de MA por extrusão de material (ME3DP), a matéria-prima geralmente é fornecida no estado sólido, podendo ser na forma de filamento ou pó. O modelo mais explorado comercialmente é conhecido como processo FDM e utiliza materiais sob a forma de filamentos que são alimentados com auxílio de um par de rolos tratores a uma câmara aquecida, responsável por amolecer o material. Na entrada da câmara, a porção sólida do filamento age como um pistão forçando a massa fundida através de um bocal responsável por depositar o material sobre um substrato (TURNER; STRONG; GOLD, 2014; ROCHA et al., 2014; SINGH; RAMAKRISHNA; SINGH, 2017).

O chamado cabeçote de extrusão FDM mostrado na Figura 25 compreende basicamente o par de rolos tratores, a câmara de aquecimento e o bocal de impressão, sendo todo o conjunto geralmente movimentado no plano horizontal (x-y) para impressão de uma camada com geometria equivalente à seção transversal do objeto em construção, enquanto o substrato se movimenta na direção z, permitindo a geração de geometrias tridimensionais complexas camada por camada (SINGH; RAMAKRISHNA; SINGH, 2017).

Os filamentos de impressão são geralmente polímeros termoplásticos, como o ABS

Figura 25: Esquema do cabeçote de impressão 3D usado na tecnologia FDM.

Fonte: Adaptado de [Singh, Ramakrishna e Singh \(2017\)](#).

e o PLA, preferencialmente amorfos, que devem ser aquecidos até atingir um estado viscoso para extrusão de linhas que mantenham forma e altura, determinando a precisão do processo ([SINGH; RAMAKRISHNA; SINGH, 2017](#)). Devido à limitação de materiais, diversas pesquisas podem ser encontradas visando utilizar novas matérias-primas e assim mitigar problemas inerentes à impressão 3D, obter componentes de maior resistência mecânica e que possam compor dispositivos multifuncionais, por exemplo, para expandir a aplicabilidade da tecnologia FDM ([ROBERSON et al., 2014](#)).

[Roberson et al. \(2014\)](#) demonstraram o desenvolvimento de novos materiais visando aplicações específicas para sistemas eletromagnéticos e eletromecânicos, aplicações em ambientes severos e melhoria do próprio processo de impressão 3D através da criação de compósitos de matriz polimérica e blendas poliméricas compatíveis com impressoras por extrusão de material (ME3DP). Para tanto, foram misturados polímeros tipicamente utilizados na impressão 3D (ABS e PC) com TiO_2 em pó, visando aumentar a permissividade elétrica do composto; com nanobastões de ZnO, para criação de um material menos susceptível à degradação termomecânica; tungstênio em pó, para obtenção de componentes capazes de bloquear raios-X.

Além disso, blendas de ABS/SEBS foram desenvolvidas buscando aumentar as propriedades elastoméricas do ABS, bem como blendas de ABS/SEBS/UHMWPE, a fim de aumentar a tenacidade do material mantendo a facilidade de impressão e baixa temperatura de processamento do ABS e SEBS. Em todos os casos, os componentes foram combinados utilizando extrusora/composteira dupla-rosca (modelo ZK 25T, Dr Collin® GmbH, Ebersberg, Alemanha) com matriz projetada para fabricar filamentos de 1,75 mm

de diâmetro (ROCHA et al., 2014; ROBERSON et al., 2014).

De acordo com Rocha et al. (2014), a grande vantagem das blendas está na possibilidade de usar de materiais de impressão 3D já conhecidos para desenvolver novos materiais também compatíveis com os processos além de poder utilizar extrusoras de pequeno porte voltadas para realizar a mistura dos materiais. O sucesso do ABS, cujos comonômeros estão representado na Figura 26, para aplicações em MA pode estar relacionado com a facilidade da acrilonitrila em formar ligações polares entre as cadeias, produzindo um material mais resistente, e com a resiliência mecânica do butadieno.

Figura 26: Estrutura química dos comonômeros do ABS.

Fonte: Adaptado de Canevarolo (2010).

A escolha do UHMWPE (polietileno de ultra alto peso molecular) está relacionada com sua elevada tenacidade, resistência ao desgaste, abrasão e resistência ao impacto. Entretanto, devido à alta viscosidade no estado fundido, o UHMWPE não é compatível com equipamentos de extrusão. Para balancear as propriedades do UHMWPE, foi escolhido o elastômero SEBS (copolímero estireno-etileno-butileno-estireno), que apresenta baixa viscosidade de fundido, temperatura de processamento e distorção durante extrusão, além de elevada resistência ao impacto e alongação sob fratura (ROCHA et al., 2014).

Torrado et al. (2015) caracterizaram o efeito da aditivção de ABS na anisotropia das propriedades mecânicas de corpos de prova fabricados via impressão 3D. A Tabela 2 lista os sistemas de materiais desenvolvidos, que também foram processados utilizando extrusora/composteira dupla-rosca (modelo ZK 25T, Dr Collin® GmbH, Ebersberg, Alemanha), sendo posteriormente empregados na impressão 3D de corpos-de-prova de tração com auxílio de uma MakerBot Replicator®, variando a orientação de construção de acordo com a Figura 27.

Entre os resultados obtidos, a blenda ternária ABS/UHMWPE/SEBS mostrou-se a mais promissora, exibindo diminuição na anisotropia de propriedades mecânicas em termos de limite de resistência à tração (UTS) em uma diferença de $22 \pm 2,07\%$ entre as direções XYZ e ZXY para amostras da blenda ternária de ABS/SEBS/UHMWPE (75:25:10) em comparação com $47 \pm 7,23\%$ para amostras de ABS puro (TORRADO et al., 2015).

De acordo com (ROCHA et al., 2014), a utilização de blendas entre ABS e outros

Tabela 2: Sistemas de materiais desenvolvidos para avaliação das propriedades mecânicas de impressões 3D. Adaptado de [Torrado et al. \(2015\)](#).

COMPÓSITOS DE MATRIZ POLIMÉRICA		BLENDAS	
95% ABS	5% Juta	ABS/SEBS	95:5
95% ABS	5% TiO_2	ABS/SEBS	80:20
98% ABS	2% ZnO	ABS/UHMWPE/SEBS	75:25:10
95% ABS	5% $SrTiO_3$	ABS/UHMWPE/SEBS	90:10:10
95% ABS	5% Al_2O_3		

Figura 27: Representação das direções XYZ e ZXY de impressão dos corpos de prova, mostrando a orientação de varredura (hachuras).

Fonte: [Torrado et al. \(2015\)](#).

polímeros para impressão 3D interfere no modo de falha das peças. Quanto mais propenso ao fluxo é o polímero misturado ao ABS, maior será a capacidade da blenda de produzir partes com uma microestrutura mais homogênea, visto que o material depositado se acomoda mais facilmente, melhorando a adesão entre as camadas da impressão e produzindo menos espaços vazios entre uma camada e outra. Assim, o modo de falha é alterado gerando menor anisotropia, por ser menos dependente do processo de impressão e mais dependente das propriedades do material em si.

Além disso, avanços significativos no desenvolvimento de materiais que permitem a combinação da MA com outras técnicas que possibilitam a criação de estruturas funcionais em duas ou três dimensões, têm sido uma das forças motrizes para a evolução do status da MA de uma ferramenta de criação rápida de modelos tridimensionais para sistemas híbridos capazes de fabricar dispositivos multifuncionais ([ROBERSON et al., 2014](#)).

Existem diversas definições para manufatura híbrida, incluindo “combinação de diferentes processos de manufatura”, “dois ou mais processos diferentes de remoção de material”, etc. Em 2010, o CIRP (*College International pour la Recherche en Productique*) sugeriu duas definições diferentes para processos de manufatura híbrida, uma mais aberta: “combinação de dois ou mais processos de manufatura estabelecidos em um novo sistema” e uma outra mais fechada: “uso de diferentes princípios de processamento em uma mesma

zona de processamento” (CHU et al., 2014).

Exemplos de implementação da MA em conjunção com outras abordagens de manufatura são fornecidos por (CHU et al., 2014), onde o efeito sinérgico da combinação de processos aditivos e subtrativos, por exemplo, permite a obtenção de peças funcionais ou com formato complexo. Nesses sistemas, nanocompósitos ou polímeros convencionais são depositados sendo que sua superfície é posteriormente melhorada com auxílio de microusinagem. A Universidade Nacional de Seul, por exemplo, obteve sucesso utilizando nanocompósitos de matriz polimérica com nanopartículas funcionais para fabricação de um estribo, incluindo nanotubos de carbono de paredes múltiplas e hidroxiapatita que foram misturados em um misturador de alto cisalhamento.

O desenvolvimento de novos cabeçotes que possibilitem a utilização de diferentes materiais em seus formatos diversos para impressão 3D também tem sido uma área de crescente interesse entre os pesquisadores. Com o objetivo de utilizar a MA na fabricação de peças cerâmicas e multicomponentes bem como evitar etapas intermediárias para fabricação dos filamentos usados na tecnologia FDM, Bellini, Shor e Guceri (2005) desenvolveram um cabeçote de deposição, mostrado na Figura 28 (a), com miniextrusora (Figura 28 (b)), que pode ser alimentado diretamente com granulados de pós cerâmicos (PZT, titanato zirconato de chumbo) e ligantes à base de poliolefinas.

Figura 28: Cabeçote de deposição de material por miniextrusão. (a) Montagem do conjunto (b) Detalhe da rosca extrusora.

Fonte: Adaptado de Bellini, Shor e Guceri (2005).

Ragaert et al. (2010) desenvolveram um cabeçote microextrusor para utilização de polímeros biodegradáveis como o PLA, PCL (policaprolactona) e PGA (poliácido glicólico) com o objetivo de imprimir *scaffolds* para aplicações em engenharia tecidual. A solução proposta, mostrada na Figura 29, apresenta um silo para entrada do material granulado ou em pó, que é então aquecido até fundir e direcionado por um canal pressurizado, chegando a uma rosca transportadora que leva o fundido até uma agulha responsável por depositar

filamentos com diâmetro entre 100 e 500 μm .

Figura 29: Cabeçote de microestrusão, indicando o caminho do material desde sua entrada no estado sólido, passando pela câmara de aquecimento e saindo pela agulha extrusora.

Fonte: Adaptado de [Ragaert et al. \(2010\)](#).

[Cheng et al. \(2011\)](#) demonstram a aplicação da teoria de extrusão de polímeros no projeto de um novo cabeçote com monorroscas extrusoras, tendo como objetivo melhorar a qualidade dos objetos fabricados por ME3DP. O diâmetro de 12 mm da rosca foi calculado com base em uma vazão total de 0,5 cm³/s, com razão L/D igual a 7,2 e comprimento total dividido em zona de alimentação, compressão e dosagem.

A partir da [Figura 30](#), é possível identificar no cabeçote características como alimentação lateral, rosca com passo constante e profundidade de canal decrescente em direção à matriz. O artigo descrito não menciona, entretanto, o tipo de material a ser processado ou o formato em que é alimentado à extrusora, tampouco revela se algum tipo de protótipo foi construído e se o cabeçote desempenha efetivamente sua função.

Mais recentemente, [INFORÇATTI NETO \(2013\)](#) e [Freitas \(2014\)](#) descreveram o projeto de um cabeçote para impressão 3D também baseado no processo de extrusão por rosca simples, em que o objetivo principal é permitir o processamento de pequenas quantidades de polímero em pó (30 a 40 gramas) para o desenvolvimento de novos materiais, especialmente biocompósitos com aplicação potencial em engenharia tecidual.

A solução construtiva mostrada na [Figura 31](#) apresenta rosca de passo constante, com diâmetro máximo de 7 mm, comprimento de 171,30 mm e profundidade de canal decrescente em direção à matriz. A alimentação de material é realizada por gravidade com auxílio de um rastelo para evitar aglomeração dos pós, sendo a entrada localizada na região superior da rosca.

Figura 30: Projeto de cabeçote de impressão 3D baseado em extrusão monorrosca.

Fonte: Adaptado de [Cheng et al. \(2011\)](#).

Figura 31: Solução construtiva do cabeçote de extrusão rosca simples.

Fonte: Adaptado de [INFORÇATTI NETO \(2013\)](#).

Com o protótipo funcional construído, foi possível processar, dentre outros materiais, uma mistura de PCL e β -TCP (fosfato tricálcico) (10% a 30% em peso) para fabricação de *scaffolds* microporosos. Apesar de exibir alguma aglomeração, possivelmente devido à capacidade limitada de mistura da extrusora rosca simples, a presença do β -TCP melhorou as propriedades mecânicas dos *scaffolds*, que também apresentaram morfologia favorável para utilização no crescimento de ossos ([DÁVILA et al., 2015](#)).

3 ESTUDO DA VIABILIDADE TÉCNICA

Este capítulo apresenta um estudo sobre a viabilidade técnica do projeto de um cabeçote de impressão 3D baseado no processo de extrusão dupla-rosca. A proposta de desenvolver um cabeçote capaz de estruturar objetos tridimensionais diretamente a partir da mistura de pequenas quantidades de matéria-prima na forma de pó foi elaborada com base do contexto dos laboratórios de pesquisa que empregam materiais com alta tecnologia aplicada, que desenvolvem atividades na área de engenharia tecidual ou que empregam tecnologias de MA utilizando polímeros em pó e não possuem meios para reaproveitamento das matérias-primas que normalmente apresentam alto custo.

3.1 Definição do problema

Como mencionado, este trabalho toma como base os resultados do projeto informacional de [INFORÇATTI NETO \(2013\)](#), que identificou por meio da ferramenta QFD (*Quality Function Deployment* - Desdobramento da Função Qualidade) os principais requisitos no desenvolvimento de um equipamento de MA voltado para biofabricação. Mais de 50 usuários desse tipo de tecnologia foram entrevistados e dentre as principais demandas relacionadas com a matéria-prima pode-se destacar o grande interesse em processar pequenas quantidades de material em pó, devido sua facilidade de obtenção nos centros de pesquisa.

Outros requisitos importantes também foram identificados, incluindo a necessidade de um equipamento intercambiável, processo flexível, de fácil operação e também robusto frente aos diferentes materiais e tarefas de processamento ([INFORÇATTI NETO, 2013](#)). A busca por soluções que atendessem tais requisitos foi realizada durante o projeto conceitual com auxílio do método de análise morfológica, conforme a [Figura 32](#).

O conceito final foi posteriormente pré-dimensionado por [Freitas \(2014\)](#) e construído por [INFORÇATTI NETO \(2013\)](#), gerando um equipamento que tem sido bastante utilizado por grupos de pesquisa da Universidade Estadual de Campinas e da Universidade de São Paulo para o processamento de biopolímeros reforçados com cerâmicas e fabricação direta de *scaffolds*.

Dentre os resultados obtidos com a miniextrusora, a caracterização da estrutura de *scaffolds* fabricados a partir de PCL em pó (tamanho de partícula de até 500 μm) reforçado com β -TCP (tamanho médio de partícula de 8 μm) por microtomografia computadorizada revelou a presença de aglomerações de β -TCP, o que geralmente atua como concentradores de tensão implicando em menor resistência mecânica ([DÁVILA et al., 2015](#)).

Tendo em vista a rosca dimensionada por [Freitas \(2014\)](#), nota-se que apesar de

Figura 32: Matriz morfológica elaborada para o equipamento de MA voltado para biofabricação, com setas indicando a configuração escolhida.

Parâmetros do Projeto	Soluções			
Estado do material de entrada	Sólido	Fundido	Pallets	Pó
Acionamento	Servo-motor	Motor DC	Motor de passo	
Estrutura	Fixa	Intercambiável		
Fixação	Adesivada	Parafusada	Soldada	
Rosca	Dupla	Simplex		
Bico de Extrusão	Fixo	Intercambiável		
Alimentação de material	Pneumática	Gravidade	Metálica	
Matéria-Prima	Cerâmica	Polimérica	Metálica	
Mecanismo de aquecimento	Resistência Elétrica	Peltier	Fluído	
Material da rosca	Liga de Titânio	Aço Inox	Cerâmica	

Fonte: INFORÇATTI NETO (2013).

proporcionar alguma mistura distributiva por meio da divisão de fluxos nas arestas dos filetes e pela movimentação do material nos canais devido aos fluxos de cisalhamento e contrapressão, a geometria não proporciona a passagem de grandes quantidades de material através de canais menos profundos e mais largos que geram os fluxos altamente cisalhantes e elongacionais mais apropriados para mistura dispersiva. Ainda, outros problemas têm sido relatados no uso da miniextrusora rosca simples, como a existência de bolhas e interrupções do fluxo de saída.

Desse modo, o presente projeto tem como requisitos básicos desenvolver uma solução de MA que apresente **alta capacidade de mistura distributiva e dispersiva, vazão de saída menos afetada por inconsistências na alimentação de material, que processe pequenas quantidades de matéria-prima em pó** e que apresente as **dimensões e configuração adequadas para movimentação e deposição controlada de material**.

3.2 Projeto conceitual

Dados os requisitos básicos, a proposta visa combinar as vantagens do processo de extrusão dupla-rosca com a capacidade de construir objetos tridimensionais aditivamente por meio da tecnologia FDM. A Figura 33 apresenta um esboço preliminar da configuração

do cabeçote em estudo.

Figura 33: Esboço do conceito de cabeçote de impressão baseado no processo de extrusão por dupla-roscas.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Em razão da dificuldade em modelar o processo mesmo nas extrusoras dupla-roscas industriais, a configuração das roscas foi baseada em um arranjo básico para mistura, fornecido por [Kohlgrüber \(2008\)](#), que envolve cinco zonas, como mostrado na [Figura 34](#). Considerando futuros ajustes do processo, o princípio de projeto modular foi mantido para as roscas.

Para a zona de alimentação e considerando a restrição de comprimento das roscas, o passo do elemento foi escolhido como 1,5DE com o objetivo de transportar rapidamente produto alimentado. Para a zona de transporte de sólidos, a configuração inclui dois

Figura 34: Configuração de rosca básica para mistura.

Fonte: Elaborado pelo autor.

elementos de passo 1DE, para iniciar a compressão do material com o objetivo de aumentar o cisalhamento e gerar calor necessário para a fusão.

Na primeira zona de mistura, a configuração inclui blocos de malaxagem com 8 discos mais largos (3,5 mm) defasados de 45° em rosca direita, visando mistura dispersiva. Na segunda zona de mistura, pretende-se utilizar blocos de malaxagem com 12 discos mais estreitos (2 mm), defasados de 45° e com rosca esquerda, para promover mistura distributiva e aumento de pressão. Por fim, para a zona de dosagem, pretende-se utilizar três elementos de transporte com passo reduzido (0,5DE) para promover aumento de pressão e maior consistência no produto.

A princípio, a extrusora apresentará apenas uma porta de alimentação, situada na parte superior das roscas. Por simplicidade, todos os elementos serão baseados no perfil de dois filetes. Para poupar peso, o barril será contínuo e a matriz consistirá em um conjunto que direcione suavemente o fluxo a partir da seção do barril na extremidade inferior das roscas para uma saída onde é possível rosquear um bocal de bronze facilmente encontrado para cabeçotes de impressoras FDM.

Além da extrusora em si, o cabeçote de impressão deverá apresentar também motor de passo e um sistema de redução e/ou transmissão, que permita a redução da velocidade de saída do motor e transmissão para os dois eixos-árvore responsáveis por movimentar as roscas no mesmo sentido e com a mesma velocidade. Todo o conjunto será fixado em uma placa que permita o fácil posicionamento do equipamento em uma plataforma de impressão 3D aberta.

3.3 Projeto preliminar

Todo projeto apresenta restrições iniciais. Se por um lado as restrições e suas interações diminuem a liberdade do projetista, por outro fornecem as condições primárias que permitirão as sucessivas definições do sistema. A [Figura 35](#) apresenta uma abordagem

sistemática para as tarefas relacionadas com o pré-dimensionamento dos componentes principais do subsistema barril/dupla-rosca, os resultados esperados e possíveis interações.

Figura 35: Abordagem sistemática proposta para a etapa de projeto preliminar do subsistema barril/dupla-rosca.

Fonte: Elaborado pelo autor.

3.3.1 Restrições mecânicas iniciais

Uma das restrições iniciais está relacionada com o tipo de motor utilizado para acionar a extrusora. Os motores de passo são os mais indicados por serem de fácil controle e pelo bom compromisso entre volume, peso e torque fornecido. Freitas (2014) dimensionou a miniextrusora rosca simples considerando um motor NEMA 23, com torque aplicado na rosca de 20 N.m e rotação de 20 rpm.

A experiência de uso da miniextrusora tem mostrado que o sistema foi superdimensionado, uma vez que a rotação empregada não passa de 10 rpm e o torque efetivamente aplicado na rosca é muito menor do que o calculado. Para este projeto, será considerado um motor NEMA 17, alimentado a 24V em corrente direta e 1,1 A, com curva de torque versus velocidade mostrada na Figura 36.

Figura 36: Curva torque versus velocidade para motor de passo NEMA 17.

Fonte: Adaptado de [NATIONAL INSTRUMENTS \(2014\)](#).

A potência desenvolvida pelo motor girando o eixo a 1000 rpm é baseada na Equação 42 e será:

$$Pot = T \cdot 2\pi \cdot N \quad (42)$$

$$Pot = 0,1 N.m \cdot 2\pi \cdot \frac{1000}{60s}$$

$$Pot = 10,47W$$

Assim, se for considerada uma velocidade de rotação de 10 rpm, o torque nominal fornecido será de:

$$T = \frac{10,47W}{2\pi \cdot \frac{10}{60s}} = 10 N.m$$

A condição básica a ser atendida pelo projeto com relação ao acionamento da extrusora é de que o eixo onde serão deslizados os elementos de rosca deve ser capaz de transmitir o torque aplicado pelo motor sem sofrer deformação plástica por cisalhamento. Considerando a tensão máxima admissível (τ_{adm}) como 80% da tensão limite de escoamento do aço AISI 4340 normalizado a 870°C ([CALLISTER; RETHWISCH, 2007](#)), o diâmetro

mínimo do eixo (D_{eixo}) pode ser calculado, de acordo com Beer, Johnston e Mazurek (2015), pela Equação 43:

$$\tau_{adm} = \frac{16T}{\pi \cdot D_{eixo}^3} \quad (43)$$

$$0,8 \cdot 862 MPa = \frac{16 \cdot 10 N.m}{\pi \cdot D_{eixo}^3}$$

$$D_{eixo} = 4,19 mm$$

3.3.2 Perfil autolimpante sem folgas

O volume do cabeçote deve ser observado em função do espaço reduzido disponível para sua movimentação na plataforma de impressão 3D. Tomando como referência Freitas (2014), foi estimado um volume máximo em torno de 100x100x200 mm. A interação entre o volume do cabeçote e a facilidade de manufatura constitui uma típica contradição técnica de projeto, uma vez que a miniaturização de um sistema geralmente implica em maior dificuldade de fabricação.

O diâmetro externo (DE) da rosca foi inicialmente estimado como sendo 12 mm no máximo para o perfil autolimpante sem folgas (*fully wiped*). A prática de projeto indica que este valor já é bastante reduzido, de modo que o diâmetro interno da rosca não deve ser muito menor, caso contrário, a resistência mecânica da seção será muito baixa. Lembrando a que a relação A/DE deve ser no mínimo 0,707 para o perfil de dois filetes e que o valor de A determina o diâmetro interno, pode-se estabelecer:

$$A/DE = 0,85 \therefore A = 10,2 mm$$

$$DI = 2A - DE \therefore DI = 8,4 mm$$

Com os primeiros parâmetros geométricos definidos e utilizando o algoritmo fornecido por Kohlgrüber (2008) é possível estabelecer a geometria preliminar. A Figura 37 informa as dimensões do perfil autolimpante.

3.3.3 Verificação operacional

Definidos os parâmetros geométricos iniciais, é possível estimar alguns parâmetros operacionais e depois calcular a geometria da rosca com folgas. A capacidade de transporte dos elementos de rosca depende da área livre do perfil autolimpante. Como visto no gráfico da Figura 14, a área livre está relacionada com a relação A/DE. Assim, tendo estabelecido A/DE=0,8, a área livre pode ser calculada:

Figura 37: Geometria preliminar das roscas duplas de perfil autolimpante.

Fonte: Elaborado pelo autor.

$$\frac{A_{livre}}{DE^2} \cong 0,46$$

$$\therefore A_{livre} \cong 66,24mm^2$$

Considerando a rotação de 10 rpm, uma extrusora composta apenas por elementos de rosca de passo igual ao diâmetro é capaz de transportar o seguinte volume de material:

$$\dot{V}_{real} = 0,5 \cdot 0,5 \cdot \frac{10}{60s} \cdot 12mm \cdot 66,24mm^2$$

$$\dot{V}_{real} = 33,12mm^3/s$$

O material na extrusora apresenta uma distribuição de tempos de residência que depende da geometria e configuração das roscas, da razão L/DE , da velocidade das roscas e do fluxo volumétrico. O tempo de residência médio (t_{medio}) é definido em [Giles, Wagner e Mount-III \(2004\)](#) como a relação entre o volume livre da extrusora e a vazão volumétrica por unidade de tempo, dada pela [Equação 44](#):

$$t_{medio} = V_{livre}/\dot{V} \quad (44)$$

$$t_{medio} = \frac{A_{livre} \cdot L}{\dot{V}} = \frac{66,24mm^2 \cdot 120mm}{33,12mm^3/s}$$

$$t_{medio} = 240s = 4min$$

O atrito e a deformação plástica dos grânulos individuais nas paredes das roscas e do barril e entre os grânulos entre si produz o calor que causa a fusão ([KOHLGRÜBER, 2008](#)). Com a potência dos eixos e a vazão mássica, é possível utilizar a [Equação 45](#)

para calcular a energia específica aplicada (e) e o aquecimento viscoso médio do produto na extrusora, sem considerar a matriz. Sendo a densidade do ABS $\rho_{ABS}=1,03 \text{ g/cm}^3$, a eficiência do processo $\varepsilon_{ef}=0,76$ e o calor específico à volume constante $c_v=2 \text{ kJ/kg.K}$ (valor típico para polímeros):

$$e = \frac{T \cdot 2\pi \cdot N \cdot \varepsilon_{ef}}{\dot{V} \cdot \rho} \quad (45)$$

$$\begin{aligned} e &= \frac{10 \text{ N.m} \cdot 2\pi \cdot \frac{10}{60 \text{ s}} \cdot 0,76}{33,12 \cdot 10^{-9} \frac{\text{m}^3}{\text{s}} \cdot 1,03 \cdot 10^3 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}} \\ e &= 233,29 \text{ kW.s/kg} = 0,06 \text{ kW.h/kg} \\ \frac{e}{c_v} &= \frac{233,29 \text{ kW.s/kg}}{2 \text{ kJ/kg.K}} = 116,64 \text{ K} \end{aligned}$$

O cálculo de aquecimento viscoso mostra que será necessário o uso de resistências elétricas na zona de mistura para auxiliar na fusão do material. Considerando a temperatura de entrada do material de 25°C e a temperatura de processamento de 240°C , a miniextrusora gera até 60% do calor necessário, sendo o restante obtido por meio do uso de aquecedores externos posicionados ao longo do barril.

3.3.4 Determinação da geometria com folgas

As variáveis para determinar o perfil com folgas foram obtidas por meio do método de deslocamento ortogonal descrito pelas Equações 13 a 22. Para tanto, foi implementada uma rotina no MatLab® que fornece o contorno do perfil, exemplo na Figura 38, e as variáveis necessárias para sua construção desde que sejam informados o diâmetro do barril (DG), a distância entre centros (A), o número de filetes (Z), o passo (P) e as folgas entre roscas (s) e entre rosca e barril (δ). O código encontra-se transcrito no Apêndice A.

Os parâmetros de entrada e de saída para construção dos elementos de transporte estão listados na Tabela 3. Com os parâmetros listados, é possível descrever completamente o perfil para cada elemento de transporte considerando as folgas, conforme o Apêndice B. O perfil dos discos de malaxagem segue a geometria do elemento de transporte 12/24, conforme o Apêndice C. A Figura 39 apresenta os elementos de rosca montados nos eixos, com o barril em corte e algumas dimensões do subsistema.

3.3.5 Verificação mecânica

O material a ser processado também é considerado uma restrição inicial na medida em que diferentes sistemas poliméricos apresentam comportamento reológico diverso, o que implica em maior ou menor viscosidade. Assim, sob o ponto de vista puramente mecânico, o torque transmitido à extrusora deve ser maior que a força resistente do polímero fundido

Figura 38: Exemplo de resultado da rotina criada para calcular as variáveis geométricas do perfil com folgas, mostrando a curva do flanco da seção longitudinal da rosca.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 39: Modelo geométrico dos elementos de rosca montados nos eixos, com barril em corte.

Fonte: Elaborado pelo autor

exercida nas roscas. O problema pode ser simplifiadamente modelado como o caso de um eixo girando em meio a um fluido confinado em um cilindro, situação da [Figura 40](#).

Uma vez que a superfície interna se move com relação à externa, o material será submetido a um fluxo de arraste e deverá cisalhar, com taxa de cisalhamento correspondente

Tabela 3: Parâmetros de entrada e de saída da rotina MatLab®.

	Parâmetros de entrada		Parâmetros de saída	
Constantes	DG	12,2mm	DA	11,8mm
	Z	2		
	A	10,2mm		
	s	0,2mm	DK	8,2mm
	δ	0,2mm		
Variáveis	Elemento 18/18			
	P	17,7mm	KW1	12,75°
			FW1	70,41°
			KB1	0,11mm
	Elemento 12/24			
	P	11,8mm	KW1	15,07°
			FW1	69,25°
			KB1	0,20mm
	Elemento 6/18			
	P	5,9mm	KW1	19,9°
			FW1	66,84°
			KB1	0,54mm

Fonte:Elaborado pelo autor.

à relação entre velocidade e distância normal da folga dada pela [Equação 46](#):

$$\dot{\gamma} \cong \frac{v_o - v_i}{R_o - R_i} = \frac{2\pi \cdot R_i \cdot N}{h} \quad (46)$$

Figura 40: Arranjo de cilindros coaxiais usado para modelar o problema de um eixo girando imerso em um fluido viscoso

Fonte: Adaptado de [Rauwendaal \(2014\)](#).

A [Equação 46](#) é válida apenas se a folga anular (h) for pequena em relação ao raio. Portanto, se a geometria e a velocidade de rotação são conhecidas, a taxa de cisalhamento pode ser determinada. Sendo a seção da rosca aproximadamente a mesma para todos os elementos posicionados no eixo, com diâmetro externo de 12 mm, folga mínima entre rosca e barril $\delta=0,2$ mm e considerando uma rotação de $N=10$ rpm, a taxa de cisalhamento será de:

$$\dot{\gamma} = \frac{2\pi \cdot 6mm \cdot \frac{10}{60s}}{0,2mm} = 31,4s^{-1}$$

A viscosidade de um polímero pode ser determinada em quaisquer taxas de cisalhamento e temperaturas utilizando a [Equação 37](#). Os valores dos coeficientes de ajuste da equação de Cross-WLF para o ABS virgem Cycolac® *grade* GPM5600 fornecidos por [Carvalho et al. \(2009\)](#) são listados na [Tabela 4](#).

Tabela 4: Constantes de ajuste para o ABS virgem da equação de Cross-WLF.

ABS virgem Cycolac ® GPM5600		
	C_1	C_2
η_0	5,259281	3845,189
λ	38571556439,9	-12505,411
n	6,431	-1378,441

Fonte: [Carvalho et al. \(2009\)](#).

Para uma taxa de cisalhamento de $31,4 s^{-1}$ e considerando o processamento à 240°C , a viscosidade estimada do ABS é de:

$$\eta(31,4s^{-1}, 240^\circ\text{C}) = 1340,6Pa.s$$

A tensão de cisalhamento e o torque resistente podem ser obtidos utilizando a [Equação 47](#), onde L representa o comprimento do eixo girante ([RAUWENDAAL, 2014](#)):

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} = \frac{T \cdot h}{4\pi^2 \cdot R_i^3 \cdot L \cdot N} \quad (47)$$

Considerando $L/D=10$, o comprimento da rosca será de 120 mm e o torque resistente estimado será de:

$$T = \frac{4\pi^2 \cdot (6mm)^3 \cdot 120mm \cdot \frac{10}{60s} \cdot 1340,6Pa.s}{0,2mm} = 1,14N.m$$

O torque resistente também foi determinado experimentalmente utilizando reômetro de torque HAAKE Rheomix 600p, com rotores do tipo *roller* para três amostras de materiais, apresentadas na [Tabela 5](#). As matérias-primas utilizadas foram ABS Cycolac® MG 47 (Sabic, Campinas, SP, BR), alumina calcinada A1000, com diâmetro médio de

partícula de $0,5 \mu\text{m}$ (SG Almatís, Campinas, SP, BR) e SEBS A1536 H (Kraton, Paulínia, SP, BR). A temperatura foi mantida em torno de 240°C e a velocidade de rotação do rotor definida foi de 10 rpm.

Tabela 5: Formulação das amostras ensaiadas no reômetro de torque.

Amostra	Formulação (%wt)	ρ (g/cm^3)	Massa (g)
1	100% ABS	1,04	52,00
2	95% ABS	1,04	56,31
	5% Al_2O_3	3,95	2,96
3	80% ABS	1,04	40,80
	20% SEBS	0,94	10,20

Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 41 mostra a câmara do reômetro aberta para limpeza após um dos ensaios realizados no Laboratório de Polímeros do DEMa - UFSCar. Conhecendo as dimensões da câmara e dos rotores, conforme o Anexo A e o Anexo B, é possível utilizar as Equações 38 a 41 para determinar as taxas de cisalhamento no ensaio:

Figura 41: Reômetro de torque mostrando a câmara aberta e os rotores com material fundido após ensaio.

Fonte: Elaborado pelo autor.

$$\dot{\gamma}_1 = \frac{2 \cdot \pi \cdot 18,42\text{mm} \cdot \frac{10}{60\text{s}}}{1,07\text{mm}} = 18,03\text{s}^{-1}$$

$$\dot{\gamma}_2 = \frac{2 \cdot \pi \cdot 11,63\text{mm} \cdot \frac{10}{60\text{s}}}{7,86\text{mm}} = 1,55\text{s}^{-1}$$

$$\dot{\gamma}_3 = \frac{2 \cdot \pi \cdot 18,42\text{mm} \cdot \frac{15}{60\text{s}}}{1,07\text{mm}} = 27,04\text{s}^{-1}$$

$$\dot{\gamma}_4 = \frac{2 \cdot \pi \cdot 11,63\text{mm} \cdot \frac{15}{60\text{s}}}{7,86\text{mm}} = 2,32\text{s}^{-1}$$

Os ensaios foram mantidos até estabilização do torque resistente registrado, e o reograma resultante é apresentado na Figura 42. Os resultados mostram torque resistente inicial elevado, devido à entrada do material no estado sólido, principalmente para a Amostra 2 reforçada com alumina. Entretanto, o torque cai rapidamente com a fusão dos polímeros, estabilizando entre 1,0 a 1,5 N.m após 12 minutos.

O comportamento das amostras corresponde ao esperado, com torque um pouco mais elevado na amostra reforçada com cerâmica (que permanece sólida durante todo o processo, o que aumenta a viscosidade da mistura) e com o torque mais baixo para a blenda entre ABS e SEBS, visto que este apresenta baixa viscosidade no estado fundido (ROCHA et al., 2014). Desse modo, com o torque fornecido à dupla-roscas (10 N.m) é possível processar ABS puro e também misturas similares às ensaiadas.

Figura 42: Reograma apresentando o torque resistente ao longo do tempo para as amostras de ABS, ABS + 5% Alumina e ABS + 5% SEBS

Fonte: Elaborado pelo autor.

Uma vez que a fixação dos elementos será feita por compressão e que o aumento da pressão na matriz também pode comprimir as roscas, os eixos estarão sujeitos à flambagem. A força máxima (F_{crit}) que pode ser aplicada em um eixo engastado livre é determinada a partir da Equação 48, fornecida por Norton (2013):

$$F_{crit} = \frac{A \cdot \pi^2 \cdot E}{4S_r^2} \quad (48)$$

Onde S_r é o índice de esbeltez do eixo, definido como a razão entre seu comprimento (L) e raio de giração (k), que é calculado como a raiz quadrada da razão entre o momento

de inércia e a área ($\sqrt{I/A}$). Com o $D_{eixo}=4,19$ mm, $E=206,7$ GPa (NORTON, 2013) e $L=120$ mm, a força crítica será:

$$k = \sqrt{\frac{(4,19mm)^2}{16}} = 1,05mm$$

$$F_{crit} = \frac{(4,19mm)^2 \cdot \pi^2 \cdot 206,7 \cdot 10^9 Pa}{4 \cdot (120mm/1,05mm)^2} = 2,15GN$$

3.3.6 Geometria da matriz

Além de dar forma ao extrudado, a matriz também é responsável por controlar a orientação molecular do polímero, que por sua vez tem grande influência nas propriedades físicas e no acabamento superficial do produto (GILES; WAGNER; MOUNT-III, 2004). Em razão da complexa interação entre geometria, campos de velocidade, pressão, gradientes de temperatura e comportamento reológico dos polímeros fundidos, é difícil modelar o que ocorre na matriz e o projeto desse tipo de componente para extrusoras ainda permanece como uma arte muito dependente da experiência prática (RAUWENDAAL, 2014).

De acordo com (RAUWENDAAL, 2014), as diretrizes básicas para o projeto de matrizes incluem evitar pontos mortos no canal, aumentar estavelmente a velocidade ao longo do canal, evitar mudanças abruptas na geometria do canal, usar ângulos de ataque pequenos e facilitar montagem e desmontagem para limpeza.

As extrusoras dupla-rosca geralmente apresentam quatro regiões entre a extremidade do barril e o orifício de saída da matriz: a primeira região consiste em uma geometria de transição entre a seção em 8 típica das extrusoras dupla-rosca e uma seção circular. Em seguida é comum posicionar uma tela para filtragem do fundido que depois será direcionado por meio de geometrias específicas, como mandris ou cruzetas (*spider legs*), chegando por fim ao canal paralelo que termina nos lábios da matriz Giles, Wagner e Mount-III (2004).

A geometria em corte e as dimensões da matriz incluindo uma adaptação entre o barril e o bocal são mostradas na Figura 43. A fixação da adaptação será feita por um conjunto de parafusos e porcas nos flanges, com utilização de uma gaxeta de vedação entre os componentes para impedir vazamentos. O bocal de impressão é intercambiável, o que significa que diferentes bocais podem ser rosqueados no canal de transição, permitindo facilmente a extrusão de diâmetros variados.

Para a matrizes simples de orifício próximo a um círculo, a pressão na saída da extrusora pode ser determinada em função da vazão volumétrica e das propriedades de fluxo do material. Já a pressão na saída da matriz é igual à pressão atmosférica. Se o diâmetro do orifício é muito menor que da extrusora ($d_o \ll DE$), as quedas de pressão na entrada podem ser estimadas analogamente ao que ocorre na reometria capilar (PEARSON, 1985).

Figura 43: Geometria em corte da matriz.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Kohlgrüber (2008) mostra que a taxa de cisalhamento na parede ($\dot{\gamma}_w$) desenvolvida por um fluido pseudoplástico através de um tubo cilíndrico pode ser calculada de acordo com a Equação 49, que se baseia na lei das potências:

$$\dot{\gamma}_w = \frac{8(3n+1) \cdot \dot{V}}{\pi \cdot n \cdot d_o^3} \quad (49)$$

Balanceando a força de cisalhamento na parede e a diferença de pressão ao longo do comprimento da matriz (L_m) é possível calcular pela Equação 50 a queda de pressão (Δp), substituindo a taxa de cisalhamento na parede pela tensão de cisalhamento (EITZLMAYR et al., 2014):

$$\Delta p = \tau_w \cdot \frac{4L_m}{d_o} = \eta(\dot{\gamma}_w) \cdot \frac{3n+1}{n} \cdot 32 \frac{\dot{V} \cdot L_m}{d_o^4 \cdot \pi} \quad (50)$$

Onde,

$$\tau_w \cdot d_o \cdot \pi \cdot L_m = \Delta p \cdot \frac{d_o^2 \cdot \pi}{4} \quad (51)$$

Utilizando o modelo desenvolvido por Eitzlmayr et al. (2014), para determinada vazão volumétrica em fluxo de pressão, a perda de pressão é obtida pela Equação 52:

$$\Delta p = \eta \cdot \frac{K_p}{DE^4} \cdot \dot{V} \cdot L_m \quad (52)$$

O parâmetro de ajuste K_p pode ser calculado por meio da [Equação 53](#):

$$K_p = \frac{3n+1}{n} \cdot \frac{32}{\pi} \cdot \left(\frac{DE}{d_o} \right)^4 \quad (53)$$

Assim, empregando $L_m=29,7$ mm, $d_o=2,38$ mm, $DE=12$ mm, $A_{livre}=66,24$ mm², rotação de 10 rpm, índice $n=0,313$ para o ABS ([AHO; SYRJÄLÄ, 2010](#)) e considerando que os últimos elementos de rosca operem completamente preenchidos, visto que apresentam passo reduzido ($P=0,5DE$), é possível determinar sua vazão volumétrica, taxa de cisalhamento na parede e o parâmetro de ajuste K_p :

$$\begin{aligned} \dot{V}_{max} &= 0,5 \cdot \frac{10}{60s} \cdot 0,5 \cdot 12mm \cdot 66,24mm^2 = 33,12mm^3/s \\ \dot{\gamma}_w &= \frac{8(3 \cdot 0,313 + 1) \cdot 33,12mm^3/s}{\pi \cdot 0,313 \cdot (2,38mm)^3} = 38,75/s \\ K_p &= \left(\frac{3 \cdot 0,313 + 1}{0,313} \right) \cdot \frac{32}{\pi} \cdot \left(\frac{12mm}{2,38mm} \right)^4 = 40780,33 \end{aligned}$$

A viscosidade na taxa de cisalhamento determinada anteriormente pode ser calculada usando a lei das potências, com $m=20065$ Pa.s ^{n} para o ABS ([AHO; SYRJÄLÄ, 2010](#)) e então, a variação de pressão na matriz pode ser estimada:

$$\begin{aligned} \eta &= 20065Pa.s^{0,313} \cdot (38,75/s)^{0,313-1} = 1626,66Pa.s \\ \Delta p &= 1626,66Pa.s \cdot \frac{40780,33}{(12mm)^4} \cdot 33,12mm^3/s \cdot 29,7mm = 3,15MPa \end{aligned}$$

Espera-se que a pressão na matriz seja menor, pois a vazão estimada para os últimos elementos da rosca não leva em consideração o fluxo de contrapressão desenvolvido em elementos completamente preenchidos. Se a pressão na matriz gera uma força de compressão nas roscas, utilizando a área de 71,31 mm² determinada com auxílio do *software* Solid Edge ST7® para a face do elemento de rosca e do eixo onde a força é aplicada, considerando a força igualmente distribuída entre as duas roscas, a carga ($F_{aplicada}$) que pode causar flambagem é:

$$F_{aplicada} = \frac{3,15MPa \cdot 71,31mm^2}{2} = 112,31N$$

A carga aplicada de 112,31 N é muito menor que a carga crítica necessária para causar flambagem ($F_{crit} = 1,94GN$).

3.3.7 Sistema de transmissão

O sistema de transmissão desempenha duas tarefas importantes: reduzir a velocidade do motor para a velocidade de operação da extrusora e distribuir o torque aos dois eixos-

árvore adjacentes. Para [Kohlgrüber \(2008\)](#), este sistema por si só requer um projeto especial, uma vez que os dois eixos de saída apresentam diâmetro reduzido e devem ser posicionados com bastante proximidade de acordo com um parâmetro importante do projeto de roscas, que é a distância entre centros (A). Além disso, a solução deve assegurar o mínimo de jogo na interpenetração dos elementos de rosca bem como a mesma torsão e deflexão para os dois eixos.

A solução mais utilizada para as extrusoras dupla-rosca corrotativas de médio porte, representada na [Figura 44](#), utiliza os chamados "eixos de torsão". Como ilustrado, a caixa de transmissão apresenta estágio único de redução executado por um par engrenagem/pinhão cilíndricos com dentes helicoidais, o que possibilita razão de redução de até 1:5. Para razões maiores, é necessário adicionar outro estágio de redução. É importante notar que o eixo motor já transmite movimento para o primeiro eixo-árvore nesta redução. Depois, o torque é transmitido para o segundo eixo-árvore por meio de dois eixos de torsão, cada um deles transmitindo 25% do torque total ([KOHLEGRÜBER, 2008](#)).

Figura 44: Princípio de funcionamento de uma caixa de transmissão tipicamente utilizada para extrusoras dupla-rosca corrotativas industriais.

Fonte: Adaptado de [Kohlgrüber \(2008\)](#).

Apesar de as solicitações mecânicas relacionadas com deflexão por flambagem e torsão dos eixos serem relativamente mais brandas para o projeto em estudo, outras restrições - principalmente relacionadas com o tamanho reduzido dos componentes, elevada razão de redução para o motor (maior que 1:8) e baixo peso, devem ser consideradas. A investigação preliminar realizada com auxílio do *software* Solid Edge ST7 apenas para a movimentação simultânea das duas roscas e adaptando o princípio construtivo recomendado por [Kohlgrüber \(2008\)](#) ao contexto deste projeto gerou a solução mostrada na [Figura 45](#).

O sistema desenvolvido apresenta dois pares de engrenagens cilíndricas de dentes helicoidais com razão de transmissão 1:2 e módulos 0,90 mm (par superior) e 0,55 mm (par inferior). A rotação de operação da extrusora é fornecida para o eixo mais longo e simplesmente transmitida para o eixo mais curto, o que torna necessário ainda um par

Figura 45: Sistema de transmissão desenvolvido para movimentar a dupla-rosca.

Fonte: Elaborado pelo autor.

adicional de engrenagens para redução da rotação do motor para a rotação de entrada no sistema. Embora a ferramenta de criação de engrenagens do *software* assegure as relações cinemáticas, as solicitações mecânicas não são avaliadas.

Um estudo mais aprofundado utilizando um programa para o cálculo de engrenagens cilíndricas baseado no método de Dudley-Lewis, Anexo C, considerando engrenagens de aço com baixo teor de carbono, mostra que existe forte tendência para falha por compressão no contato entre os dentes. Além disso, a geometria gerada pelo Solid Edge ST7 apresenta módulos não padronizados, o que implica em maior dificuldade de fabricação das engrenagens por métodos convencionais de usinagem.

Assim, outras soluções construtivas deverão ser exploradas, incluindo sistema de redução por coroa e rosca sem fim (que permite utilização de razões de redução superiores) e considerando o uso de correia dentada ou engrenagens planetárias para a transmissão de torque de um eixo-árvore para outro.

3.3.8 Modelo geométrico final

O modelo geométrico da miniextrusora pode ser visto na Figura 46, com o desenho técnico do conjunto na Apêndice D. O volume livre para material na extrusora é de $11901,68 \text{ mm}^3$, o que equivale a 12 g do polímero ABS, com capacidade de processamento estimada de até 0,2 kg/h, considerando apenas a vazão dos últimos elementos de rosca. O volume geral do equipamento é de 69,6x75x201 mm, com roscas de 111 mm que devem girar em sentido anti-horário. A massa aproximada apenas para o conjunto do silo, barril,

dupla-rosca e matriz é de 300 g, considerando todos esses componentes fabricados em aço. A matriz e o silo de alimentação foram projetados com flanges para serem fixados por parafusos e o silo de alimentação ainda deve ser ajustado para incluir uma solução que possibilite alimentação controlada.

Figura 46: Modelo geométrico da miniestrusora dupla-rosca corrotativa para aplicações em MA.

Fonte: Elaborado pelo autor.

A [Figura 47](#) representa uma vista frontal em corte do conjunto evidenciando seu conceito operacional. Como pode ser observado, os principais componentes do cabeçote incluem um motor elétrico de acionamento (1), um sistema de redução de velocidade (2), um mecanismo de transmissão (3), dois acoplamentos (4), um silo de alimentação (5), conjunto dupla-rosca (6), um barril (7), aquecedores externos (8) e um conjunto matriz (9).

Todo o conjunto mecânico da miniestrusora é fixado a uma placa de sustentação (10) por meio de abraçadeiras (11), de modo que a eletrônica e a mecânica do equipamento possam ser facilmente acopladas em plataforma de impressão 3-D, permitindo sua movimentação nos eixos X e Y e que o material processado seja extrudado/depositado sobre uma plataforma de deposição (12) que se move em Z.

O processo de impressão 3D utilizando a miniestrusora dupla-rosca tem início com a alimentação da matéria-prima e o recebimento das informações de trajetória do cabeçote

Figura 47: Representação esquemática evidenciando o conceito operacional da miniextrusora dupla-rosca.

Fonte: Elaborado pelo autor.

e dos parâmetros operacionais. Em seguida, são acionadas as rosca, iniciando o transporte da matéria-prima pelos elementos 18/18, compressão (estimada em 1,5:1) e início do derretimento do material pelos elementos 12/24 seguintes, com auxílio de aquecimento externo.

Boa parte da mistura distributiva e o derretimento completo da matéria-prima deve ocorrer durante sua passagem pelos blocos de malaxagem 45/8/28, seguida de mistura dispersiva e pressurização da matéria-prima pelos elementos de malaxagem com ação de transporte reverso 45/12/24 LH, considerando aquecimento externo nas duas zonas. O

material misturado é então transportado e comprimido (razão de compressão estimada de 1,2:1) para maior homogeneização em sua passagem pelos elementos de roscas finais 6/18, ainda com auxílio de aquecimento externo.

Por fim, o fluxo de fundido é direcionado pela adaptação da matriz, passando pela luva roscada até o bocal de extrusão, que pode apresentar orifício com diâmetro entre 0,4 mm e 0,8 mm, para que o seja extrudado e/ou depositado na forma de um filamento sobre a plataforma de deposição. A Figura 48 resume o processo para utilização da miniextrusora.

Figura 48: Fluxograma para o processo de utilização da miniextrusora.

Fonte: Elaborado pelo autor.

4 GERAÇÃO DOS PROTÓTIPOS

Durante todo o desenvolvimento do projeto, foram produzidos protótipos com auxílio da impressão 3D para avaliação das dimensões e das folgas necessárias para o encaixe dos componentes. Os chamados *mock-ups*, que são protótipos visuais, foram impressos em ABS com auxílio das máquinas 3D Cloner e GTMax3D, baseadas na tecnologia FDM. A [Figura 49](#) mostra um primeiro modelo, baseado na configuração das roscas utilizadas em uma composteira de mesa MP 19TC da Baker Perkins. O diâmetro externo dos elementos reduzidos é de 10 mm, o diâmetro interno é de 5,7 mm e a relação L/D é de 25.

Figura 49: Modelo de rosca com elementos baseados em uma composteira MP 19TC.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Sendo o comprimento das roscas uma séria restrição de projeto, um novo protótipo foi produzido mantendo os diâmetros, mas reduzindo a relação L/D para 15. Como pode ser visto no modelo incompleto mostrado na [Figura 50](#), a montagem não pôde ser concluída por causa dos diâmetros muito reduzidos dos elementos de rosca e dos eixos. A partir deste resultado, pôde-se inferir que o diâmetro externo e principalmente interno dos elementos de rosca deveriam ser aumentados para viabilizar sua montagem em um eixo rígido o suficiente.

Existem diversas opções para restringir o giro dos elementos de rosca nos eixos. A solução mais tradicional de união eixo-cubo, que seria a utilização de chavetas, não é apropriada por causar fragilização excessiva em componentes de dimensões tão reduzidas. Uma outra alternativa seria utilização de ranhuras múltiplas, mas as normas para o desenho dos dentes de involuta não são aplicáveis em componentes tão pequenos. A solução encontrada foi projetar eixos sextavados e elementos de rosca com furo hexagonal, para que possam deslizar sem girar.

Apesar de mecanicamente apropriada, a solução considerando eixos e furos hexagonais é mais difícil de ser fabricada utilizando processos tradicionais por remoção de material. Uma possibilidade investigada foi a utilização da MA para gerar elementos de

Figura 50: Montagem incompleta dos elementos de rosca dos eixos.

Fonte: Elaborado pelo autor.

rosca *near net shape*, que receberiam acabamento posterior para garantir sua montagem. A Figura 51 mostra elementos de rosca impressos com tecnologia SLM (*Selective Laser Melting*) a partir de uma liga de CoCrW em pó, um deles encaixado em um eixo de aço inoxidável fabricado por usinagem.

Figura 51: Elementos de rosca produzidos na liga CoCrW com tecnologia SLM e teste de encaixe em um eixo sextavado usinado.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Tendo em vista a possível necessidade de pós-processamento por remoção de material das peças fabricadas com a tecnologia SLM, um ensaio de microdureza foi realizado. A Figura 52 mostra a peça embutida em resina após o ensaio. A dureza média obtida, após conversão de escala, foi de 38 HRC (*Rockwell C*) o que requer ferramentas de usinagem relativamente mais duras.

Os componentes finais da miniextrusora também foram impressos em escala real, porém com folgas acrescidas em 0,15 mm devido ao acabamento pouco preciso obtido com o processo FDM. O tempo total para impressão foi de aproximadamente 30 horas e o custo estimado para o protótipo, considerando apenas a quantidade de ABS depositado,

Figura 52: Elemento de rosca produzido via tecnologia SLM embutido em resina após realização do ensaio de microdureza

Fonte: Elaborado pelo autor.

foi de R\$ 40,00 (US\$ 12,00). O protótipo montado, com acionamento por manivela, pode ser visto na [Figura 53](#).

Figura 53: Fotos do *mock-up* da miniextrusora fabricado por impressão 3D, mostrando as roscas e o conjunto montado com acionamento por manivela.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Testes preliminares utilizando uma mistura viscosa de farinha de trigo e água foram realizados para avaliar a cinemática do sistema, bem como a capacidade de transporte das roscas. A partir da [Figura 54](#) é possível observar o material em torno das roscas, que foram retiradas do barril assim que a mistura começou a sair pelo bocal da matriz, confirmando

sua capacidade de transporte.

Figura 54: Verificação do projeto com mistura de farinha de trigo e água evidenciando capacidade de transporte das roscas.

Fonte: Elaborado pelo autor.

5 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

O estudo realizado demonstra a viabilidade técnica do desenvolvimento de uma miniextrusora dupla-rosca corrotativa para aplicação em MA, capaz de atender as demandas de centros de pesquisa no processamento de pequenas quantidades de polímeros em pó combinados com outros materiais para a geração de compósitos e blendas, permitindo simultaneamente a deposição do produto para estruturação de objetos tridimensionais de acordo com uma abordagem camada por camada.

O equipamento, definido a partir das sucessivas etapas de projeto, apresenta silo de alimentação, barril, dupla-rosca e matriz modulares, montados em uma placa juntamente com motor e sistema de redução/transmissão, compondo um cabeçote intercambiável e de dimensões reduzidas apropriado para utilização em plataformas de impressão 3D abertas e portáteis. A configuração da dupla-rosca apresenta elementos de rosca básicos posicionados de acordo com o que é encontrado na literatura para proporcionar boa ação de mistura, dentro das restrições de projeto apresentadas.

Como apresentado na revisão, a MA é uma área de crescente interesse e que oferece novas possibilidades de pesquisa em diversos campos, na medida em que permite a estruturação de formas complexas, a partir de diferentes tipos de materiais, sem necessidade de utilização de ferramentas intermediárias. Assim, a proposta deste projeto está em consonância com o que vem sendo realizado pelo mundo, de acordo com o que foi discutido em termos de tendências no desenvolvimento de novos materiais e equipamentos para MA.

A fundamentação das atividades realizadas de acordo com os princípios de metodologia e boas práticas de projeto auxiliou na estruturação de um plano ordenado de ações que foi essencial para o desenvolvimento de um equipamento complexo e com requisitos geométricos e operacionais bastante específicos, restringidos ainda mais pela aplicação proposta em MA.

O processo de extrusão dupla-rosca é predominantemente usado quando é necessário combinar diferentes materiais para criar blendas e compósitos poliméricos com propriedades específicas. Nos últimos anos, essa tecnologia vem encontrando aplicações não apenas na indústria tradicional de polímeros como também no desenvolvimento de novos materiais para MA, a fim de mitigar problemas e expandir a aplicabilidade dos componentes obtidos por impressão 3D.

Cabe ressaltar que apesar da grande importância no processamento de polímeros, dificilmente se encontra um método pré-estabelecido para o projeto de extrusoras dupla-rosca, sobretudo voltadas para o processamento de pequenas quantidades de material. Além disso, a miniaturização e consequente alteração das restrições de projeto não implicam

em aproveitamento integral das soluções construtivas encontradas em [Rauwendaal \(2014\)](#) e [Kohlgrüber \(2008\)](#), uma vez que a integração de conhecimentos na área de projeto de sistemas mecânicos, reologia e tecnologia de processos, por exemplo, se configura em um problema altamente não linear.

Grande parte dos artigos científicos internacionais apresenta desenvolvimentos empíricos e/ou modelos numéricos-computacionais para estudo do processo, geralmente aproximado para uma ou duas dimensões. Os poucos artigos nacionais identificados apresentam estudos com foco experimental, correlacionando configuração de roscas, geometria dos elementos e parâmetros operacionais com perfis de pressão, temperatura e DTR. Dessa forma, pode-se constatar o potencial científico na área de processamento de polímeros por extrusão, reforçado pela inexistência de soluções construtivas e estudos teórico na área de manufatura aditiva.

Os trabalhos futuros incluem o desenvolvimento de um sistema de redução/transmissão mais adequado e que suporte as solicitações mecânicas do processo, a investigação dos tipos de acoplamentos comercialmente disponíveis e possível projeto de acoplamentos específicos para a aplicação, seguido da manufatura dos componentes finais do conjunto para montagem de um protótipo efetivamente funcional.

Espera-se que dentro dos próximos três anos o equipamento possa ser utilizado nos primeiros testes de processamento de polímeros puros seguido de combinações entre materiais, para avaliação da qualidade do extrudado, ajuste das condições operacionais e por fim, automatização do conjunto possibilitando sua utilização como cabeçote de impressão 3D.

REFERÊNCIAS

- AHO, J.; SYRJÄLÄ, S. Measurement of the pressure dependence of viscosity of polymer melts using a back pressure-regulated capillary rheometer. **Journal of Applied Polymer Science**, v. 117, n. 2, p. 1076–1084, 2010. ISSN 1097-4628. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1002/app.31754>>.
- BEER, F. P.; JOHNSTON, E. R.; MAZUREK, D. F. **Mechanics of materials**. 7. ed. New York: McGraw-Hill Education, 2015.
- BELLINI, A.; SHOR, L.; GUCERI, S. I. New developments in fused deposition modeling of ceramics. **Rapid Prototyping Journal**, v. 11, n. 4, p. 214–220, 2005. Disponível em: <<https://goo.gl/KFcW0b>>.
- BRETAS, R. E. S.; D'ÁVILA, M. **Reologia de polímeros fundidos**. 2. ed. São Carlos: EdUFSCAR, 2005.
- C.A. Picard International. Screw design for co-rotating twin-screw extruders. **Plastics, Additives and Compounding**, v. 6, n. 2, p. 38 – 41, 2004. ISSN 1464-391X. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1464391X0400145X>>.
- CALLISTER, W. D. J.; RETHWISCH, D. G. **Materials science and engineering. An introduction**. 7. ed. New York: John Wiley & Sons NY, 2007.
- CANEVAROLO, S. V. J. **Ciência dos polímeros: um texto básico para tecnólogos e engenheiros**. Brasil: Artliber, 2010.
- CARVALHO, C. et al. Propriedades reológicas de ABS e misturas oriundas de reciclagem primária. In: CBPOL, 10., 2009, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu, 2009.
- CHENG, X. M. et al. The design of screw extrusion mechanism based on melted extrusion modeling. **Applied Mechanics and Materials**, v. 44, p. 1455–1459, 2011.
- CHU, W. et al. Hybrid manufacturing in micro/nano scale: A review. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology**, v. 1, n. 1, p. 75–92, 2014.
- DÁVILA, J. L. et al. Fabrication of pcl/ β -tcp scaffolds by 3d mini-screw extrusion printing. **Journal of Applied Polymer Science**, v. 133, n. 15, 2015. ISSN 1097-4628. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1002/app.43031>>.
- EITZLMAYR, A. et al. Mechanistic modeling of modular co-rotating twin-screw extruders. **International Journal of Pharmaceutics**, v. 474, n. 1–2, p. 157–176, 2014. ISSN 0378-5173. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0378517314005602>>.
- FREITAS, M. S. **Análise paramétrica e validação experimental de um cabeçote de extrusão baseado em rosca, para impressão 3D**. 2014. 114 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Escola de Engenharia de São Carlos (EESC/USP), Universidade de São Paulo, São Carlos - SP, 2014.

GAO, W. et al. The status, challenges, and future of additive manufacturing in engineering. **Computer-Aided Design**, v. 69, p. 65–89, 2015. ISSN 0010-4485. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0010448515000469>.

GILES, H. F. J.; WAGNER, J. R. J.; MOUNT-III, E. M. **Extrusion: the definitive processing guide and handbook**. USA: William Andrew, 2004.

HALIM, K. A. A.; FARREL, J. B.; KENNEDY, J. E. Optimization of a twin screw extrusion process for enhanced short-term mechanical properties of polyamide 11 nanocomposites using design of experiment (DOE) approach. In: International Malaysia Ireland Joint Symposium, 2., 2012, Malaysia. **Proceedings...** Malaysia, 2012.

INFORÇATTI NETO, P. **Estudo da viabilidade técnica e projeto de um mini-cabecote de extrusão com rosca para impressoras tridimensionais portáteis**. 2013. 105 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Escola de Engenharia de São Carlos (EESC/USP), Universidade de São Paulo, São Carlos - SP, 2013.

IVANOVA, O.; WILLIAMS, C.; CAMPBELL, T. Additive manufacturing (AM) and nanotechnology: promises and challenges. **Rapid Prototyping Journal**, v. 19, n. 5, p. 353–364, 2013. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1108/RPJ-12-2011-0127>.

JEREZ-MESA, R. et al. Finite element analysis of the thermal behavior of a rewrap 3d printer liquefier. **Mechatronics**, v. 36, p. 119 – 126, 2016. ISSN 0957-4158. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0957415816300289>.

KOHLGRÜBER, K. **Co-rotating twin-screw extruder**. Germany: Carl Hanser Verlag, 2008.

MÉLO, T. J. A.; CANEVAROLO, S. V. Desempenho de um extrusora com dupla rosca através de medidas de distribuição de tempos de residência. In: CBCIMAT, XV., 2002, Universidade Federal do Rio Grande do Norte. **Anais...** Natal, 2002.

NATIONAL INSTRUMENTS. Stepper motors and encoders. 2014. Acessado em 19/06/2017. Disponível em: <https://goo.gl/MiHgB3>.

NORTON, R. L. **Projeto de máquinas**. 4. ed. Porto Alegre: Bookman, 2013.

PAHL, G. et al. **Engineering Design: A Systematic Approach**. 3. ed. London: Springer, 2006.

PEARSON, J. R. A. **Mechanics of polymer processing**. England: Springer Science & Business Media, 1985.

RAGAERT, K. et al. Machine design and processing considerations for the 3D plotting of thermoplastic scaffolds. **Biofabrication**, v. 2, n. 1, p. 1–8, 2010. Disponível em: <https://goo.gl/e9g11L>.

RAUWENDAAL, C. **Polymer extrusion**. 5. ed. Germany: Carl Hanser Verlag, 2014.

ROBERSON, D. et al. Expanding the applicability of fdm-type technologies through materials development. **Rapid Prototyping Journal**, v. 21, n. 2, p. 137–143, 2014.

- ROCHA, C. R. et al. Novel ABS-based binary and ternary polymer blends for material extrusion 3D printing. **Journal of Materials Research**, v. 29, n. 17, p. 1859–1866, 2014. ISSN 1526-6125. Disponível em: <<https://goo.gl/nbqVbN>>.
- RODRIGUES, A. R. et al. **Desenho Técnico Mecânico. Projeto e fabricação no desenvolvimento de produtos industriais**. Brasil: Elsevier, 2015.
- ROZENFELD, H. et al. **Gestão de Desenvolvimento de Produtos: Uma Referência Para a Melhoria Do Processo**. Brasil: Editora Saraiva, 2006.
- SCHRAMM, G. **A Practical Approach to Rheology and Rheometry**. Germany: Haake, 1994.
- SEEM, T. C. et al. Twin screw granulation-a literature review. **Powder Technology**, v. 276, p. 89 – 102, 2015. ISSN 0032-5910. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0032591015001023>>.
- SHAH, A.; GUBTA, M. Simulation of polymeric flow in a twin-screw extruder: an analysis of elongational viscosity effects. In: ANTEC 2003 Plastics: Annual Technical Conference, 2003, Nashville. **Proceedings...** Nashville, 2003.
- SHIGLEY, J.; MISCHKE, C.; BUDYNAS, R. **Mechanical Engineering Design**. USA: McGraw-Hill, 2004.
- SINGH, S.; RAMAKRISHNA, S.; SINGH, R. Material issues in additive manufacturing: A review. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 25, p. 185 – 200, 2017. ISSN 1526-6125. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S152661251630161X>>.
- THOMAS, S.; GROHENS, Y.; JYOTISHKUMAR, P. **Characterization of Polymer Blends: Miscibility, Morphology and Interfaces**. Germany: Wiley, 2014.
- THOMPSON, M. K. et al. Design for additive manufacturing: Trends, opportunities, considerations, and constraints. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 65, n. 2, p. 737 – 760, 2016. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850616301913>>.
- TORRADO, A. R. et al. Characterizing the effect of additives to ABS on the mechanical property anisotropy of specimens fabricated by material extrusion 3d printing. **Additive Manufacturing**, v. 6, p. 16 – 29, 2015. ISSN 2214-8604. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860415000111>>.
- TURNER, B. N.; STRONG, R.; GOLD, S. A. A review of melt extrusion additive manufacturing processes: I. process design and modeling. **Rapid Prototyping Journal**, v. 20, n. 3, p. 192–204, 2014. Disponível em: <<https://doi.org/10.1108/RPJ-01-2013-0012>>.
- WHITE, J. L.; KIM, E. K. **Twin screw extrusion: technology and principles**. 2. ed. Germany: Carl Hanser Verlag, 2010.

Apêndices

APÊNDICE A – ROTINA PARA IMPLEMENTAÇÃO DO MÉTODO DE DESLOCAMENTO ORTOGONAL

```

1 clear all;
2 close all;
3 clc;
4
5 syms RE KBO T A x;
6 Y = -RE*cos(2*pi*(x-(KBO/2))/T)+sqrt((A.^2)-(RE.^2)*(sin(2*pi*(x-(KBO
   /2))/T)).^2);
7 Q = diff(Y,x);
8
9 DG = input('DG = ');
10 Z = input('Z = ');
11 A = input('A = ');
12 T = input('T = ');
13 s = input('s = ');
14 d = input('delta = ');
15
16 DA = DG-2*d;
17 RA = DA/2;
18 DK = 2*A-DA-2*s;
19 RK = DK/2;
20
21 DE = DA+s;
22 RE = DE/2;
23 DI = 2*A-DE;
24 RI = DI/2;
25
26 FWO = 2*acosd(A/DE);
27 KWO = 180/Z - FWO;
28 NW = KWO;
29 KBO = KWO/(2*pi*T);
30
31 if (A/DE) < cos(pi/(2*Z))
32
33     DG = input('DG = ');
34     A = input('A = ');
35     s = input('s = ');
36     d = input('delta = ');

```

```

37
38 else
39
40 p = (((T/4) - (KBO/2)) - (KBO/2))/151;
41 x = (KBO/2 + p : p : ((T/4) - (KBO/2)) - p);
42 y = eval (Q);
43 Y = eval (Y);
44 plot(x,Y);
45 hold;
46
47 xa = x + ((s/2)*(y/sqrt((y.^2)+1)));
48 ya = Y - ((s/2)*(y/sqrt((y.^2)+1)));
49
50 plot(xa,ya);
51
52 end
53
54 yak = Y(1,length (Y)) - ((s/2)*(y(1,length(y))/sqrt((y(1,length (y))
    .^2)+1)));
55 xak = x(1,length (x)) + ((s/2)*(y(1,length(y))/sqrt((y(1,length (y))
    .^2)+1)));
56
57 KB1 = (T/Z) - 2*xak;
58
59 if KB1 < 0
60     msgbox('ERRO no filete')
61 else
62     KW1 = KB1*(2*pi*T)
63     msgbox('Perfil criado com sucesso!')
64     FW1=(180/Z)-((NW+KW1)/2);
65 End

```

APÊNDICE B – DIMENSÕES FINAIS DOS ELEMENTOS DE TRANSPORTE

esc. 5:1

APÊNDICE C – DIMENSÕES FINAIS DOS ELEMENTOS DE MISTURA

esc. 5:1

APÊNDICE D – DIMENSÕES GERAIS DO CONJUNTO

Anexos

ANEXO A – DIMENSÕES DA CÂMARA DO REÔMETRO DE TORQUE

ANEXO B – DIMENSÕES DOS ROTORES DO REÔMETRO DE TORQUE

ANEXO C – CÁLCULO DE ENGRENAGENS PELO MÉTODO DE DUDLEY-LEWIS

Cálculo de engrenagens cilíndricas

Método de Dudley-Lewis

Dados de entrada

Identificação do projeto

Projeto roscas duplas

relação de transmissão

$$i = \frac{z_2}{z_1}$$

2

-

rotação

$n =$

10

[rpm]

potência de entrada

N

0.0094

[HP]

carga média / carga máx. atuante

f

0.80

-

módulo normal

m_n

0.9

-

ângulo de pressão normal

α_n

17

[graus]

ângulo de hélice no diam. primitivo

β

14.5

[graus]

adendo da ferramenta

h_{kz}

1.05

= 7 * módulo/6

raio no pé do dente

r_f

0.35

[mm]

orgão acionador

motor

orgão acionado

eixo

entrar dados

Cálculos

a) Número de Dentes

$$z_{\min} = \frac{2.h_{kt}}{m_n \cdot \sin^2 \alpha} = 27.296 \quad \text{adotado } z_1 = \boxed{20}$$

escolher

$$i = \frac{z_2}{z_1} \Rightarrow z_{2calc} = z_1 \cdot i = 40 \quad \text{adotado } z_2 = \boxed{40}$$

relação de transmissão efetiva $i_{efetivo} = \frac{z_2}{z_1} = 2.000$

erro em relação à relação de transmissão pedida 0.005 %

b) Geometria e Cinemática do Engrenamento

módulo frontal $m = \frac{m_n}{\cos \beta} = 0.930 \text{ [mm]}$

âng de pressão frontal

$$\tan \alpha = \frac{\tan \alpha_n}{\cos \beta} = 0.31579 \quad \alpha = 17.526 \text{ [graus]}$$

diâmetro primitivo $d_p = m \cdot z$

eng menor $d_{p1} = 18.59 \text{ [mm]}$

eng maior $d_{p2} = 37.18 \text{ [mm]}$

diâmetro de base $d_b = d_p \cdot \cos \alpha$
 eng menor $d_{b1} = 17.73$ [mm]

eng maior $d_{b2} = 35.46$ [mm]

diâmetro externo $d_e = d_p + 2 \cdot m_n$
 eng menor $d_{e1} = 20.39$ [mm]

eng maior $d_{e2} = 38.98$ [mm]

diâmetro de raiz $d_r = d_p - 2 \cdot b = d_p - \frac{14 \cdot m_n}{6}$
 eng menor $d_{r1} = 16.49$ [mm]

eng maior $d_{r2} = 35.08$ [mm]

relação de engrenamento

$$\varepsilon_c = \frac{\sqrt{r_{e1}^2 - r_{b1}^2} + \sqrt{r_{e2}^2 - r_{b2}^2} - (r_{p1} + r_{p2}) \sin \alpha}{\pi \cdot m \cdot \cos \alpha} = 1.702193$$

largura dos dentes $4 \cdot p_c \approx l \leq d_p$; $4 \cdot p_c = 4 \cdot \pi \cdot m$

$11.68 \approx l \leq 18.59$ $l = 20$ [mm]

relação de engrenamento frontal

$$\varepsilon_F = \frac{l \cdot \tan \beta}{P_c} = 1.77108$$

$$\varepsilon_t = \varepsilon_c + \varepsilon_F = 3.47327$$

velocidade tangencial no diâm.primitivo

$$v = \omega \cdot r_p = \frac{rpm \cdot 2\pi \cdot d_p}{60 \cdot 1000 \cdot 2} = 0.009735 \text{ [m/s]}$$

c) Dimensionamento quanto à flexão no pé do dente

momento torçor $M_t = 7162 \cdot \frac{HP}{n} = 6.73 \text{ [N.m]}$

força tangencial média $Q = f \cdot \frac{2M_t}{d_p} = 579.4 \text{ [N]}$

força tangencial efetiva $Q^* = \gamma \cdot Q$

Da tabela 22.18 Niemann $\gamma = 1.32$ $Q^* = 764.8 \text{ [N]}$

largura efetiva $l_e = \sqrt{\frac{2 \cdot Q}{\mu \cdot \chi}} \cdot l$

da tabela 1 $\mu = 5000000 \text{ [N/mm]}$
 $\chi = 0.002 \text{ [m/m]}$; $l_{e \text{ calc}} = 6.81 \text{ [mm]}$

Se $l_{e \text{ calc}} > l$ então usar $l_e = l$ Adotado $l_e = 5 \text{ [mm]}$

coeficiente distrib pela largura $K_e = 1 + \frac{l_e^2 \mu \cdot \chi}{2 \cdot Q \cdot l^2}$
 $K_e = 1.5394$

coef concentr. Tensões, do Gráfico 2 $K_f = 0.9$

coefic. forma de Lewis $Y_c = Y_{tab} \cdot \epsilon_t$

Da Tabela 5 $Y_{tab1} = 0.283$
 $Y_{tab2} = 0.441$

engren menor $Y_{c1} = 0.982935$
engren maior $Y_{c2} = 1.531712$

fator de velocidade. Retirar do Grafico 1, $C_v = 0.78$

tensão de flexão no pé do dente $\sigma_t = \frac{Q^* \cdot K_e \cdot K_f}{m \cdot l_e \cdot Y_c \cdot C_v}$

engr. menor $\sigma_{t1} = 297.32 \text{ [N/mm}^2\text{]} = \text{[MPa]}$

engr. maior $\sigma_{t2} = 190.80 \text{ [MPa]}$

Tensão de confronto ou de trabalho no pé do dente $\sigma_{t adm} \geq \sigma_t \cdot \frac{K_a}{L_{ft}}$

fator de aplicação de carga desde as tabs 3 e 6 $K_a =$ 1

fator de vida retirado do Grafico 3 , $\sigma_{t2} = L_{ft} =$ 1

tensão confr. flexão engr. menor	$\sigma_{t1} =$ 297.32 [MPa]
tensão confr. flexão engr. maior	$\sigma_{t2} =$ 190.80 [MPa]

d) Dimensionamento quanto à pressão específica

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{0,70 \cos^2 \beta}{\left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right) \cos \alpha_n \sin \alpha_n}} \cdot \sqrt{\frac{Q K_e}{l_e d_p E_c C_v} \left(\frac{i+1}{i}\right)}$$

N/mm²

módulos de elasticidade $E_1 =$ 2.10E+05 $E_2 =$ 2.10E+05

tensão de contato da engr. menor $\sigma_{c1} =$ 1634.22 [MPa]

tensão de contato da engr. maior $\sigma_{c2} =$ 1155.57 [MPa]

Tensão contato de confronto $\sigma_c \frac{\sqrt{K_a}}{L_{fc}}$

fator de vida retirado da Tab pag 27 $L_{fc} =$ 0.9

tensão confr. contato eng menor	$\sigma_{c1} =$ 1815.80 [MPa]
tensão confr. contato eng maior	$\sigma_{c2} =$ 1283.97 [MPa]

Materiais escolhidos e tensões admissíveis

engrenagem menor	material	Dureza	σ_t'	σ_c'
	aço	38 RC	225	700
engrenagem maior	material	Dureza	σ_t'	σ_c'
	aço	38 RC	225	700

Tabela de resultados			
engrenagem menor	Tensão de Confronto	Tensão Admissível	
tensão de flexão no pé do dente	297.32	225	[MPa]
tensão devida à pressão específica	1815.80	700	[MPa]
engrenagem maior			
tensão de flexão no pé do dente	190.80	225	[MPa]
tensão devida à pressão específica	1283.97	700	[MPa]
Obs.: No caso mais crítico $0,85 \cdot \sigma' < \sigma_{\text{confronto}} \leq \sigma'$ caso contrário é necessário redimensionar			