

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais –
PPGE3M

*“DESENVOLVIMENTO E CONTROLE DE PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO DA LIGA DE MAGNÉSIO
AZ61”*

DIEGO RODOLFO SIMÕES DE LIMA

Tese para obtenção do título de Doutor em Engenharia

Porto Alegre
2012

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais –
PPGE3M

*“DESENVOLVIMENTO E CONTROLE DE PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO DA LIGA DE MAGNÉSIO
AZ61”*

DIEGO RODOLFO SIMÕES DE LIMA
Engenheiro de Materiais, Mestre em Engenharia

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre
2012

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração de Processos de Fabricação e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora.

Orientador: Prof. Dr. –Ing. Lirio Schaeffer

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Mario Wolfart Junior (IFRS)

Prof. Dr. Jaime Alvares Spim Junior (UFRGS)

Dr. Eng. Alberto Moreira Guerreiro Brito (EE/UFRGS)

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker
Coordenador do PPGE3M

"Pensar é o trabalho mais pesado que há e talvez seja essa a razão para tão poucos se dedicarem a isso."
(Henry Ford)

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	7
LISTA DE TABELAS.....	12
SIMBOLOGIA UTILIZADA.....	14
SÍMBOLOS GREGOS.....	15
AGRADECIMENTOS.....	16
RESUMO.....	18
ABSTRACT.....	19
(1) INTRODUÇÃO.....	20
(1.1.) Considerações iniciais.....	20
(1.2.) Uma visão geral do trabalho.....	21
(2) OBJETIVOS.....	23
(2.1.) Objetivos gerais.....	23
(2.2.) Objetivos específicos.....	23
(3) FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	24
(3.1.) Características gerais das ligas de magnésio.....	24
(3.2.) Aspectos microestruturais do magnésio e suas ligas.....	27
(3.3.) Tratamentos térmicos das ligas de magnésio.....	29
(3.4.) Aspectos da deformação de ligas de magnésio.....	31
(3.5.) Liga de magnésio AZ61.....	37
(3.6.) Breve descrição dos processos de extrusão.....	39
(3.6.1.) Extrusão direta.....	39
(3.7.) Breve descrição do processo de forjamento.....	42
(4) CARACTERIZAÇÃO DAS MATÉRIAS-PRIMAS.....	45
(4.1.) Caracterização da liga de magnésio AZ61 fundida.....	45
(4.2.) Caracterização da liga de magnésio AZ61 comercialmente recristalizada.....	51
(5) METODOLOGIA E MATERIAIS.....	57
(5.1.) Processo de extrusão direta.....	57
(5.1.1.) Projeto do ferramental de extrusão.....	57
(5.1.2.) Parâmetros de processo empregados na extrusão.....	60
(5.1.3.) Processos de extrusão realizados.....	62
(5.1.4.) Cálculos e simulações complementares para a extrusão.....	64

(5.1.5.) Caracterização das peças extrudadas.....	64
(5.2.) Processo de forjamento.....	65
(5.2.1.) Peça de trabalho.....	66
(5.2.2.) Projeto de ferramental aquecido.....	69
(5.2.3.) Planejamento experimental.....	73
(5.2.4.) Parâmetros de processo.....	76
(6.) CÁLCULOS ANALÍTICOS E SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS.....	79
(6.1.) Cálculos analíticos.....	80
(6.1.1.) Cálculos analíticos no processo de extrusão.....	81
(6.2.) Simulação numérica computacional.....	84
(6.2.1.) Resultados da simulação numérica computacional das extrusões.....	86
(6.2.2.) Resultados da simulação numérica computacional do forjamento.....	91
(7.) RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	95
(7.1.) Resultados e discussões do processo de extrusão.....	95
(7.1.1.) Extrusões da liga de magnésio AZ61 fundida.....	95
(7.1.2.) Extrusões da liga de magnésio AZ61 recristalizada.....	99
(7.1.3.) Considerações sobre os resultados de força de extrusão.....	104
(7.1.4.) Caracterização mecânica das peças extrudadas.....	105
(7.1.4.1.) Ensaio de dureza.....	105
(7.1.4.2.) Ensaio de compressão uniaxial a frio.....	106
(7.1.5.) Análise metalográfica das peças extrudadas.....	112
(7.2.) Resultados e discussões do processo de forjamento.....	118
(7.2.1.) Análise visual das peças forjadas.....	118
(7.2.2.) Caracterização mecânica das peças forjadas.....	120
(7.2.2.1.) Resultados de dureza das peças.....	120
(7.2.2.2.) Resultados dos ensaios de compressão uniaxial.....	121
(7.2.3.) Análise metalográfica.....	122
(8.) CONCLUSÕES.....	127
(9.) CONSIDERAÇÕES FINAIS DO TRABALHO.....	130
(10.) SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	131
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	133

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Componentes metálicos obtidos por conformação mecânica.....	20
Figura 2 – Comparativo entre ligas de magnésio e a liga de alumínio AA6082.....	24
Figura 3 – Estrutura hexagonal compacta. (a) Representação da disposição dos átomos. (b) Modelo sólido tridimensional.....	27
Figura 4 – Representação esquemática dos planos preferenciais de escorregamento na estrutura hexagonal.....	28
Figura 5 – Curva de escoamento em compressão da liga AZ61A-O.....	32
Figura 6 – Cruzeta forjada em liga de magnésio AZ61.....	33
Figura 7 – Curvas de escoamento da liga AZ61 em diferentes temperaturas e velocidades de deformação.....	34
Figura 8 - Forjamento em uma etapa que apresentou problemas de preenchimento. Temperatura de (a e d) 150 °C, (b) 200 °C e (c) 350 °C.....	34
Figura 9 – Peças forjadas em ligas de magnésio em estado bruto de fusão e recristalizado.....	35
Figura 10 – Gráfico revelando as faixas de temperaturas otimizadas para forjamento de liga de magnésio ZK60.....	36
Figura 11 – Modelo esquemático de um processo de extrusão direta.....	40
Figura 12 - Indicação do ângulo de cone (α) em corte da matriz de extrusão.....	40
Figura 13 – Modelo esquemático de um forjamento em matriz fechada.....	43
Figura 14 – Peça de magnésio forjada em matriz de precisão.....	43
Figura 15 – Microestrutura da liga AZ61 fundida, após recozimento, em diferentes aumentos. Ataque HF 0,5%.....	46
Figura 16 - Durômetro marca Mitutoyo, utilizado no estudo.....	47
Figura 17 – Aspecto da fratura em corpo-de-prova ensaiado por compressão.....	49
Figura 18 - Máquina universal de tração utilizada no estudo.....	50
Figura 19 – Corpos-de-prova submetidos aos testes de tração.....	51
Figura 20 – Microestrutura da liga AZ61. Ataque HF 0,5%.....	52
Figura 21 – Microestrutura em grande aumento da liga AZ61. Ataque HF 0,5%.	53
Figura 22 – Corpos-de-prova para ensaio de resistência à compressão da liga Mg AZ61 recristalizada.....	54
Figura 23 – Corpo-de-prova para ensaio de tração.....	55

Figura 24 – Ensaio de tração da liga AZ61 recristalizada.....	55
Figura 25 – Fluxograma de atividades experimentais.....	57
Figura 26 – Geometria inicial e final esperada no processo.....	58
Figura 27 – Dimensões fixas das matrizes de extrusão projetadas (mm).....	58
Figura 28 – Punção de extrusão universal projetado (mm).....	59
Figura 29 – Comparativo entre os modelos sólidos das matrizes de extrusão com diferentes ângulos de cone. (A) 30°, (B) 60° e (C) 90°.....	59
Figura 30 – <i>Billets</i> de liga de magnésio AZ61 lubrificadas.....	61
Figura 31 – Aquecimento simultâneo do ferramental e da matéria-prima.....	61
Figura 32 – Prensa hidráulica utilizada na extrusão.....	62
Figura 33 – Região útil da peça extrudada.....	65
Figura 34 – Parque de máquinas do setor de conformação plástica do INEGI.....	66
Figura 35 – Modelo sólido da peça de trabalho, em corte frontal e tridimensional.....	67
Figura 36 – Principais cotas expostas da peça de trabalho, em milímetros.....	67
Figura 37 – <i>Billets</i> de liga de magnésio AZ61 para forjamento de polia.....	67
Figura 38 – Modelo esquemático do ferramental de forjamento utilizado.....	70
Figura 39 – Resistência de aquecimento do tipo cartucho.....	72
Figura 40 – Sistema de aquecimento das matrizes, por resistência elétrica.....	73
Figura 41 – Sistema eletrônico de controle de temperatura.....	73
Figura 42 – Divisão da deformação em três etapas de forjamento da peça de trabalho.....	74
Figura 43 – Prensa hidráulica Adira, utilizada para os forjamentos.....	77
Figura 44 – Forno de aquecimento com circulador de ar interno.....	78
Figura 45 – Malhamento em simulação numérica computacional (<i>software LARSTRAN</i>). (a) Início do processo. (b) Final do processo.....	85
Figura 46 – Gráfico <i>força x deslocamento</i> da extrusão simulada computacionalmente para a ferramenta com ângulo de cone de 30°.....	87
Figura 47 – Gráfico <i>força x deslocamento</i> da extrusão simulada computacionalmente para a ferramenta com ângulo de cone de 60°.....	88
Figura 48 – Gráfico <i>força x deslocamento</i> da extrusão simulada computacionalmente para a ferramenta com ângulo de cone de 90°.....	89
Figura 49 - Distribuição de temperaturas ao final do processo de extrusão para as três geometrias de ferramentas estudadas.....	90
Figura 50 – Resultado da força de forjamento para o processo realizado a 350 °C.....	92

Figura 51 – Simulação computacional dos forjamentos em diferentes temperaturas: (a) 350 °C, (b) 300 °C e (c) 250 °C. <i>Software Simufact.forming® 9.0</i>	93
Figura 52 – Distribuição de temperaturas em peça forjada isotermicamente.....	94
Figura 53 – Peças extrudadas com a liga AZ61 fundida.....	95
Figura 54 - Gráfico <i>Força x Deslocamento</i> da liga fundida extrudada em matrizes com ângulo de cone de 30°.....	96
Figura 55 - Gráfico <i>Força x Deslocamento</i> da liga fundida extrudada em matrizes com ângulo de cone de 60°.....	97
Figura 56 - Gráfico <i>Força x Deslocamento</i> da liga fundida extrudada em matrizes com ângulo de cone de 90°.....	98
Figura 57 – Curvas de força de extrusão para a liga fundida, nos processos com aquisição de dados.....	99
Figura 58 - Peças extrudadas da liga de magnésio AZ61 recristalizada em matrizes com ângulos de cone de 30°, 60°, 90°, respectivamente da esquerda para a direita.....	100
Figura 59 - Gráfico <i>Força x Deslocamento</i> da liga recristalizada, extrudada em matrizes com ângulo de cone de 30°.....	100
Figura 60 - Gráfico <i>Força x Deslocamento</i> da liga recristalizada, extrudada em matrizes com ângulo de cone de 60°.....	101
Figura 61 - Gráfico <i>Força x Deslocamento</i> da liga recristalizada, extrudada em matrizes com ângulo de cone de 90°.....	102
Figura 62 - Curvas de força de extrusão para a liga AZ61 recristalizada, nos processos com aquisição de dados.....	103
Figura 63 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 fundida, extrudada em matriz de 30°.....	107
Figura 64 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 fundida, extrudada em matriz de 60°.....	107
Figura 65 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 fundida, extrudada em matriz de 90°.....	108
Figura 66 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 recristalizada, extrudada em matriz de 30°.....	109
Figura 67 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 recristalizada, extrudada em matriz de 60°.....	109
Figura 68 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61	

recristalizada, extrudada em matriz de 90°.....	110
Figura 69 – Microestrutura da liga AZ61 fundida. Corte longitudinal. Ataque HF 0,5%.....	112
Figura 70 – Microestrutura da liga AZ61 fundida, após extrusão em matriz de 30° de angulação de cone. Corte longitudinal e transversal, respectivamente. Ataque Nital 2%.....	113
Figura 71 – Microestrutura da liga AZ61 fundida, após extrusão em matriz de 60° de angulação de cone. Corte longitudinal e transversal, respectivamente. Ataque Nital 2%.....	113
Figura 72 – Microestrutura da liga AZ61 fundida, após extrusão em matriz de 90° de angulação de cone. Corte longitudinal e transversal, respectivamente. Ataque Nital 2%.....	114
Figura 73 – Microestrutura da liga AZ61 fundida e extrudada em matriz de 90°, com detalhe em região central da micrografia. Ataque Nital 2%.....	115
Figura 74 – Microestrutura da matéria-prima recristalizada. Ataque HF 0,5%.....	115
Figura 75 – Microestrutura da liga AZ61 recristalizada, após extrusão em matriz de 30° de angulação de cone. Corte longitudinal. Ataque HF 0,5%.....	116
Figura 76 – Microestrutura da liga AZ61 recristalizada, após extrusão em matriz de 60° de angulação de cone. Corte longitudinal. Ataque HF 0,5%.....	117
Figura 77 – Microestrutura da liga AZ61 recristalizada, após extrusão em matriz de 90° de angulação de cone. Corte longitudinal. Ataque HF 0,5%.....	117
Figura 78 – Peças forjadas em diferentes temperaturas e etapas de conformação.....	118
Figura 79 – Peça obtida por etapa única a 250 °C, apresentando trincas.....	119
Figura 80 – Etapas de conformação da peça de trabalho. Da esquerda para a direita: <i>billet</i> , 1ª etapa, 2ª etapa e 3ª etapa.....	119
Figura 81 - Microestrutura das peças forjadas em três etapas, com temperaturas decrescentes. Ataque HF 0,2%.....	123
Figura 82 – Fibramento mecânico das peças forjadas em três etapas, com temperaturas decrescentes. Ataque HF 0,2%.....	122
Figura 83 – Microestrutura das peças forjadas em etapa única a 300 °C. Ataque HF 0,2%.....	124
Figura 84 – Microestrutura das peças forjadas em etapa única a 300 °C, em maior aumento. Ataque HF 0,2%.....	124
Figura 85 – Microestrutura das peças forjadas em etapa única a 350 °C.	

Ataque HF 0,2%.....	125
Figura 86 - Microestrutura das peças forjadas em três etapas, com temperaturas constantes de 350 °C. Ataque HF 0,2%.....	126

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dados de propriedades mecânicas de algumas ligas de magnésio em temperatura ambiente.....	25
Tabela 2 – Sistema de nomenclatura das ligas de magnésio.....	26
Tabela 3 – Letras indicativas na nomenclatura de ligas de magnésio.....	26
Tabela 4 – Abreviaturas indicativas das condições da liga de magnésio.....	27
Tabela 5 – Estrutura cristalina dos principais metais puros.....	27
Tabela 6 – Composição química padrão da liga AZ61.....	37
Tabela 7 – Propriedades esperadas pela liga AZ61.....	38
Tabela 8 – Composição química da liga de magnésio estudada (em % de peso).....	45
Tabela 9 – Valores de dureza da matéria-prima.....	48
Tabela 10 – Propriedades mecânicas à compressão da liga AZ61 fundida, após recozimento.....	48
Tabela 11 – Propriedades mecânicas à tração da liga AZ61D.....	50
Tabela 12 – Composição química da liga de magnésio estudada (em % de peso).....	52
Tabela 13 – Valores de dureza da matéria-prima.....	53
Tabela 14 – Propriedades mecânicas à compressão da liga AZ61 recristalizada.....	54
Tabela 15 – Propriedades mecânicas à tração da liga AZ61 recristalizada.....	56
Tabela 16 – Nomenclatura adotada na pesquisa.....	60
Tabela 17 – Geometrias e deformações desejadas após extrusão.....	63
Tabela 18 – Deformações verdadeiras em altura, da polia forjada.....	68
Tabela 19 – Relação entre tempo de aquecimento e potência instalada.....	71
Tabela 20 - Velocidade de deformação média para cada geometria de ferramenta.....	82
Tabela 21 – Valores de força de extrusão através de cálculos numéricos.....	83
Tabela 22 – Valores teóricos de força de extrusão para as ferramentas estudadas.....	89
Tabela 23 – Forças de forjamento simuladas computacionalmente.....	92
Tabela 24 – Forças máximas de extrusão da liga de magnésio AZ61 fundida.....	98
Tabela 25 – Forças máximas de extrusão da liga de magnésio AZ61 recristalizada.....	103
Tabela 26 - Resultado das forças máximas das diferentes extrusões realizadas.....	104
Tabela 27 - Resultado das forças máximas calculadas, simuladas e experimentais.....	105
Tabela 28 - Resultado das durezas das peças extrudadas e das matérias-primas.....	105
Tabela 29 – Propriedades mecânicas à compressão das peças extrudadas.....	110

Tabela 30 – Dureza das peças forjadas.....	120
Tabela 31 – Propriedades mecânicas à compressão das peças forjadas.....	121

SIMBOLOGIA UTILIZADA

A_0	Área inicial (mm^2)
A_1	Área final (mm^2)
C_p	Calor específico ($\text{kJ/kg}\cdot^\circ\text{C}$)
CP	Corpo-de-prova
D	Diâmetro do punção (mm)
d_0	Diâmetro inicial da peça a ser extrudada (mm)
d_1	Diâmetro final da peça extrudada (mm)
E	Módulo de elasticidade (GPa)
$E^{1/2}$	Módulo de resistência à flexão (GPa)
F_{ext}	Força de extrusão (kN)
h_f	Altura do fundo da peça (mm)
H_i	Altura útil final (mm)
H_o	Altura inicial (mm)
k_{f0}	Tensão de escoamento inicial (MPa)
k_{fm}	Tensão de escoamento média (MPa)
M	Massa do bloco da matriz (kg)
P	Espessura da parede extrudada (mm)
P	Potência a instalar (W)
T	Tempo de aquecimento desejado (s)
T_0	Temperatura da matriz ($^\circ\text{C}$)
T_1	Temperatura do processo ($^\circ\text{C}$)
T_a	Temperatura ambiente ($^\circ\text{C}$)
T_g	Temperatura da geratriz ($^\circ\text{C}$)
V_F	Velocidade da prensa (mm/s)
YS	Limite de resistência à tração (MPa)
$YS^{2/3}$	Limite de resistência à flexão (MPa)
Z	Fator de correção de perdas por radiação e condução

SÍMBOLOS GREGOS

α	Ângulo de cone (°)
Δ_h	Variação de altura (mm)
h_k	Altura não-deformada da peça (mm)
φ_a	Deformação verdadeira em área
φ_h	Deformação verdadeira em altura
$\dot{\varphi}_{medio}$	Velocidade de deformação média (s ⁻¹)
μ	Coefficiente de atrito
ρ	Massa específica (kg/mm ³)
B	Ângulo oposto ao ângulo α (°)
Γ	Semiângulo de cone (°)
η_F	Fator de rendimento da extrusão

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr.–Ing. Lirio Schaeffer pela confiança em mim depositada, orientando-me nesta tese de doutorado.

Ao Laboratório de Transformação Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, pela disponibilização da infraestrutura que utilizei durante a execução deste projeto.

Ao Me. Eng.º Tiago de Sá Gomes, pelo apoio na prática experimental deste trabalho e pela amizade cultivada ao longo da última década.

Aos meus pais, Jaciel Renato Simões de Lima e Mari Salete Oldoni, meus suportes em todos os momentos.

Aos meus irmãos Diogo Renan e Joélcio Júnior, pelo auxílio nas figuras desta tese e dos artigos publicados ao longo do doutorado.

A minha esposa Kayanna e meu filho Lorenzo, minha pequena família, pela compreensão nos momentos de ausência e pela paciência dispensada quando mais precisei.

Aos membros da equipe de pesquisadores do Grupo Pesquisa em Forjamento, Simulações e Ensaios do LdTM/UFRGS, em especial ao Dr. Eng.º Alberto Guerreiro Moreira de Brito, ao Prof. Dr. Eng.º Alexandre da Silva Rocha e ao Téc. Luis Eduardo Pinow Ribas, pelo auxílio disponibilizado durante esta etapa de estudos.

Ao Prof. Dr. Augusto Barata da Rocha, presidente do INEGI e a Prof. Dra. Ana Rosanete Lourenço Reis, diretora do Cetecop-INEGI, pela orientação durante o período de trabalho em Porto, Portugal.

Aos amigos Me. Eng.º Patrik Bonaldi, Me. Wilbert Harold Dazza Luna, Me. Eng.º Pedro Kupka Knoll, Eng.º. Saimon Damásio e Eng.º Luiz Mário Angeloni, pela paciência ao longo destes anos de pesquisas.

Ao Conselho Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento Tecnológico – CNPq, pela bolsa de pesquisa utilizada durante este trabalho.

A empresa alemã Otto Fuchs KG, em nome do Dr.-Ing. Klaus Welschof, pela doação da liga de magnésio AZ61 utilizada nesta tese.

Ao Laboratório de Fundição – Lafun – da UFRGS, pela doação da liga AZ61 fundida e pela disponibilidade de maquinário para a realização de ensaios mecânicos;

A todos que colaboraram de alguma forma para o desenvolvimento deste trabalho, meus sinceros agradecimentos.

RESUMO

O presente trabalho estuda a conformação da liga de magnésio AZ61 pelos processos de extrusão direta e forjamento, ambos a quente. No processo de extrusão, são submetidos à conformação corpos-de-prova da liga de magnésio AZ61 nos estados fundido e recristalizado. As geometrias de ferramenta são variadas e a influência destas variações sobre a força de processamento e propriedades mecânicas e microestrutura do material são analisada. Demonstra-se que a liga no estado inicialmente recristalizado tem propriedades mecânicas finais superiores à liga inicialmente fundida, embora demande de maior força de processamento. Demonstra-se também que a geometria de ferramenta tem influência sobre as respostas mecânicas obtidas das peças após extrusão. Referente ao processo de forjamento, a liga de magnésio AZ61 é processada apenas no estado recristalizado, variando-se a temperatura e o número de tapas de forjamento. Foi avaliada a influência destas variações de processo nas propriedades mecânicas finais da peça. Ao fim, percebe-se que ao se forjar as peças com múltiplas etapas de forjamento e temperaturas decrescentes, impede-se a recristalização do material, alcançando alto encruamento dos grãos, o que gera, na peça final, propriedades mecânicas superiores ao processo convencional.

Palavras-chaves: Liga de magnésio AZ61, extrusão de ligas de magnésio, forjamento de ligas de magnésio.

ABSTRACT

This thesis studies the deformation of a magnesium alloy AZ61 by forward extrusion and forging processes, at elevated temperatures. In the extrusion process, the samples were deformed in as cast and recrystallized conditions. The tools geometries were varied and the influences on processing force, mechanical properties and material microstructure were analyzed. Was found that the recrystallized samples have better mechanical properties than as cast samples, after extruded, although it requires more processing force. Also was found that the tool geometry influences on mechanical properties and microstructure of extruded magnesium alloy. Relatively to the forging process, magnesium alloy AZ61 was processed only in the recrystallized state, varying the process temperature and the number of forging steps. Aimed to evaluate the process variations influences on the mechanical properties and microstructure of the final parts. At the end, was observed that when forging parts with multi-step forging and decreasing temperatures, to prevent recrystallization of the material, achieving high strain hardening of the grains, which results in final part with superior mechanical properties to the conventional process.

Keywords: AZ61 magnesium alloy; forward extrusion of magnesium alloy; forging process of magnesium alloy.

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações iniciais

A redução de massa em componentes mecânicos tem sido o principal desafio nos campos da indústria automotiva, aeroespacial e naval. Não apenas por questões de eficiência funcional dos equipamentos, mas também por aspectos econômicos e ecológicos, a redução de massa tem se tornado o grande foco da otimização dos sistemas mecânicos, requerendo um grande empenho de estudos de diversos profissionais de engenharia [1]. Melhorias quanto à metalurgia das ligas, processamento e tratamentos térmicos desses metais vêm sendo estudadas ao redor do mundo.

Dentre os processos de fabricação em larga escala, especialmente para aplicações automotivas, a conformação mecânica se destaca por gerar baixo índice de desperdícios de energia e material, além de agregar propriedades mecânicas superiores quando comparada aos demais processos. Entre as diversas subdivisões existentes deste processo, destacam-se a extrusão, o forjamento e a laminação, como sendo as que apresentam a maior variedade de possibilidades de projeto. Alguns exemplos de peças que podem ser obtidas por estes processos podem ser visualizados na figura 1.



Figura 1 - Componentes metálicos obtidos por conformação mecânica.

Já em relação aos metais leves, o magnésio é muito promissor na contribuição para redução de massa, por possuir o menor peso específico entre os metais de uso prático, com propriedades mecânicas que, em alguns casos, se equiparam às dos aços estruturais. O magnésio é ainda o 6º elemento mais abundante na superfície terrestre e possui a particularidade de ser facilmente reciclável.

Entretanto, o magnésio necessita de condições especiais para ser conformado, exigindo um eficiente controle de parâmetros, entre os quais a temperatura de processamento e de aquecimento das matrizes, o grau de deformação imposto, o projeto otimizado das geometrias das ferramentas, a velocidade de deformação adequada e o lubrificante ideal para o processo.

Basicamente, ainda há muitos aspectos de processo a serem explorados e, embora o potencial técnico desta tecnologia seja promissor, o nível de preços é atualmente um importante fator que impede uma utilização mais generalizada das ligas de magnésio, devido ao encarecimento do processo em virtude do pouco domínio da técnica [2].

Atualmente, não se tem, ainda, um completo conhecimento sobre os parâmetros ótimos que devem ser aplicados na conformação de ligas a base de magnésio [1-2], sendo este, portanto, o motor propulsor desta tese de doutorado.

1.2. Uma visão geral do trabalho

O Brasil está entre os dez maiores produtores de magnésio primário do mundo. No entanto, esta produção se restringe basicamente à obtenção de magnésio e ligas a serem destinadas à produção do aço ou a processos de refusão, com destinação à indústria da fundição e injeção de peças.

A indisponibilidade no mercado interno brasileiro e o lento e burocrático processo de importação de ligas de magnésio termo-mecanicamente processadas, em barras de diâmetros comerciais diversos e microestruturalmente otimizadas para a deformação controlada, dificulta em muito o nascimento e consolidação de uma indústria nacional de conformação de ligas de magnésio. Esta realidade deixa importantes setores da indústria brasileira, como o aeronáutico e o automobilístico,

dependentes da importação de peças conformadas, as quais possuem um alto valor agregado.

Desta forma, para se desenvolver a tecnologia de forjamento de ligas de magnésio no Brasil, é preciso também que seja, previamente, desenvolvida a tecnologia de obtenção de matérias-primas recristalizadas (barras e blocos), vindas de processos de fundição e destinadas a processos de conformação mecânica.

Neste contexto, os objetivos deste trabalho abordam a conformação mecânica, divididos em duas frentes de atividades: o estudo da extrusão direta de perfis cilíndricos de liga de magnésio e o estudo do forjamento de peças em liga de magnésio, com matéria-prima já recristalizada.

A primeira etapa, desenvolvida no Laboratório de Transformação Mecânica LdTM/UFRGS, no Brasil, tem como finalidade maior o estudo da extrusão da liga de magnésio, nos estados bruto de fusão e recristalizado, visando à análise da influência das geometrias de ferramentas utilizadas sobre a força de extrusão e propriedades mecânicas finais do perfil obtido. Pretende-se também analisar as mudanças microestruturais da liga durante as extrusões, esperando contribuir para o estudo do refino estrutural das ligas de magnésio.

A segunda etapa, desenvolvida no Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial da Universidade do Porto – INEGI/FEUP, em Portugal, trata do estudo dos parâmetros de forjamento de uma peça de trabalho em liga de magnésio AZ61, partindo-se de barras recristalizadas comerciais.

Em resumo, pretende-se estudar dois processos de conformação mecânica, forjamento e extrusão, sendo que neste último processo a liga de trabalho terá duas variações microestruturais – estrutura bruta de fusão e estrutura recristalizada.

2. OBJETIVOS

2.1. Objetivo geral

Como objetivo geral desta tese, pretende-se conformar mecanicamente, de maneira otimizada, a liga de magnésio AZ61.

2.2. Objetivos específicos

Em relação ao processo de extrusão, este trabalho se foca no estudo da influência da variação do ângulo de cone na extrusão direta da liga de magnésio AZ61, em duas condições microestruturais: no estado fundido e recozido e no estado recristalizado termo-mecanicamente.

Espera-se, com esta investigação, determinar qual geometria de ferramenta minimiza a força de extrusão para uma redução de 42,3% em área, comum a todas. Também se espera avaliar as diferenças nas forças de extrusão das matérias-primas extrudadas no estado fundido e no estado recristalizado, bem como avaliar possíveis diferenças nas propriedades mecânicas das peças extrudadas, nas duas condições iniciais do material.

O estudo conta também com o auxílio de técnicas de simulação numérica computacional, as quais deverão ser confrontadas com a prática no decorrer da pesquisa, analisando-se as forças envolvidas na extrusão e a evolução da temperatura no processo de conformação analisado.

Em relação ao processo de forjamento, os objetivos gerais abordam a otimização dos parâmetros de processo no forjamento da liga de magnésio AZ61 em estado recristalizado. Deseja-se obter uma peça de trabalho, montando-se para isto um sistema de ferramentas aquecidas e instrumentadas.

Objetiva-se avaliar a influência da temperatura envolvida no processo e a influência do número de etapas de conformação nas propriedades mecânicas e microestrutura final da peça forjada.

3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

3.1. Características gerais das ligas de magnésio

As ligas de magnésio vêm sendo crescentemente utilizadas em aplicações mecânicas, sobretudo onde o baixo peso é um fator importante para a seleção do material empregado em projeto. Sua excepcional relação peso/resistência faz com que produtos de magnésio cada vez mais assumam aplicações nos campos aeroespaciais e automotivo de alto desempenho, sendo impulsionadas após 1945 com o surgimento da aviação comercial internacional [3].

A densidade das ligas de magnésio tem magnitude de 1800 kg/m^3 , podendo sofrer pequenas variações de acordo com o teor e a natureza do elemento de liga adicionado. Se comparado ao aço, cuja densidade se situa próximo de 7800 kg/m^3 , as ligas de magnésio se apresentam como uma excelente alternativa para redução de peso em estruturas metálicas. Mesmo se comparadas às ligas de alumínio e titânio, as quais apresentam densidades aproximadas de 2700 kg/m^3 e 4300 kg/m^3 , as ligas de magnésio ainda se apresentam como uma solução, no mínimo, 60% mais leve, o que é de extrema relevância em determinados casos. A Figura 2 mostra uma comparação entre algumas ligas de magnésio e a liga de alumínio AA6082, quanto ao potencial de redução de peso em estruturas submetidas a carregamentos de tração e flexão, evidenciando um melhor desempenho das ligas de magnésio proporcionalmente aos seus pesos.

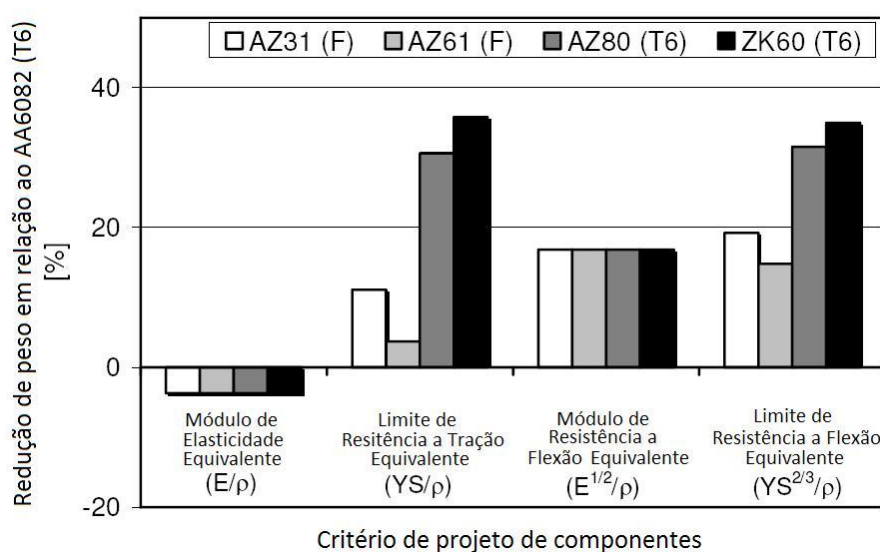


Figura 2 – Comparativo entre ligas de magnésio e a liga de alumínio AA6082 [1].

Embora mais leves que os metais citados no parágrafo anterior, as ligas a base de magnésio apresentam uma resistência mecânica consideravelmente elevada, podendo alcançar, devidamente tratadas, valores na faixa de 300 MPa a 400 MPa - dados referentes ao limite de ruptura da liga AZ80-T5 [4]. Esta resistência é comparada às alcançadas pelos aços baixo-carbono com fins estruturais.

Ainda em relação às propriedades de resistência mecânica das ligas de magnésio, uma característica importante a se levar em consideração é a diferença de comportamento mecânico apresentada por esta família de ligas. Quando submetidas a carregamentos compressivos, o limite de escoamento verificado é substancialmente mais baixo do que quando esta é carregada por tração. Um exemplo disso pode ser visto pela Tabela 1, compilando-se dados de bibliografia para os limites de escoamento à tração e à compressão de algumas ligas de magnésio [4-7].

Tabela 1 – Dados de propriedades mecânicas de algumas ligas de magnésio em temperatura ambiente [4-7].

Liga (tratamento)	Propriedades Mecânicas Típicas		
	σ_{esc} Tração (MPa)	σ_{esc} Comp. (MPa)	Alongamento (%)
AZ31 (F)	195	85	9
AZ31 (fundido)	-	38	21
AZ61 (F)	180	115	12
AZ 80 (T6)	250	185	5
AZ80 (fundido)	-	89	10
ZK 60 (T6)	270	170	11

Outra importante característica das ligas de magnésio é a elevadíssima capacidade de amortecimento de vibrações e ruídos, o que faz possível seu uso em aplicações estruturais, como a alma de volantes automotivos e em sistemas de bloqueio de som, como revestimento de autofalantes e salas acústicas [4,6]. São ainda importantes em estruturas mecânicas que se utilizam de movimento em sua condição normal de trabalho, como os casos de produtos das indústrias automotivas e aeroespaciais [4-6].

A nomenclatura das ligas de magnésio foi elaborada pela ASTM em 1948 e é originada de acordo com a natureza e as quantidades de elementos químicos presentes na composição química da liga. Sendo composta de quatro partes, duas letras e dois

algarismos, com as letras se referindo aos principais elementos químicos presentes, enquanto que os algarismos fazem alusão aos respectivos valores arredondados das quantidades percentuais destes elementos. A tabela 2 ilustra com mais detalhes este sistema de nomenclatura.

Tabela 2 – Sistema de nomenclatura das ligas de magnésio [4].

Primeira parte	Segunda parte
Duas letras, indicando os dois elementos de liga mais abundantes em peso na composição total.	Dois números, indicando as respectivas quantidades percentuais dos elementos químicos indicados na primeira parte.

Os elementos químicos presentes na composição da liga, conforme referido na tabela 2, são indicados com letras específicas, as quais podem ser observadas na tabela 3 abaixo, listando os elementos utilizados nas adições práticas de ligas de magnésio.

Tabela 3 – Letras indicativas na nomenclatura de ligas de magnésio [4].

Letra Indicativa	Elemento Químico	Letra Indicativa	Elemento Químico
A	Alumínio	M	Manganês
B	Bismuto	N	Níquel
C	Cobre	P	Chumbo
D	Cadmio	Q	Prata
E	Terras Raras	R	Cromo
F	Ferro	S	Silício
G	Magnésio	T	Titânio
H	Tório	W	Ítrio
K	Zircônio	Y	Antimônio
L	Lítio	Z	Zinco

Outras indicações podem acompanhar a nomenclatura da liga, fazendo referência ao estado de fornecimento do material e ainda ao tratamento térmico empregado, quando existir. A tabela 4 ilustra estas abreviações:

Assim, a liga AZ80 T6, como citado na tabela 1, por exemplo, é uma liga de magnésio que contém alumínio e zinco, em quantidades aproximadas de 8% de alumínio e menos de 1% de zinco, a qual sofreu um tratamento térmico T6, composto de solubilização, seguido de envelhecimento artificial em forno.

Tabela 4 – Abreviaturas indicativas das condições da liga de magnésio [4].

Indicação	Condição	Indicação	Condição
F	Como fabricado	T4	Solubilizado
O	Recozido	T5	Envelhecido artificialmente
H10 H11	Suavemente endurecido por deformação	T6	Solubilizado e envelhecido artificialmente
H23 H24 H26	Endurecido por deformação e parcialmente recozido	T8	Solubilizado, deformado a frio e envelhecido artificialmente

3.2. Aspectos microestruturais do magnésio e suas ligas

A estrutura física dos materiais sólidos depende fundamentalmente do arranjo estrutural dos seus átomos, íons ou moléculas. A grande maioria dos metais comumente utilizados em engenharia, particularmente os metálicos, exibe um arranjo geométrico de seus átomos bem definidos, constituindo uma estrutura cristalina [8].

As estruturas cristalinas se configuram em um padrão repetitivo, “infinito” e tridimensional, onde cada estrutura unitária possui uma mesma vizinhança. Essas estruturas repetitivas são chamadas de “reticulados de Bravais” e atualmente se aceita que existem 14 diferentes reticulados nos materiais cristalinos [9].

Dentre estes 14 reticulados existentes, pode-se citar três como os mais comuns entre as ligas metálicas usadas em componentes mecânicos: as estruturas “cúbica de corpo centrado” (CCC), “cúbica de face centrada” (CFC) e a “hexagonal compacta” (HC). A Tabela 5 exemplifica alguns metais estruturados com cada um destes três reticulados.

Tabela 5 – Estrutura cristalina dos principais metais puros [9].

Estrutura	Metal
CCC	Ba, Cr, Cs, Fe- α , Fe- γ , Hf- β , K, Li, Mo, Na, Nb, Rb, Ta, Ti- β , V, W, Zr- β
CFC	Ag, Al, Au, Ca, Co- β , Cu, Fe- β , Ni, Pb, Pd, Pt, Rh, Sr
HC	Be, Cd, Co- α , Hf- α , Mg, Os, Re, Ru, Ti- α , Y, Zn, Zr- α

Como pode ser observado na Tabela 5, o magnésio (e suas ligas) tem estrutura hexagonal compacta (HC), a qual é obtida pelo empilhamento de dois hexágonos sobrepostos, ambos com um átomo centrado em suas bases, alternados por um plano intermediário composto por três átomos, conforme pode ser visualizado na Figura 3a e 3b.

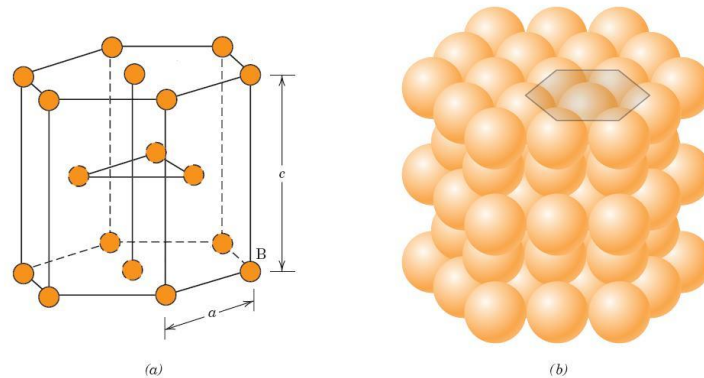


Figura 3 – Estrutura hexagonal compacta. (a) Representação da disposição dos átomos. (b) Modelo sólido tridimensional [10].

Como característica desta estrutura, a deformabilidade é baixa em temperaturas ambientes, devido à dificuldade de movimentação dos planos de escorregamento, com planos basais como preferenciais [10]. A sensibilidade do processo quanto à temperatura já foi exaustivamente discutida em outros trabalhos pioneiros [11-14], sendo conclusivo que, para o magnésio puro, em 225 °C são ativados planos piramidais de escorregamento, aumentando consideravelmente a deformabilidade da liga. A representação destes planos piramidais pode ser visualizada na Figura 4.

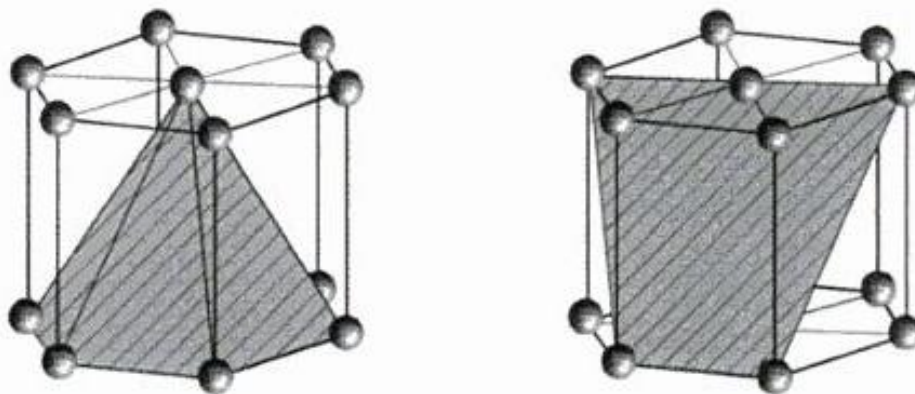


Figura 4 – Representação esquemática dos planos preferenciais de escorregamento na estrutura hexagonal [6].

3.3. Tratamentos térmicos das ligas de magnésio

Ligas de magnésio são normalmente tratadas para promover melhorias em suas propriedades mecânicas ou para garantir a possibilidade de se realizar as operações de fabricação que a ela será imposta. O tipo de tratamento selecionado dependerá da composição química e da natureza (endurecível ou não) da liga, e também da aplicação final da peça de magnésio originada [15].

Os tratamentos térmicos mais comuns aplicáveis às ligas de magnésio são a solubilização e o envelhecimento artificial, quando o objetivo é aumentar as propriedades mecânicas da liga e o recozimento, o alívio de tensões e a homogeneização, quando se objetiva preparar o metal para operações posteriores de processamento. Estes tratamentos podem ser combinados com trabalho mecânico a fim de adquirirem propriedades ou condições especiais no material.

A solubilização é um procedimento térmico que consiste em elevar a temperatura da liga a valores próximos de sua temperatura de fusão, mantendo a liga neste patamar por tempo apenas suficiente para uma completa homogeneização da temperatura, fazendo com que as fases precipitadas na matriz da liga se dissolvam e os elementos ligantes se posicionem em solução sólida substitucional na rede cristalina do magnésio. Na sequência, segue-se um resfriamento brusco em meio líquido (geralmente água), a fim de manter os elementos de liga “congelados” nas suas posições substitucionais. Este tratamento confere à liga um moderado aumento de resistência mecânica ao metal, além de garantir uma máxima tenacidade e resistência ao impacto à liga [15].

Algumas ligas, dependendo de seu balanço estequiométrico, podem promover um endurecimento involuntário algum tempo após a solubilização. Trata-se do chamado “envelhecimento natural” da liga e consiste em uma precipitação de partículas de segunda fase formada pelos elementos de liga em solução sólida substitucional com alto grau de metaestabilidade. O nível de tensão microestrutural neste caso é elevado, possibilitando que os elementos de liga tenham energia o suficiente para se combinarem entre si, mesmo em temperatura ambiente, promovendo um acréscimo de dureza e resistência mecânica da liga [16].

Em geral, o envelhecimento natural, relatado no parágrafo anterior, não ocorre tão facilmente, ou então, não ocorre com a velocidade e eficiência muitas vezes

necessárias para o processo industrial. Neste caso, o fenômeno relatado é forçado a ocorrer, promovendo-se, para isso, um tratamento térmico chamado “envelhecimento artificial”. Este tratamento consiste em aquecer a liga solubilizada a temperaturas que podem chegar a 250 °C e manter neste patamar por tempos relativamente longos. O provimento de energia adicional dado à liga permite que esta endureça consideravelmente, aumentando também sua resistência mecânica, devido à precipitação de fases finamente dispersas na matriz de magnésio. Em contrapartida, a liga perde em termos de resistência ao impacto e tenacidade.

O envelhecimento artificial, quando não precedido da etapa de solubilização, promove um alívio de tensões no material, o que pode gerar características interessantes no sentido de aumentar as propriedades mecânicas quando a peça é submetida a esforços trativos [15]. O alívio de tensões também pode preceder operações de usinagem e calibrações mecânicas ou mesmo ser empregado em peças onde a geometria apresenta cantos e/ou curvas acentuadas.

As ligas deformáveis de magnésio, em diferentes estágios de endurecimento por deformação, podem ser recozidas quando submetidas a temperaturas entre 290 °C e 455 °C, dependendo da composição química de cada liga, durante um período de uma ou mais horas. O recozimento, nestes casos, tem como objetivo proporcionar a maior ductilidade possível à liga. Em operações de conformação mecânica, como as temperaturas de processo são geralmente bastante elevadas, a necessidade de se recozer o material é menor do que em outras ligas metálicas [15].

O tratamento térmico de homogeneização é um procedimento necessário principalmente para lingotes fundidos que serão deformados posteriormente e tem por objetivo eliminar ou diminuir as fases duras, de alto teor de liga, formadas na etapa de solidificação do metal. Com este tratamento são ativados os mecanismos de difusão, fazendo com que os elementos segregados migrem para regiões empobrecidas de elementos de liga, tendendo a homogeneizar o material.

Durante os tratamentos térmicos das ligas de magnésio, é aconselhável que seja mantido uma atmosfera inerte no interior das câmaras de aquecimento. Os gases mais comuns utilizados nessa proteção são o hexafluoreto de enxofre, dióxido de enxofre e dióxido de carbono, podendo ser utilizados também gases inertes [15].

Esta precaução se deve a dois fatores – diminuir a oxidação superficial do material e impedir qualquer possibilidade de combustão do magnésio em aquecimento. No entanto, em operações térmicas cujas temperaturas não ultrapassam 400 °C,

consideradas relativamente baixas, é possível se proceder ao aquecimento sem atmosfera protetiva. Este é o caso dos aquecimentos anteriores às operações de conformação mecânica ou tratamentos térmicos menos severos, como o envelhecimento artificial e o alívio de tensões.

A inflamabilidade do magnésio (característica que faz comum seu uso em fogos de artifício e artefatos explosivos) é um dos motivos para que sejam tomadas precauções em relação à exposição deste metal a temperaturas elevadas. Embora as temperaturas praticáveis industrialmente estejam situadas bem abaixo do ponto de fusão da liga (em torno de 600 °C, para a maioria das ligas deformáveis) e, portanto, o perigo de incidência de fogo seja reduzido, um controle adequado da temperatura deve ser imposto, a fim de se evitar superaquecimentos localizados, gerando combustão. Por este motivo, a uniformidade da temperatura deve ser monitorada pelo menos em toda a zona final de aquecimento e grandes gradientes de temperatura devem ser evitados [15].

Os fornos com circulador de ar proporcionam um melhor aquecimento uniforme na liga de magnésio, sendo, portanto, os mais recomendados. Fornos tubulares ou muflas devem ser evitados, já que deles resultam baixas temperaturas no centro da carga e possivelmente superaquecimento nas superfícies e arestas expostas. No interior do forno, a carga deve ser colocada de modo que o ar circule facilmente por toda a câmara, melhorando a uniformidade da temperatura do material [15].

3.4. Aspectos da deformação de ligas de magnésio

Ligas de magnésio têm um grande potencial de aplicabilidade na engenharia, especialmente em aplicações onde a redução de peso é essencial, devido a sua baixa densidade e alta resistência específica. Além disso, ligas de magnésio possuem uma boa usinabilidade, estabilidade dimensional e reciclabilidade [17-19].

No entanto, o uso de magnésio e suas ligas é ainda limitado pela sua baixa ductilidade a temperatura ambiente [20-22]. Esta baixa ductilidade é causada por sua estrutura hexagonal compacta, onde o escorregamento de planos é dificultado, sendo os planos basais os preferenciais em temperatura ambiente. Para se deformar ligas de magnésio, são considerados principalmente três parâmetros de processo: temperatura, deformação equivalente e velocidade de deformação. Estes três parâmetros são

interligados, de forma que, ao se projetar um processo de conformação em ligas de magnésio, os três referidos fatores devem ser equilibrados em um ponto ótimo.

A sensibilidade da temperatura do processo já foi exaustivamente discutida para metais com este arranjo cristalino, sendo conclusivo que, ao se trabalhar a liga acima de 225 °C, planos piramidais são ativados, o que gera um considerável aumento da plasticidade do material [6,10,23]. No entanto, alguns trabalhos já realizaram deformações em ligas de magnésio a temperaturas abaixo dos 225 °C, desde que com uma velocidade de deformação bastante baixa e com deformações efectivas pequenas [24-27].

A influência da velocidade de deformação na resistência ao escoamento é marcante nos ensaios e processos realizados a quente, como é o caso da grande maioria dos processos de conformação de ligas de magnésio. Com faixas de trabalho situadas comumente entre 300° e 400° C [28], a velocidade de deformação passa a ser um fator de grande relevância. Analisando-se a figura 5, é possível observar a grande influência que a velocidade de deformação exerce sobre a deformabilidade do material, neste caso a liga de magnésio AZ61A.

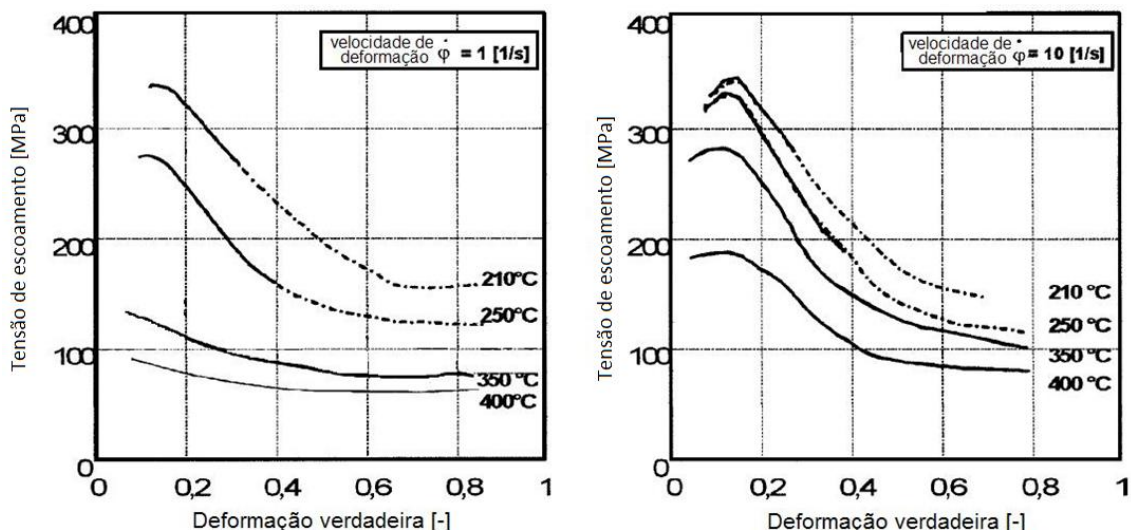


Figura 5 – Curva de escoamento em compressão da liga AZ61A-O [6].

A força para iniciar a conformação da peça, independente da temperatura de processo, é consideravelmente maior no caso onde a velocidade de deformação é de 10 s⁻¹ em relação ao caso onde se constata uma velocidade de deformação de 1 s⁻¹. Nas temperaturas usuais de trabalho na conformação, a tensão para iniciar o escoamento é aproximadamente o dobro para a velocidade de 10 s⁻¹ em comparação direta com a

deformação em velocidade de 1 s^{-1} . Com maiores deformações aplicadas, essa distância tende a diminuir, devido a fenômenos como aquecimento adiabático do material, superação do atrito estático e recristalização dinâmica [6].

Diversos trabalhos sobre deformação de ligas de magnésio têm sido realizados recentemente, em diversas universidades e institutos de pesquisa. Os objetivos são variados, mas, de um modo geral, o estado atual da técnica ainda permite que muitas pesquisas ainda tenham como objectivo o simples preenchimento de cavidades de matriz e avaliação das evoluções microestruturais do material.

Em Hannover, na Alemanha, pesquisadores [29] realizaram simulações de forjamento de uma cruzeta, nas ligas AZ31 e AZ61. Na sequência, foram realizados forjamentos de peças (figura 6) cujas geometrias permitiram a extração de corpos-de-prova para testes mecânicos posteriores.



Figura 6 – Cruzeta forjada em liga de magnésio AZ61 [29].

Constatou-se que a melhor condição para o preenchimento das peças e propriedades mecânicas finais foi com baixas velocidades de deformação e altas temperaturas, com ainda algum ganho de resistência se for seguido de um tratamento térmico nas peças forjadas da liga AZ61.

Na Polônia, pesquisadores estudaram o comportamento das ligas AZ31 e AZ61 a quente e a frio [30], quando procuravam a obtenção de peças de difícil preenchimento. O comportamento plástico dos materiais foi caracterizado com curvas de escoamento por compressão (figura 7) e simulações computacionais foram feitas a partir destes dados. Obteve-se uma peça de geometria assimétrica (figura 8) e não houve

sucesso com temperaturas abaixo de 300 °C. As matrizes foram previamente aquecidas nas mesmas temperaturas da matéria-prima.

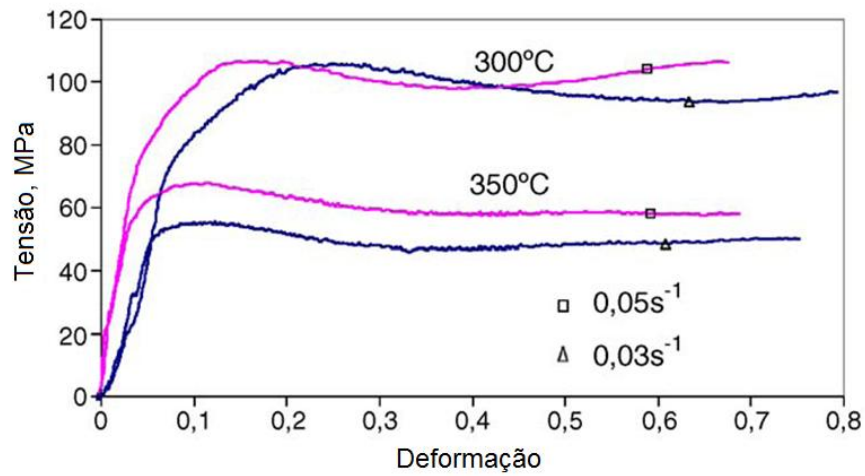


Figura 7 – Curvas de escoamento da liga AZ61 em diferentes temperaturas e velocidades de deformação [30].

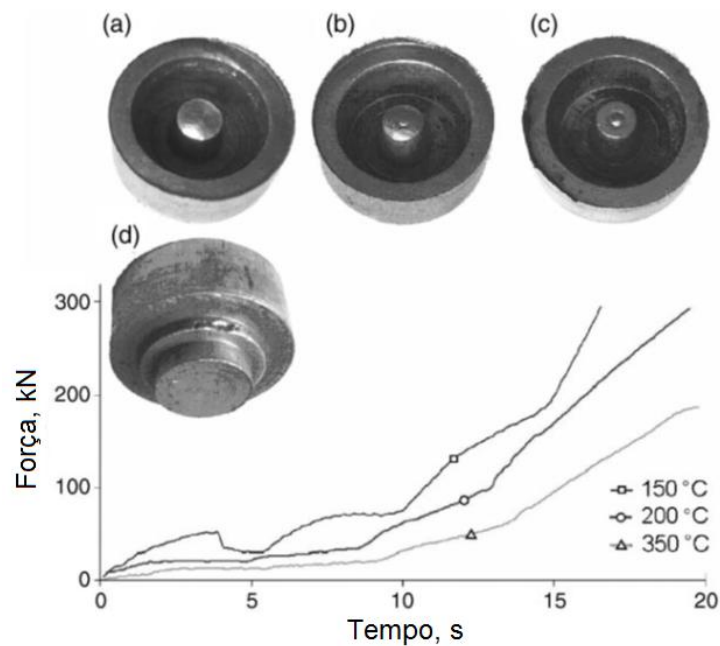


Figura 8 - Forjamento em uma etapa que apresentou problemas de preenchimento. Temperatura de (a e d) 150 °C, (b) 200 °C e (c) 350 °C [30].

Ainda na Alemanha, pesquisadores forjaram peças nas ligas de magnésio AZ31 e AZ80 nos estados brutos de fusão e recristalizado por extrusão [7]. Uma peça foi forjada em cada uma das 4 condições (figura 9). Por fim, notou-se que, embora as peças tivessem melhor desempenho quando originadas de matérias-primas recristalizadas e extrudadas, foi possível se obter peças também com a matéria-prima bruta de fusão,

desde que com baixas velocidades de deformação e altas temperaturas, com alguma perda em qualidade superficial.

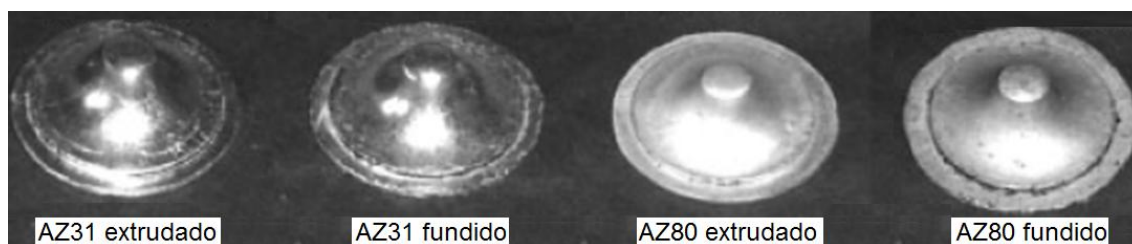


Figura 9 – Peças forjadas em ligas de magnésio em estado bruto de fusão e recristalizado (Adaptado de [7]).

Na República Tcheca, pesquisadores analisaram a liga AZ61 em estado bruto de fusão, com e sem tratamento térmico de homogeneização. Pela análise da plasticidade, perceberam que o material com tratamento térmico anterior ao processamento se mostrou mais deformável e com melhores propriedades mecânicas pós-deformação, em comparação com a liga que foi deformada diretamente do estado bruto de fusão. Foi notado ainda que o processo de obtenção de peças em múltiplos estágios de deformação resulta, nas peças forjadas, em propriedades mecânicas finais melhores do que as obtidas de um único grande passe de deformação [23].

Em Osaka, no Japão, pesquisadores estudaram o limite de deformação da liga ZK60, em elevadas temperaturas, com o intuito de aplicação em forjamentos de precisão. Foram levantadas curvas de escoamento em diferentes temperaturas, encontrando-se o limite de deformação para cada condição testada. Como resultado, foi encontrado que o trabalho a temperaturas inferiores a 250 °C são desaconselháveis pela pequena deformabilidade da liga, ao passo que deformações superiores a 400 °C também devem ser evitadas, devido ao surgimento de elevada oxidação, conforme pode ser observado na figura 10 [31].

Por outro lado, muitas pesquisas em deformação de ligas de magnésio têm sido realizadas com outros objetivos: proporcionar aumento considerável nas propriedades mecânicas e na deformabilidade do material [32-34], mesmo em temperaturas relativamente baixas [35-36], através da obtenção de estruturas com tamanhos de grãos finos e ultrafinos, alguns chegando a dimensões nanométricas.

Bussiba *et. al.* [33] realizaram estudo sobre a superplasticidade de ligas de magnésio em relativamente baixas temperaturas (177 °C) para as ligas AZ31 e ZK60 e concluíram que, nestas condições, com uma velocidade de deformação de $1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$, a liga apresenta microtrincas nas interfaces entre os grãos refinados e os grãos grosseiros,

de modo que, ao se proceder deformações em temperaturas baixas, visando superplasticidade da liga, deve se obter, inicialmente, uma granulometria regular da microestrutura do material, evitando assim regiões propícias para iniciar trincas. A extrusão angular (ECAP) pode ser um meio para obter microestruturas homogêneas.

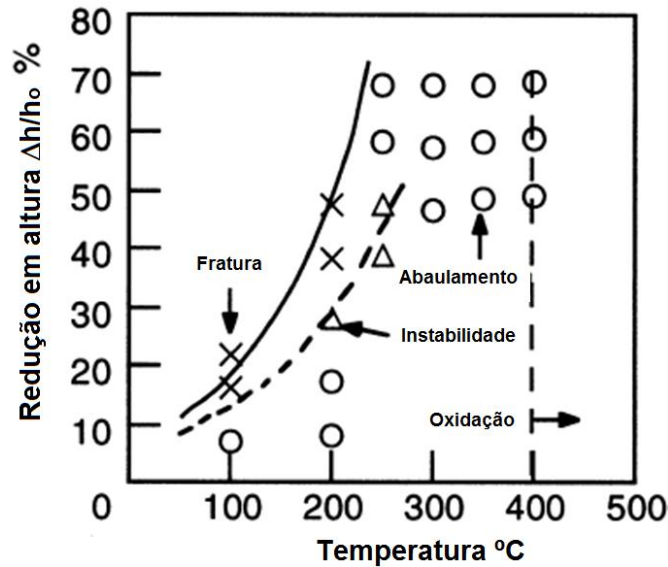


Figura 10 – Gráfico revelando as faixas de temperaturas otimizadas para forjamento de liga de magnésio ZK60 (Adaptado de [31]).

Miura *et.al* [36] procederam um forjamento multidireccional em uma liga de magnésio AZ61 em 5 etapas de deformação, com temperaturas decrescentes passo-a-passo, e encontraram que a resistência mecânica aumentou em cada etapa, enquanto que o tamanho de grão foi decrescendo até se encontrar uma microestrutura completa de grãos ultra-refinados.

Swiostek *et. al.* [24] extrudaram inversamente diversas ligas comerciais, entre elas a AZ31, AZ61 e AZ80, em temperaturas muito baixas. Percebeu-se que para temperaturas abaixo de 200 °C, o processo se torna moroso, devido à necessidade de velocidades de deformação baixíssimas. No entanto, foi constatado que as baixas temperatura e velocidades de deformação produzem um grão extremamente refinado no material, implicando uma melhoria significativa nas propriedades mecânicas da liga. As temperaturas podem ser ainda mais baixas, próximas aos 100 °C, caso o processo de extrusão seja hidrostático, mantendo-se baixíssimas velocidade de deformação, gerando um ganho mecânico ainda maior. Por outro lado, os autores ponderam que estes resultados são extremamente improdutivos e, portanto, desaconselhados para ritmos industriais.

De fato, o estágio atual de pesquisas sobre os efeitos dos parâmetros de processo em ligas de magnésio, sobre as microestruturas e propriedades mecânicas resultantes, é ainda muito incipiente. Faz-se necessária uma intensificação das pesquisas neste campo, a fim de se aumentar a produtividade e permitir a exploração industrial de peças forjadas em ligas de magnésio, sem grandes perdas em termos de plasticidade e propriedades mecânicas finais.

3.5. Liga de magnésio AZ61

A liga de magnésio AZ61 é uma liga deformável, cujas principais aplicações se referem a processos de conformação mecânica, sobretudo forjamento, laminação e extrusão. Sua composição química padrão, segundo norma UNS M11610, pode ser analisada na tabela 6 como referência abaixo:

Tabela 6 – Composição química padrão da liga AZ61 [6].

Elemento	Al	Zn	Mn	Mg
% Mín. (peso)	5,80	0,40	0,15	Balanço
% Max. (peso)	7,20	1,50	0,50	Balanço

A adição de alumínio nesta liga, em quantidade aproximada de 6% em peso, tem por objetivo aumentar a resistência mecânica. De forma geral, a resistência mecânica das ligas de magnésio da família AZ aumenta proporcionalmente ao aumento do teor de alumínio, pela formação de precipitados intermetálicos, como o $Mg_{17}Al_{12}$. Para a formação destes precipitados, utilizam-se tratamentos térmicos como o T5 e T6, principalmente. Por outro lado, quanto maior o teor de alumínio adicionado à liga, menor a deformabilidade característica do metal [4].

O teor de zinco adicionado à liga de magnésio tem por objetivo aumentar a resistência do material com mecanismos análogos aos do alumínio. Em ligas fundidas, o zinco permite ainda um decréscimo no ponto de fusão do material, gerando economia de energia durante o processo de fusão e solidificação das ligas de magnésio [6].

Além destes elementos bases da liga, é comum a adição de elementos refinadores de grão, como o cálcio, com o intuito de ter um melhor controle da solidificação da liga, melhorando também a resistência à fluência [6,37,38].

Elementos terras raras também foram estudados com o objetivo de proporcionar melhorias nas características das ligas de magnésio. Lantânio, neodímio, cério e ítrio estão entre os mais utilizados nesta função [6,39,40]. Sua atuação se dá pela formação de sistemas eutéticos de solubilidade limitada na matriz do magnésio, porém de grande estabilidade, possibilitando um endurecimento por precipitação, aumento de resistência mecânica, aumento da resistência às elevadas temperaturas, melhoria nas condições de proteção a corrosão e fluência. No entanto, pelo alto custo destes elementos, sua utilização fica limitada a ligas de alto desempenho e em componentes de elevado fator de segurança [6].

Como resultado também desta composição química, a liga AZ61 apresenta como característica uma relativamente boa deformabilidade em estado recozido, quando comparada a outras ligas de magnésio. Esta propriedade permite que a liga AZ61 seja usualmente empregada em operações de conformação mecânica, sobretudo em forjamento e extrusão.

Depois de deformada mecanicamente, a liga AZ61 pode ser tratada termicamente para adquirir melhores condições mecânicas. O tratamento térmico indicado para esta liga é o T5, onde, após a deformação imposta pelo processo de fabricação, a peça é submetida a um envelhecimento artificial em forno, a uma temperatura de 180 °C, durante um período de 16 horas [15]. As propriedades mecânicas esperadas pela liga após este tratamento térmico são descritas na tabela 7, bem como apresenta outros dados referentes a diversas propriedades características deste material.

Tabela 7 – Propriedades esperadas pela liga AZ61 [15].

Dureza (T5)	60 HB
Tensão de escoamento em tração (T5)	180 MPa
Tensão de escoamento em compressão (T5)	125 MPa
Tensão de ruptura (T5)	305 MPa
Alongamento à temperatura ambiente	16%
Alongamento à temperatura de 315 °C	70%
Módulo de Elasticidade (T5)	45 GPa

Resistência ao impacto	4,1 J
Coefficiente de Poisson	0,35
Calor latente de fusão	373 kJ/kg
Condutividade térmica	80 W/m.K
Coefficiente de expansão térmica	26 $\mu\text{m/m.K}$
Calor específico à temperatura ambiente	1,05 kJ/kg.K
Densidade	1800 kg/m ³

3.6. Breve descrição dos processos de extrusão

A extrusão é um processo de conformação mecânica no qual uma massa metálica sofre uma determinada deformação ao ser pressionada por um êmbolo e forçada a escoar por um orifício, o qual é chamado de matriz [41].

O primeiro metal a ser extrudado foi o chumbo, no final do século XIX [41]. Hoje, a gama de ligas metálicas passíveis de extrusão é imensa, tanto metais ferrosos, quanto não-ferrosos, como ligas de alumínio, titânio, cobre, estanho e, mais recentemente, ligas a base de magnésio.

Estes processos são utilizados em grande escala nas linhas produtivas industriais, podendo originar produtos como tubos sem costuras, perfis de diversos formatos e geometrias complexas, além de servir como processo auxiliar na formação de peças por outros processos de conformação, como o forjamento, por exemplo.

3.6.1. Extrusão direta

O movimento do fluxo do material deformado, em relação ao sentido do punção (ou êmbolo), subclassifica o processo de extrusão. Caso o fluxo do material esteja escoando no mesmo sentido do êmbolo, conforme ilustra a figura 6, diz-se que o processo é de extrusão direta.

Na extrusão direta, pode se observar pela figura 6 que o material a ser deformado (região mais escura) sofre uma pressão imposta pelo êmbolo (região mais clara), o que induz ao mesmo um escoamento por um orifício, localizado no interior da matriz (região cinza-escuro). Este orifício determina o perfil geométrico que o material irá adquirir ao fim da extrusão, sendo, portanto, de suma importância no processo. Nos experimentos constantes desta pesquisa (bem como no exemplo proposto pela figura 11) as geometrias terão transformação apenas no diâmetro da peça formada, mantendo-se uma secção redonda.

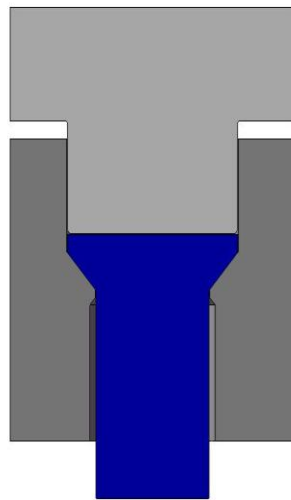


Figura 11 – Modelo esquemático de um processo de extrusão direta.

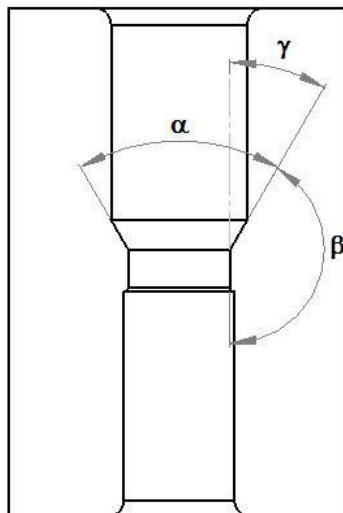


Figura 12 - Indicação do ângulo de cone (α) em corte da matriz de extrusão.

Os semiângulos que se localizam na entrada do orifício da matriz formam o chamado “ângulo de cone”, como pode ser visto na Figura 12, e têm a função de

promover a entrada suave do material para a região de estrangulamento, onde terá reduzida a sua área da secção transversal. A influência destes ângulos na extrusão de ligas de magnésio é um importante tópico de estudo deste trabalho.

Com o escoamento do material pelo orifício da matriz, a peça de trabalho sofre três deformações principais – na direção radial, na direção tangencial e no comprimento. Dentre estas, quando se utilizam ângulos de cone na ferramenta diferentes de 180 °, a deformação principal no processo é dada pela variação da área e pode ser mensurada segundo a equação 01 [41].

$$\varphi_h = \ln \cdot \frac{A_0}{A_f} \quad (\text{equação 01})$$

Onde:

φ_h é a deformação principal do processo;

A_f é a área final da peça extrudada;

A_0 é a área inicial da peça que irá sofrer a extrusão.

Sendo a extrusão direta considerada um processo de deformação estacionário, onde a forma geométrica do material não sofre alterações após a conformação mecânica (exceto quanto à magnitude das dimensões), a velocidade de deformação do material é tomada, em geral, por sua grandeza média.

Neste processo, a velocidade de deformação média consiste na variação da deformação por unidade de tempo, durante toda a região do cone da ferramenta. Nesta região se dá a deformação do processo, sendo que a velocidade de deformação é mais baixa na região da base do cone e aumenta na medida em que a unidade de volume se aproxima da região mais estreita da matriz de extrusão, momento este em que a velocidade de deformação é máxima e se torna constante, entrando o processo em um regime de deformação estacionário. A Equação 02 [42] relaciona estas variáveis, obtendo um valor numérico para a velocidade de deformação média do processo.

$$\dot{\varphi}_{\text{medio}} = \frac{6 V_F}{d_0} \ln \left(\frac{d_0}{d_1} \right)^2 \operatorname{tg}(\gamma + 90) \quad (\text{equação 02})$$

Onde:

V_F é a velocidade da prensa (mm/s);
 d_0 é o diâmetro inicial da peça a ser extrudada (mm);
 d_1 é o diâmetro final da peça extrudada (mm);
 γ é o semiângulo de cone (°).

Um fator importante de processo que deve ser avaliado durante a extrusão direta é a força necessária para a conformação da peça ou perfil desejado. Uma correta aproximação deste valor é um importante indicativo para o dimensionamento de máquinas e ferramentas envolvidas com o processo. No processo de extrusão direta, a força de extrusão pode ser obtida, de forma simplificada, pela Equação 03 [43]:

$$F_{ext} = A_0 \cdot k_{fm} \cdot \varphi \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\text{sen}2\beta} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\gamma}{\varphi} \right) + \pi \cdot d_0 \cdot \mu \cdot k_{f0} \cdot h_k \quad (\text{equação 03})$$

F_{ext} = força de extrusão (N);
 A_0 = área inicial a ser extrudada (mm²);
 k_{fm} = tensão de escoamento média (N/mm²);
 k_{f0} = tensão de escoamento inicial (N/mm²);
 φ_a = deformação verdadeira em área;
 μ = coeficiente de atrito do par tribológico;
 γ = semiângulo de cone (radianos);
 d_0 = diâmetro inicial da peça a ser extrudada (mm);
 h_k = altura não deformada da peça (mm).

3.7. Breve descrição do processo de forjamento

O processo de forjamento é, de forma simplista, uma operação onde uma massa volumétrica de metal recebe uma carga mecanicamente aplicada, originando uma deformação controlada da matéria-prima. Este metal, ao se deformar, adquire formas pré-definidas, de acordo com as ferramentas utilizadas, as quais contém cavidades, paredes, punções e reentrâncias.

Quanto ao tipo de ferramental empregado, o processo de forjamento pode ser assim dividido [46]:

- Forjamento de matriz aberta ou *hand forging* – utilizado para geometrias de baixa complexidade, como perfis retos ou curvos e blocos. Em geral, este processo é mais empregado para peças de grandes dimensões, como eixos maciços ou vazados, excêntricos, virabrequins de grandes máquinas, entre outros.

- Forjamento em matriz fechada ou *die forging* – utilizado para geometrias de média complexidade, caracterizadas pela existência de linha de partição da matriz inferior com a superior. É um processo utilizado em larga escala sendo, inclusive, o mais utilizado para forjar ligas de magnésio. A figura 13 ilustra o modelo esquemático de um forjamento em matriz fechada, em corte, de uma polia [48].

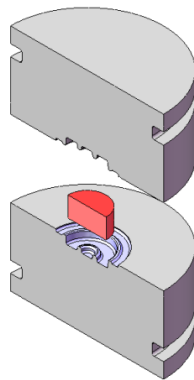


Figura 13 – Modelo esquemático de um forjamento em matriz fechada.



Figura 14 – Peça de magnésio forjada em matriz de precisão [49].

- Forjamento em matriz de precisão ou *precision forging* – utilizados em forjados de alta complexidade, caracterizado por múltiplas linhas de partição, com a peça final

praticamente isenta de rebarbas. É um processo mais caro e a taxa de produção costuma ser menor que os demais anteriormente citados. A figura 14 apresenta uma imagem de um forjamento em matrizes de precisão [49].

4. CARACTERIZAÇÃO DAS MATÉRIAS-PRIMAS

Nesta tese foi utilizada a liga de magnésio AZ61, obtida de duas fontes produtoras distintas e em duas diferentes condições microestruturais – como fundido e recristalizada.

No processo de extrusão direta analisado, ambas as condições microestruturais foram submetidas à deformação. Por outro lado, quando se forjou peças em liga de magnésio, apenas a liga previamente recristalizada foi utilizada.

As duas condições microestruturais foram caracterizadas mecanicamente através de ensaio de dureza, ensaio de resistência à tração, ensaio de resistência à compressão, além de serem submetidas a exame metalográfico.

4.1. Caracterização da liga de magnésio AZ61 fundida

A liga de magnésio AZ61 fundida, estudada nesta tese, foi obtida de um lingote com estrutura bruta de fusão. Este lingote é originário da empresa RIMA, única fornecedora de ligas de magnésio no Brasil.

O lingote foi tratado termicamente para homogeneizar a estrutura, recozendo a liga. O recozimento se deu segundo a bibliografia [23,40], com o aquecimento do bloco a 415 °C durante um período de 15 horas, em forno de resistência elétrica com controle de temperatura, procedendo-se, na sequência, um resfriamento ao ar.

A composição química da matéria-prima foi verificada através da técnica de espectrometria óptica, de onde se obteve os resultados descritos na tabela 8, atestando o material como uma liga de magnésio AZ61D (modificado), empobrecida nos teores de alumínio, porém enriquecida de teores de lantânio e cálcio.

Tabela 8 – Composição química da liga de magnésio estudada (em % de peso).

		Mg	Al	Zn	Mn	Si	La	Ca	Demais Elementos
Especificado	Máx.	Restante	5,8	0,4	0,1				
	Min.	Restante	7,2	1,5	0,5				
Medido		89,7	4,9	0,6	0,3	0,1	3,1	1,1	< 0,2

A presença de cálcio e lantânio na liga se deve a uma tentativa de controle e refino de grão durante a solidificação do metal, melhorando ainda a resistência mecânica e resistência à fluência do metal, já usada em diversos estudos na área de solidificação [37-39, 50-51].

A adição de lantânio nas ligas de magnésio aumenta a resistência mecânica do material, formando uma fase acicular ($Al_{11}La_3$) [52], enquanto a presença de cálcio, em toeres menores que 1,5% em peso, atua reduzindo o espaçamento entre braços secundários da dendrita, além de formar uma fase lamelar (Al_2Ca) que auxilia no ganho de resistência mecânica da liga [53].

A morfologia de grão resultante, com braços dendríticos de pequeno tamanho, possibilita que a liga seja deformada após sofrer um tratamento térmico de recozimento para homogeneização [23], considerando-se um trabalho mecânico a quente durante as extrusões realizadas.

Com o objetivo de se caracterizar o estado do material antes de ser deformado e, posteriormente, permitir uma comparação com o resultante do processo de extrusão, a matéria-prima foi submetida a ensaios mecânicos e metalográficos.

Como a evolução microestrutural ao longo do processo de extrusão é um dos objetivos deste estudo, a análise metalográfica, neste trabalho, teve por objetivo avaliar o estado inicial da liga pós-solidificação, além de se identificar a presença e morfologia de precipitados endurecedores da liga. Foi utilizado o procedimento padrão de preparação de amostras, seguindo-se sequência de lixas d'água, polimento com alumina de 1 μm e ataque com ácido fluorídrico com 0,5% de concentração, diluído em álcool. A análise microestrutural foi efetuada em microscópio óptico.

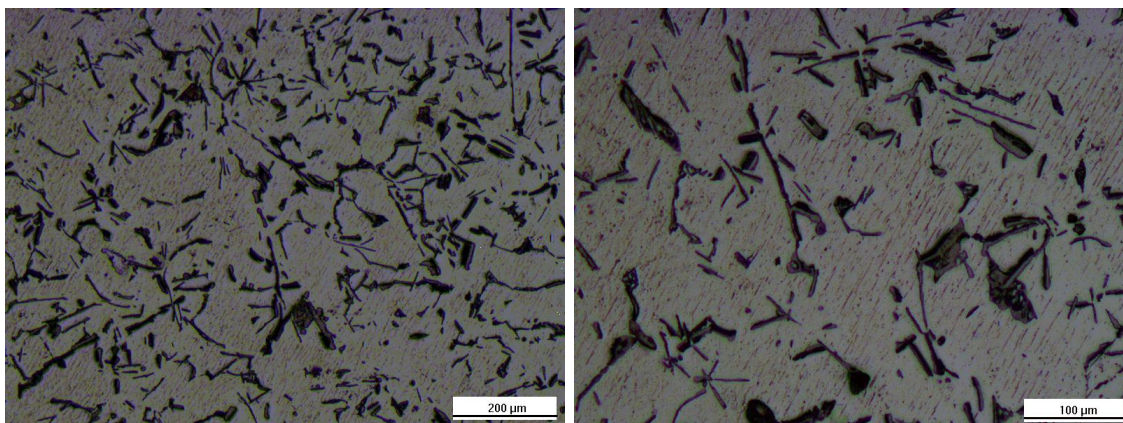


Figura 15 – Microestrutura da liga AZ61 fundida, após recozimento, em diferentes aumentos. Ataque HF 0,5%.

A Figura 15 apresenta a imagem microestrutural da liga fundida, após o tratamento térmico de recozimento, em dois diferentes aumentos. Pode se perceber na Figura 15 a região mais clara sendo a matriz de magnésio e a região mais escura os precipitados ricos em alumínio, zinco, lantânio e cálcio.

Notam-se os precipitados espessos, presentes em grande quantidade ao longo de toda a estrutura da liga. Acredita-se que estes precipitados são lamelares, ricos em alumínio e cálcio, conforme caracterizado em outro estudo com liga de magnésio de semelhante composição química [54].

Vê-se ainda, na figura 15, precipitados de geometria fina e comprida, na forma acicular, dispostos por toda a imagem. Estes precipitados se referem a fases ricas em alumínio e lantânio, formando o composto intermetálico $Al_{11}La_3$ [54].

Os testes mecânicos, aos quais a matéria-prima fundida foi submetida, foram realizados no Laboratório de Fundição - LAFUN/UFRGS e consistiram de ensaio de dureza Brinell, ensaio de resistência à tração e resistência à compressão. Para cada um destes ensaios foram realizados três repetições, com a finalidade de se obter um resultado de maior confiabilidade.

Os ensaios de dureza Brinell foram realizados em um durômetro marca Mitutoyo, como pode ser visualizado na figura 16, sendo aplicada uma carga de 62,5kg, impondo uma impressão na superfície do material, gerado por uma esfera de 2,5mm. No decorrer do estudo, as peças extrudadas são submetidas ao mesmo ensaio, a fim de se realizar comparações sobre os dois estados do material.



Figura 16 - Durômetro marca Mitutoyo, utilizado no estudo.

Os resultados relativos à dureza da liga são expressos na Tabela 9, onde se pode observar a diferença de dureza antes e depois do tratamento térmico de recozimento do material.

Tabela 9 – Valores de dureza da matéria-prima.

Condição	Dureza (HB)	Desvio Padrão
Bruto de Fusão	64,1	3,1
Recozida	57,9	2,6

Pode se perceber que o tratamento térmico de recozimento fez baixar a dureza da liga, o que é esperado, já que a tendência é ocorrer difusão de elementos segregados para dentro da matriz solidificada do magnésio, além de coalescimento de grãos. A liga estudada se encontrou com estrutura de solidificação recozida, de modo que a dureza da matéria-prima, considerada inicial do trabalho, é $57,9 \pm 2,6$ HB.

Os ensaios de compressão foram realizados na mesma prensa marca EKA onde foram realizados os processos de extrusão, com corpos-de-prova cilíndricos de mesmas dimensões dos *billets* de extrusão, ou seja, diâmetro da face de 16mm e altura de 20mm. Este ensaio foi realizado para a determinação de limites de escoamento e de resistência da liga, além do alongamento máximo que a liga sofre em temperatura ambiente.

Para a medição da força aplicada no ensaio de compressão, foi utilizada uma célula de carga, com capacidade para 800 kN de força mensurável, sendo o sinal adquirido pelo aparelho *Spider 8*[®], da empresa HBM e tratado pelo *software Catman Express*[®], da mesma empresa. O deslocamento da prensa foi monitorado por um extensômetro de contato, tipo LVDT, o qual foi também acoplado ao *Spider 8*[®] e tratado pelo mesmo *software*.

Submetidas as amostras da liga de magnésio AZ61 ao ensaio de compressão, foram obtidos os valores de propriedades mecânicas conforme são apresentados na Tabela 10.

Tabela 10 – Propriedades mecânicas à compressão da liga AZ61 fundida, após recozimento.

Condição	Limite de Escoamento (MPa)	Resistência Máxima (MPa)	Alongamento Máximo (%)
Recozida	50,1	149,5	12,5

Os valores encontrados na prática para o limite de escoamento à compressão da liga AZ61 fundida foi consideravelmente mais baixo do que o esperado para a mesma liga recristalizada. No entanto, se verificado na tabela 1, pode se perceber que para as ligas AZ31 e AZ80, com estrutura bruta de fusão, os valores ficaram bastante próximos dos encontrados nesta pesquisa, para a liga AZ61 fundida.

Uma análise pode ser feita da causa dessa discrepância de valores obtidos para o limite de escoamento das ligas ensaiadas. Tendo ligas estrutura como fundido, em que as dendritas formadas são constituídas de magnésio empobrecido de elementos de liga (os elementos ficam segregados entre os braços dendríticos, formando precipitados duros), é natural que se tenha, nessas regiões, uma diminuição considerável da resistência ao escoamento da fase, facilitando a deformação plástica do material. Desta forma, a liga como um todo fica sujeita ao escoamento prematuro da fase dendrítica. Tratando-se os dados bibliográficos de valores obtidos pela liga AZ61 após trabalho termomecânico, com estrutura já recristalizada e com grãos equiaxiais, é de se esperar a redução dessa fase menos resistente, elevando-se assim o limite de escoamento global da liga ensaiada.

Em relação à forma de fratura apresentada no corpo-de-prova, a figura 17 ilustra o corpo-de-prova após ensaio de compressão, evidenciando uma fratura frágil a 45° do plano de aplicação de força, como se esperava, de acordo com a revisão bibliográfica, para a estrutura hexagonal compacta (HC).



Figura 17 – Aspecto da fratura em corpo-de-prova ensaiado por compressão.

Os ensaios de resistência à tração foram realizados em uma máquina universal de tração, com capacidade máxima de carga de 100 kN. Os corpos-de-prova possuíam

uma área útil de 20 mm de comprimento, com diâmetro de 4 mm. Neste ensaio, os objetivos são as determinações de propriedades mecânicas como limite de escoamento, limite de resistência, alongamento e estrição do material. A figura 18 apresenta imagem da máquina de ensaios utilizada e a tabela 11 apresenta os valores encontrados como resultado deste ensaio.



Figura 18 - Máquina universal de tração utilizada no estudo.

Tabela 11 – Propriedades mecânicas à tração da liga AZ61D.

Condição	Resistência ao Escoamento (MPa)	Resistência Máxima (MPa)	Alongamento Máximo (%)
Após Recozimento	60,8	73,4	2,8

Assim como no caso do ensaio de resistência à compressão, acredita-se que a estrutura bruta de fusão é a responsável pelos valores relativamente baixos encontrados nesta caracterização.

Em relação ao limite de escoamento da liga, os valores obtidos são ligeiramente superiores ao limite de escoamento encontrado pelo ensaio de compressão, o que é uma relação coerente com a bibliografia. Desta forma, a explicação de que a presença de fase dendrítica, contendo magnésio empobrecido de elementos de liga, fazendo-se uma diminuição do limite de escoamento global do material, pode ser empregada novamente nesse caso.

Por outro lado, o alongamento à tração é quase insignificante, fato que abrevia, consequentemente, o limite de resistência do material. Este é um comportamento

atípico, mesmo para uma classe de material que sabidamente tem baixa ductilidade à temperatura ambiente. No caso do carregamento compressivo, ao qual foram submetidos os corpos-de-prova, o limite de escoamento ficou aquém do esperado. No entanto, verificou-se uma ductilidade em torno de 12% e o limite de resistência obtido foi, embora inferior ao esperado, substancialmente maior que o de escoamento.

Ademais, a localização da fratura no corpo-de-prova variou de ensaio para ensaio, indicando possível existência defeito interno localizado, tais como inclusões, porosidades ou micro-rechupes, o que seria comum considerando-se uma liga fundida. A figura 19 apresenta os corpos-de-prova utilizados nos ensaios de tração, de onde podem ser visualizadas as fraturas frágeis obtidas, a ausência de estrição e a variação dos locais de aparecimento da ruptura.

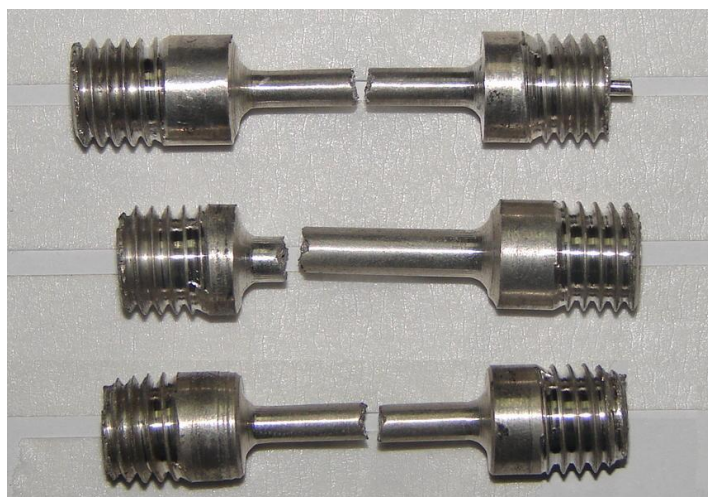


Figura 19 – Corpos-de-prova submetidos aos testes de tração.

4.2. Caracterização da liga de magnésio AZ61 comercialmente recristalizada

A liga de magnésio AZ61 no seu estado recristalizado foi produzida pela empresa Otto Fuchs KG, na Alemanha e adquirida pelo Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial – INEGI, da Universidade do Porto, Portugal.

Esta liga foi caracterizada sob os mesmos ensaios submetidos à liga AZ61 fundida, utilizando-se, para tanto, as instalações do INEGI e da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto – FEUP.

A composição química da liga foi obtida através do certificado de garantia do fornecedor e seu valor foi admitido como real, já que não se dispunham de equipamentos naquela universidade para determinação de ligas não ferrosas desta natureza. A tabela 12 apresenta os valores da composição química da matéria-prima utilizada.

Tabela 12 – Composição química da liga de magnésio estudada (em % de peso).

		Mg	Al	Zn	Mn	Si	Demais Elementos
Especificado	Máx.	Restante	5,8	0,4	0,1	-	-
	Min.	Restante	7,2	1,5	0,5	-	-
Medido		92,2	6,2	0,8	0,2	0,1	< 0,6

Pelos valores expostos na tabela 12, pode se perceber que a liga de magnésio analisada é caracterizada com a liga AZ61A (*standart*). Os teores de alumínio e zinco são suavemente mais altos do que os teores encontrados na liga fundida AZ61. No entanto, para a liga recristalizada, não foram encontrados indícios de elementos controladores de solidificação, como terras raras, por exemplo.

A análise microestrutural da liga AZ61 foi realizada de forma análoga à da realizada na matéria-prima fundida, ou seja, sequência de lixamento, polimento com alumina de um μm e ataque com ácido fluorídrico com 0,5% de concentração, diluído em álcool etanol. As imagens obtidas podem ser observadas nas figuras 20 e 21, em diferentes aumentos.

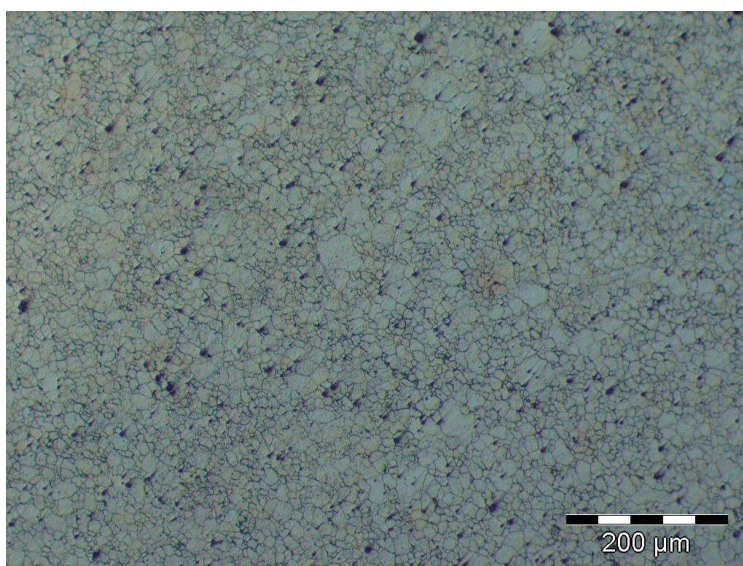


Figura 20 – Microestrutura da liga AZ61. Ataque HF 0,5%.

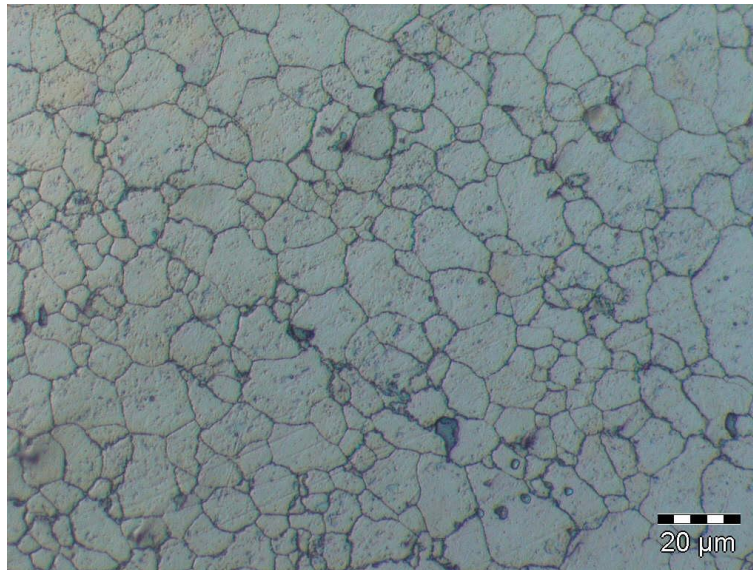


Figura 21 – Microestrutura em grande aumento da liga AZ61. Ataque HF 0,5%.

Conforme pode ser verificado nas figuras 20 e 21, as análises metalográficas revelaram grãos equiaxiais, tamanho 6-8, segundo a norma ASTM E112/95 [55]. Em micrometros (μm), os diâmetros médios de grão variaram entre 5 μm e 20 μm . Esta morfologia de grão é típica de metais recristalizados, onde não se percebe alinhamento preferencial de grão.

A dureza da liga foi caracterizada com um ensaio de dureza Brinell, empregando-se uma esfera de 2,5mm e carga de 62,5kg. Para a determinação da dureza, foram extraídos amostras da ponta e do meio da barra recristalizada, com pontos de dureza no centro, meio-raio e extremidade radial da secção. Os valores encontrados são apresentados na tabela 13.

Tabela 13 – Valores de dureza da matéria-prima

Condição	Dureza (HB)	Desvio Padrão
Recristalizada	68,9	1,1

Em relação à liga AZ61 fundida, pode se verificar que a dureza encontrada para a liga no estado recristalizado é 18,9% maior. Esta propriedade é função da homogeneidade da composição química e da ausência de uma fase menos resistente (magnésio empobrecido de liga) na estrutura do material.

Os ensaios de resistência à compressão foram realizados em uma máquina universal de ensaios, marca MTS, com uma velocidade de deslocamento de cabeçote de

1mm/min. Os corpos-de-prova foram usinados com diâmetro de 20mm e altura também de 20mm, baseado em norma internacional ASTM E9 – 89a [56].



Figura 22 – Corpos-de-prova para ensaio de resistência à compressão da liga Mg AZ61 recristalizada.

Foi submetido ao ensaio um total de cinco amostras, conforme pode ser visualizado na figura 22. A média simples entre estes valores caracterizou as propriedades mecânicas da liga de magnésio AZ61 submetida à compressão. A tabela 14 apresenta os valores das propriedades mecânicas à compressão da liga de magnésio AZ61 recristalizada.

Tabela 14 – Propriedades mecânicas à compressão da liga AZ61 recristalizada.

Condição	Resistência ao Escoamento (MPa)	Resistência Máxima (MPa)	Alongamento Máximo (%)
Recristalizada	152,8 ± 1,3	370,8 ± 10,8	10,6 ± 0,4

Quando se comparada à liga fundida, pode se perceber que a liga de magnésio AZ61 recristalizada possui propriedades mecânicas à compressão mais elevadas. A resistência ao escoamento é 105% superior, ao passo em que a resistência máxima da liga se situa 148% mais elevada do que a variável fundida. O alongamento, por sua vez, apresentou pequena redução, passando de aproximadamente 12% na liga fundida, para 10,6% nas amostras recristalizadas.

Os ensaios de resistência à tração foram realizados no mesmo equipamento em que foi realizado os ensaios de resistência à compressão, também com uma velocidade

de deslocamento de cabeçote de 1mm/min. Os corpos-de-prova para este ensaio foram usinados baseados na norma internacional ASTM E8M – 09 [57], com diâmetro de 12mm e comprimento útil de 84mm, sendo usinados em torno convencional, onde as amostras adquiriram também roscas M18 x 2mm nas extremidades, para se fixar na máquina de ensaios, conforme pode ser visto na figura 23.



Figura 23 – Corpo-de-prova para ensaio de tração.

Para a determinação das propriedades da matéria-prima recristalizada à tração, foram ensaiados quatro corpos-de-prova, obtendo-se a média simples entre eles. As amostras sendo tracionadas podem ser observadas na figura 24.

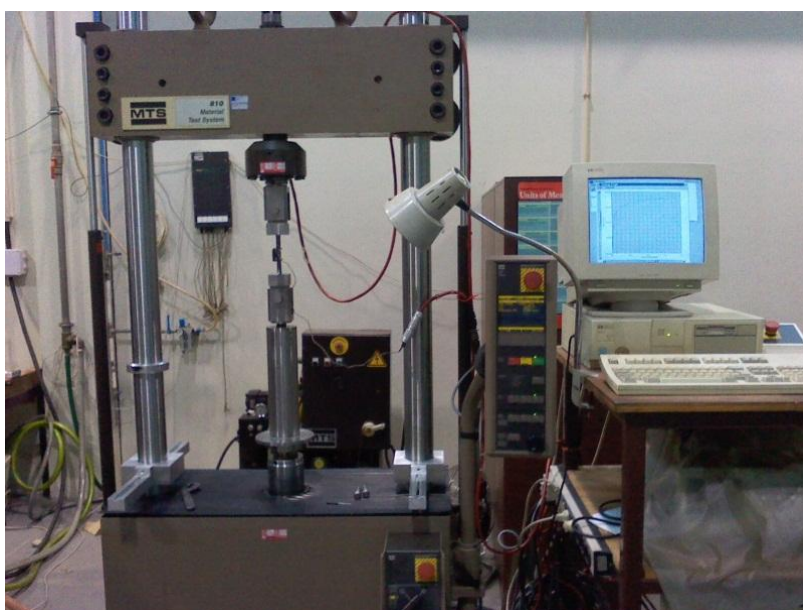


Figura 24 – Ensaio de tração da liga AZ61 recristalizada.

Os resultados dos ensaios de resistência à tração são exibidos na tabela 15. Pode se perceber uma grande superioridade nas propriedades mecânicas da liga recristalizada, em comparação com a liga fundida, cujos resultados foram apresentados anteriormente na tabela 11.

Tabela 15 – Propriedades mecânicas à tração da liga AZ61 recristalizada.

Condição	Resistência ao Escoamento (MPa)	Resistência Máxima (MPa)	Alongamento Máximo (%)
Recristalizado	220,6 ± 3,3	316,1 ± 2,3	15,5% ± 1,5

Em relação à resistência ao escoamento, a liga recristalizada obteve valores de tensão limite 266% maior que a fundida, enquanto os valores de resistência máxima foram 332% maior. O alongamento, praticamente nulo para a liga fundida, foi de 15,5% para a liga recristalizada.

Os valores obtidos para a liga de magnésio AZ61 recristalizada são coerentes com os valores tabelados na literatura [4], conforme anteriormente apresentado na tabela 7.

A superioridade das propriedades mecânicas da liga de magnésio AZ61 recristalizada, em comparação direta com a mesma liga fundida, expressa a validade de se objetivar um refino microestrutural da liga fundida, através de trabalho termomecânico, a fim de se alcançar melhorias mecânicas na liga com estrutura de solidificação.

5. METODOLOGIA E MATERIAIS

5.1. Processo de extrusão direta

A metodologia empregada obedeceu a um fluxograma de atividades experimentais, conforme pode ser resumidamente visualizado na figura 25:

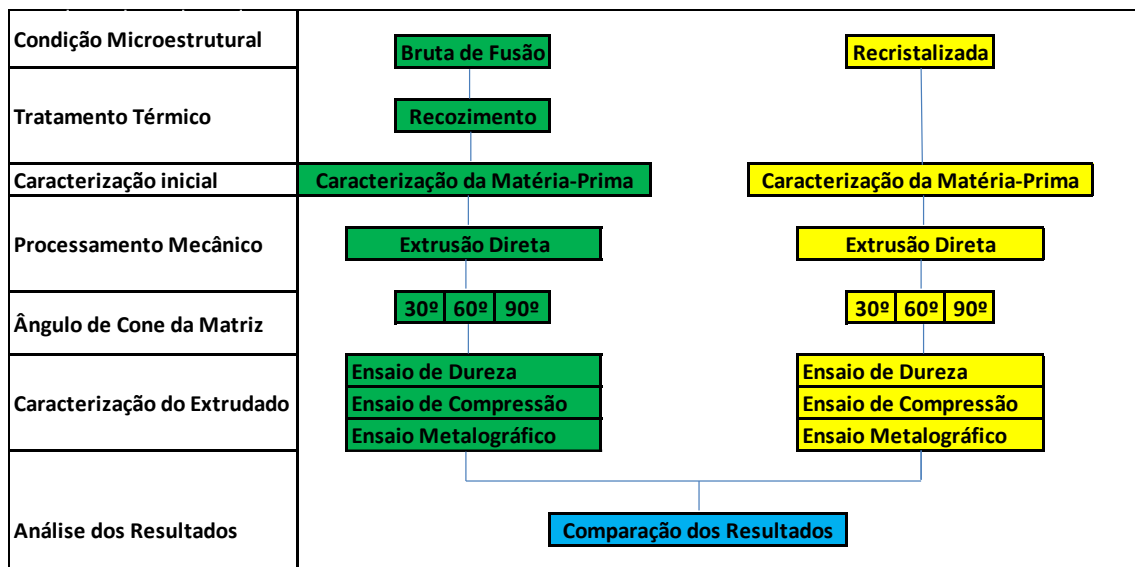


Figura 25 – Fluxograma de atividades experimentais.

Os parâmetros alterados e avaliados quanto as suas influências no processo e nas propriedades mecânicas e metalúrgicas da peça, serão apresentados em detalhes nos subitens a seguir.

5.1.1. Projeto do ferramental de extrusão

Para se extrudar as ligas de trabalho, foram projetadas três diferentes geometrias de ferramental, impondo variações no ângulo de cone da matriz e fixando a deformação em área do material em 42,3%.

O material de partida apresentou geometria cilíndrica, de 20 mm de altura e diâmetro inicial de 15,8mm, o qual, após ser deformado, deve manter uma altura de 1 mm com o diâmetro original. O canal de entrada das matrizes de extrusão tem 16mm, maior que o *billet* por 0,2mm, para permitir a perfeita entrada do material no interior da

ferramenta, mesmo aquecido. Este canal é seguido pela região do cone e, por fim, pela região extrudada propriamente dita, com o diâmetro final desejado de 12mm. A Figura 26 ilustra a forma inicial e final esperada das peças envolvidas no processo.

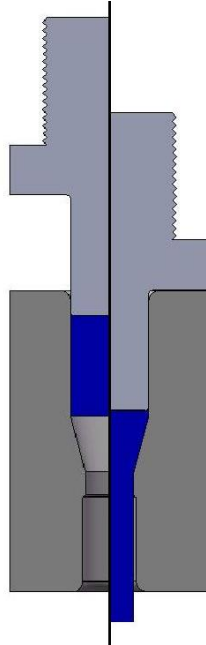


Figura 26 – Geometria inicial e final esperada no processo.

Para padronizar o projeto de ferramental, bem como possibilitar o uso de um punção de geometria única para todos os processos, as dimensões das matrizes foram fixadas, restringindo as variações apenas ao ângulo de cone. A figura 27 apresenta as dimensões fixas e comuns para as três matrizes projetadas, enquanto a figura 28 apresenta o punção universal empregado no estudo e suas dimensões.

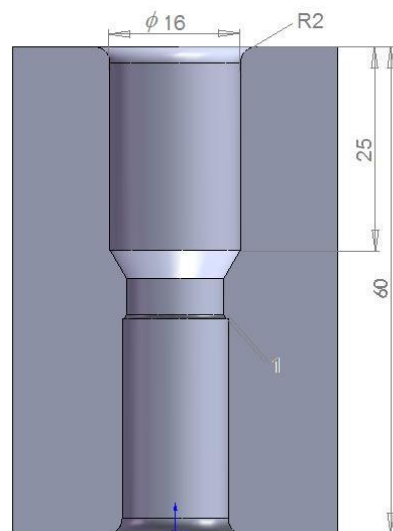


Figura 27 – Dimensões fixas das matrizes de extrusão projetadas (mm).

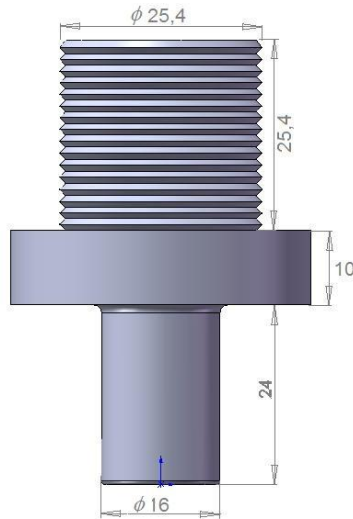


Figura 28 – Punção de extrusão universal projetado (mm).

Em relação ao ângulo de cone (α), foram projetadas matrizes com três variações, sendo adotados os valores de 30° , 60° e 90° . Desta maneira, os semiângulos da ferramenta (γ) resultam respectivamente em 15° , 30° e 45° . A Figura 29 apresenta um comparativo entre estes ângulos de cone (α), fixando-se a deformação em área de 42,3%, comum a todos.

Quanto ao grau de redução imposto (deformação relativa em área), foi fixado um valor de 42,3%. Partindo-se de um material de entrada com diâmetro inicial de 16 mm, o processo resulta em um diâmetro final de 12 mm.

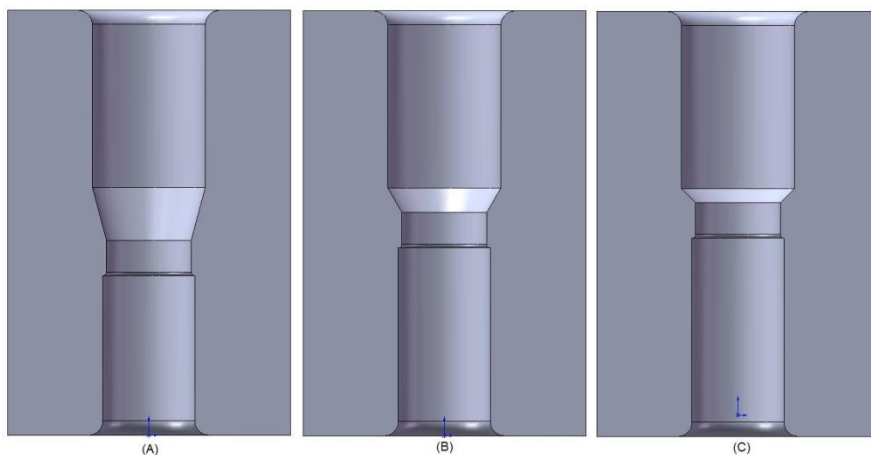


Figura 29 – Comparativo entre os modelos sólidos das matrizes de extrusão com diferentes ângulos de cone. (A) 30° , (B) 60° e (C) 90° .

Com o objetivo de se facilitar a identificação das geometrias de ferramentas, foi criada uma nomenclatura para representar cada matriz empregada, conforme apresentada na tabela 16.

Tabela 16 – Nomenclatura adotada na pesquisa.

Nomenclatura	Ângulo de cone (α)	Deformação relativa (%)
30° α	30°	42,3
60° α	60°	42,3
90° α	90°	42,3

Por se tratar de um processo a quente, foi selecionado como material para a confecção das matrizes e dos punções, o aço-ferramenta para trabalho a quente AISI H13. Este material foi submetido a tratamento térmico de têmpera e duplo revenimento, obtendo como dureza final, em trabalho, de 40-44 HRC.

As peças originadas nas três diferentes geometrias resultantes e nas duas variantes microestruturais são, posteriormente, caracterizadas, comparadas e discutidas no decorrer do trabalho.

5.1.2. Parâmetros de processo empregados na extrusão

Em relação à lubrificação do processo, foi utilizado o produto *Metaflo*[®], da empresa *ITW Chemical*, que consiste em uma solução à base de grafite coloidal, diluída em água na proporção de uma parte do lubrificante para cinco partes de água.

As peças de magnésio foram aquecidas até a temperatura de 180 °C e então mergulhadas na solução lubrificante, sendo retiradas após aproximadamente 1 segundo. O calor dos *billets* de magnésio fez com que a água evaporasse, permanecendo em contato com o material apenas uma fina camada de lubrificante, garantindo a completa e perfeita aplicação do filme lubrificante na superfície do metal a ser deformado. A figura 30 ilustra os *billets* de liga de magnésio já com a camada lubrificante depositada.

Sendo as ligas de magnésio excelentes condutoras de calor, é vital que o processo se dê tão isotermicamente quanto possível, ou seja, a temperatura da matriz deve ficar o mais próximo possível da temperatura da liga. Caso contrário, o material perde calor para as paredes da matriz, reduzindo drasticamente sua deformabilidade, gerando trincas, conforme já discutido no capítulo de revisão bibliográfica.



Figura 30 – *Billets* de liga de magnésio AZ61 lubrificados.

Para garantir um processo completamente isotérmico, os ensaios de extrusão foram realizados com o aquecimento simultâneo do ferramental e do material a ser deformado. Os *billets* foram posicionados no interior das matrizes e, na sequência, todo o sistema foi inserido dentro de um forno tipo câmara, com temperatura previamente elevada a 400 °C, conforme ilustra a figura 31.

Matriz, punção e matéria-prima permaneceram montados dentro da câmara por um período de 45 minutos, a fim de se homogeneizar a temperatura. Um experimento prévio acoplado dois termopares de contato tipo K – um no interior do canal de entrada da matriz e outro acoplado no núcleo da matéria-prima – garantiram que o tempo utilizado no estudo fosse suficiente para a homogeneização da temperatura.



Figura 31 – Aquecimento simultâneo do ferramental e da matéria-prima.

Na sequência do trabalho, o sistema aquecido é retirado do forno e acoplado na mesa de uma prensa hidráulica, marca EKA, com capacidade de carga máxima de 400kN, onde é efetuada a extrusão. A prensa empregada na conformação pode ser visualizada na figura 32.



Figura 32 – Prensa hidráulica utilizada na extrusão.

A prensa hidráulica utilizada apresenta velocidade de ferramenta constante de 6 mm/s durante a operação. Para o processo de extrusão direta, a velocidade de deformação é dinâmica na região do cone e estacionária a partir da passagem por esta região. Como já discutido anteriormente, uma velocidade de deformação baixa é um dos predicados para se deformar ligas de magnésio, pela sua característica de sensibilidade às altas taxas de deformação.

5.1.3. Processos de extrusão realizados

Depois de definidos os objetivos da pesquisa, caracterização dos materiais de partida e definição dos parâmetros de processo a serem utilizados, foram iniciados os ensaios de extrusão propriamente ditos.

Acoplados em prensa hidráulica, foram instalados equipamentos para a instrumentação do experimento, sendo, para a determinação da força aplicada uma célula de carga e, para o deslocamento da prensa, um extensômetro de contato tipo *LVDT*. A instrumentação foi a mesma utilizada no ensaio de compressão da matéria-prima, descrito anteriormente no item 4.2. Assim, os sinais gerados também foram

captados pelo aparelho Spider 8[®] e tratados pelo mesmo *software Catman Express*, instalado em um *notebook* comum.

As ferramentas foram aquecidas em forno de resistência elétrica e, após homogeneização da temperatura, transportadas para a mesa da prensa. Tão logo quanto possível, as extrusões foram então realizadas, com o objetivo de minimizar as perdas térmicas para o meio-ambiente.

A medição de força, neste caso, teve como objetivos identificar a tensão necessária para iniciar o escoamento da liga na temperatura de trabalho, bem como determinar a tensão onde o processo fica estabilizado, após preencher toda a região do cone e formar a redução da seção, entrando assim em regime estacionário de deformação.

O controle do deslocamento da prensa – e conseqüente movimento do punção – foi monitorado para auxiliar nas definições de tensões citadas do parágrafo anterior, confrontando os picos de tensão registrados com as mudanças geométricas das ferramentas.

As extrusões foram efetuadas até restar apenas 1 mm não-deformado do material de partida. A tabela 17 apresenta os valores esperados para as alturas úteis finais (região após do cone) das peças extrudadas, bem como suas deformações relativas e verdadeiras do processo.

Para confirmar a repetitividade do processo e obter corpos-de-prova em quantidades suficientes, foram extrudados cinco *billets* para cada um dos processos analisados (três variações de ferramental e duas variações microestruturais).

Tabela 17 – Geometrias e deformações desejadas após extrusão.

Nomenclatura	Volume do cone (mm ³)	Área inicial (A _o)	Área final (A _i)	Deformação verdadeira (φ)	Altura útil final (h _i)
30 α	1156,83	201,06	113,0	0,576	22,71
60 α	536,88	201,06	113,0	0,576	28,19
90 α	309,97	201,06	113,0	0,576	30,20

É importante mencionar que, no que tange restritamente às extrusões das peças na liga AZ61 recristalizadas, os procedimentos experimentais e caracterizações das peças obtidas foram efetuados em cooperação com Gomes [58], tendo sido os resultados obtidos apresentados por aquele pesquisador em sua dissertação de mestrado, submetida à avaliação de banca examinadora e sendo aprovada no dia 13 de janeiro de 2012.

5.1.4. Cálculos e simulações complementares para a extrusão

Foram realizados cálculos numéricos e simulações computacionais para auxiliar na fase de projeto das ferramentas de extrusão, bem como para servir de apoio para o dimensionamento de ferramentas.

Em relação aos cálculos numéricos, o principal objetivo é se aproximar, através de equações matemáticas empíricas, a força de extrusão necessária para a obtenção das peças nos ângulos de cone e deformação desejados. Estes cálculos serão posteriormente comparados com os resultados de força obtidos pela instrumentação do processo (adquiridos pela célula de carga) e, também, com os valores preditos pela simulação numérica computacional.

Além da obtenção de um valor numérico para a força de extrusão, objetiva-se ainda verificar a validade destas equações para o processo de extrusão de ligas de magnésio, já que este é relativamente pouco estudado e em fase de consolidação dentro da grande área da conformação dos metais.

A simulação numérica computacional foi realizada com o programa comercial *Simufact.Forming*[®], e ficou restrito à avaliações de força de extrusão e verificar e controlar a temperatura do processo, já que este parâmetro é fundamental para a obtenção de peças deformadas em ligas de magnésio.

5.1.5. Caracterização das peças extrudadas

Com o intuito de se comparar as peças extrudadas com as matérias-primas e verificar as alterações provocadas pelo processo, caracterizou-se as peças obtidas após as extrusões. Esta caracterização posterior ao processo também possibilitou que se fizessem comparações entre os diferentes ferramentais e suas influências nas propriedades finais da liga de magnésio estudada.

Depois de extrudadas, foram extraídos corpos-de-prova de cada uma das 3 diferentes geometrias, separando-se, para isso, a região posterior ao cone, cujo diâmetro final foi deformado no processo. A figura 33 apresenta a região útil da peça extrudada,

de onde foram extraídos os corpos-de-prova para os ensaios mecânicos adotados na caracterização pós-deformação.

Foram realizados ensaios dureza, resistência à compressão e análise metalográfica. A metodologia para a caracterização das peças e realização dos ensaios é a mesma que se utilizou para a matéria-prima, conforme descrito no item 4.



Figura 33 – Região útil da peça extrudada.

5.2. Processo de forjamento

Para os estudos sobre o processo de forjamento da liga de magnésio AZ61, foi utilizada exclusivamente a liga no seu estado recristalizado, conforme caracterizada no item 4 desta tese.

Esta etapa de trabalho, cujo foco é o forjamento de liga de magnésio AZ61, foi integralmente desenvolvido no Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial – INEGI, da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (figura 34), durante período de “doutorado sanduíche no exterior”.



Figura 34 – Parque de máquinas do setor de conformação plástica do INEGI.

5.2.1. Peça de trabalho

A peça de trabalho escolhida foi uma polia flangeada, de perfil circular, simétrica em seu eixo de rotação. A aplicação deste componente é destinada aos reguladores de inclinação em poltronas de pequenas aeronaves comerciais.

Esta peça possui três alturas diferentes, além da região da rebarba, e foi escolhida para poder se avaliar diferentes solicitações de deformação em uma única peça. A figura 35 apresenta o modelo esquemático da peça a ser forjada, em corte.

As dimensões da peça revelam que as alturas finais da peça conformada são de 14mm no recalque central, 22mm na pista intermediária e a maior deformação da peça é encontrada nas bordas, onde a altura final é de 10mm.

Em relação aos diâmetros, o maior diâmetro da peça é de 57,9mm na extremidade da borda da peça, enquanto que o diâmetro externo à pista é de 27mm e o diâmetro do recalque central é de 10mm.

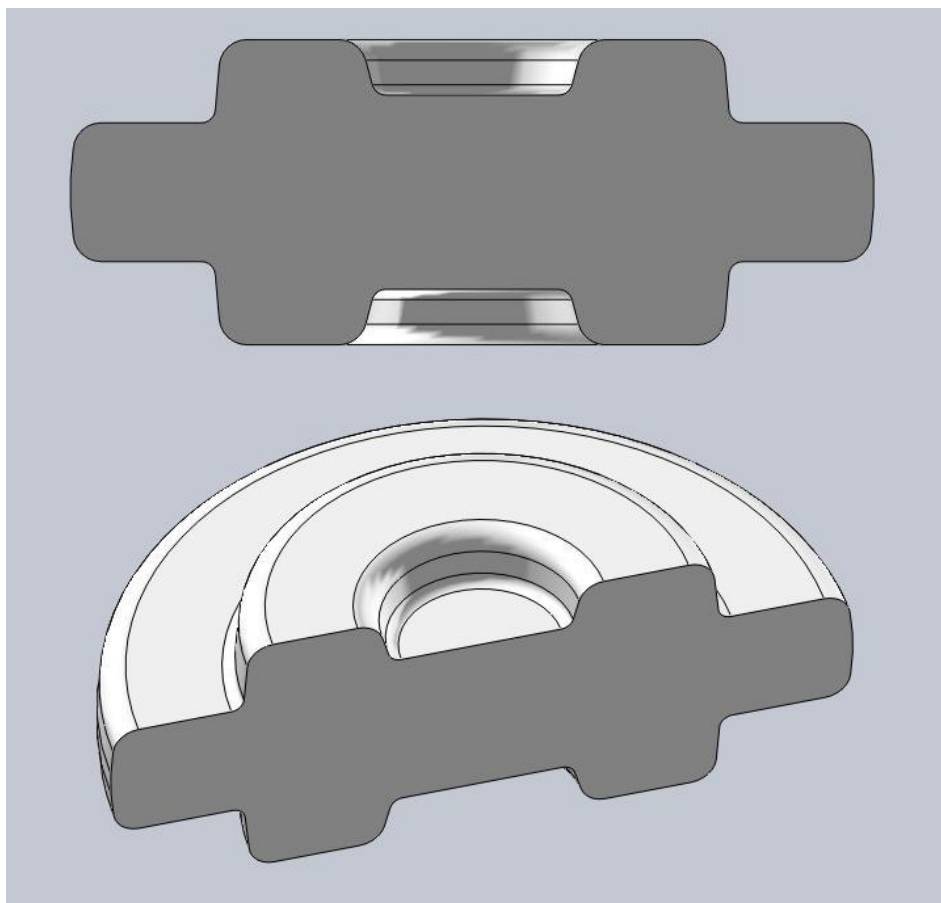


Figura 35 – Modelo sólido da peça de trabalho, em corte frontal e tridimensional.

As paredes da peça foram projetadas com ângulos de saída de 5° nas paredes externas e 15° nas paredes internas. O aumento do ângulo de saída nas paredes internas se deu devido à geometria da peça apresentar, nesta região, maior probabilidade de adesão peça/ferramenta. A figura 36 apresenta o esboço da peça, com as principais dimensões cotadas.

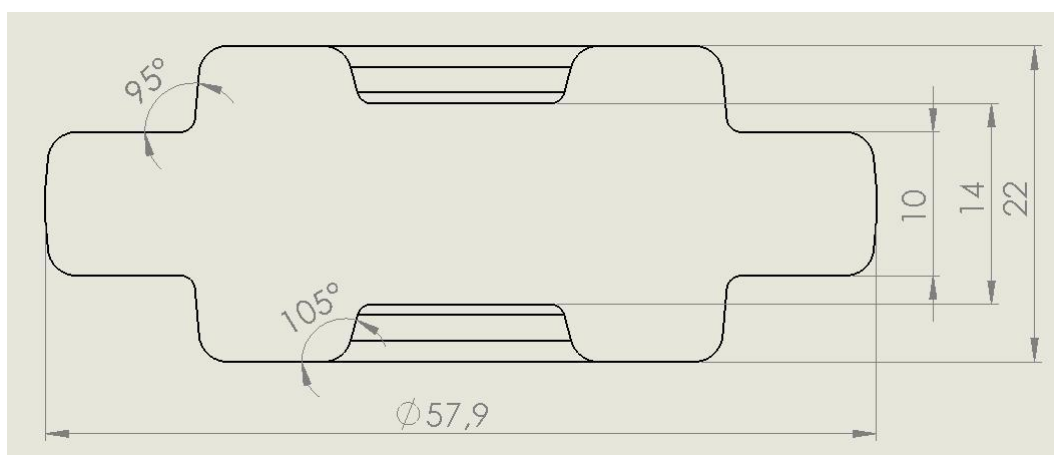


Figura 36 – Principais cotas expostas da peça de trabalho, em milímetros.

A peça de trabalho resultou em um volume de 39.400mm^3 , já se considerando uma rebarba de 2mm de altura e 2mm de comprimento. Dessa forma, dispondo-se de matéria-prima em barras de diâmetro de 35mm, os *billets* foram obtidos seccionando partes desta barra, com 41mm de comprimento.

Os cortes foram efetuados em máquina de corte a disco (*cut off*), posteriormente acabados em torno mecânico e, por fim, pesados em balança de precisão, onde a tolerância máxima foi de 20g de diferença entre os *billets*. Na figura 37 é possível visualizar alguns dos *billets* utilizados.



Figura 37 – *Billets* de liga de magnésio AZ61 para forjamento de polia.

Em relação à deformação da peça, cuja componente mais relevante é a deformação em altura, pode se perceber que, por possuir a peça três regiões com alturas distintas, ao final da peça forjada, três zonas com deformações diferentes irão se formar, sendo a mais severa localizada nas bordas da peça e a mais branda na pista intermediária.

Utilizando-se a equação 05, anteriormente apresentada, e conhecendo-se as alturas inicial (do *billet*) e final (das três regiões da peça) do processo, é possível montar a tabela 18, que apresenta as regiões do forjado e as deformações correspondentes.

Tabela 18 – Deformações verdadeiras em altura, da polia forjada.

Região da peça	Deformação verdadeira em altura(φ_h)
Recalque central	1,07
Pista intermediária	0,62
Bordas	1,41
Rebarba	3,02

Da tabela 18, pode se perceber que a formação da região da rebarba possui uma deformação elevadíssima, como é de praxe nos processos de forjamento, enquanto que, dentro da região útil da peça, a maior deformação é encontrada nas bordas. Este local, portanto, é onde fenômenos mais significativos podem ocorrer, como aquecimento pontual, trincas por excesso de deformação e falta de preenchimento. Esta região será mais cuidadosamente avaliada no processo.

5.2.2. Projeto de ferramental aquecido

Para a conformação da peça de trabalho, foi projetada uma matriz fechada, aquecida e bipartida. A matriz foi projetada inicialmente para trabalhar em prensa mecânica, ou seja, sem que as matrizes encostassem uma na outra durante a operação. Por este motivo, não foi projetado canal de rebarba nas matrizes, já que a altura de rebarba, nos forjamentos em prensas mecânicas, se dá pela distância mínima de aproximação entre o par de matrizes, ao contrário de forjamentos em prensas hidráulicas ou pneumáticas, em que o movimento das matrizes cessa por contato (batente) ou limitação de força.

No entanto, devido a mudanças oportunas no procedimento experimental, decidiu-se utilizar uma prensa hidráulica, por esta possuir uma velocidade de trabalho constante (prensas mecânicas possuem velocidade variável ao longo do movimento, de acordo com a posição angular da biela). Por este motivo, utilizaram-se placas intermediárias entre as matrizes, fazendo batente e limitando o curso da matriz superior, em relação à matriz inferior (imóvel).

Cada placa possuía 1mm de altura. Para a formação da peça final, a altura de rebarba estipulada foi de 2mm, ou seja, utilizou-se 2 placas intermediárias. As placas intermediárias também foram utilizadas para limitar deslocamento entre as etapas de conformação, como será visto neste capítulo. A figura 38 apresenta um modelo esquemático da matriz de forjamento projetada.

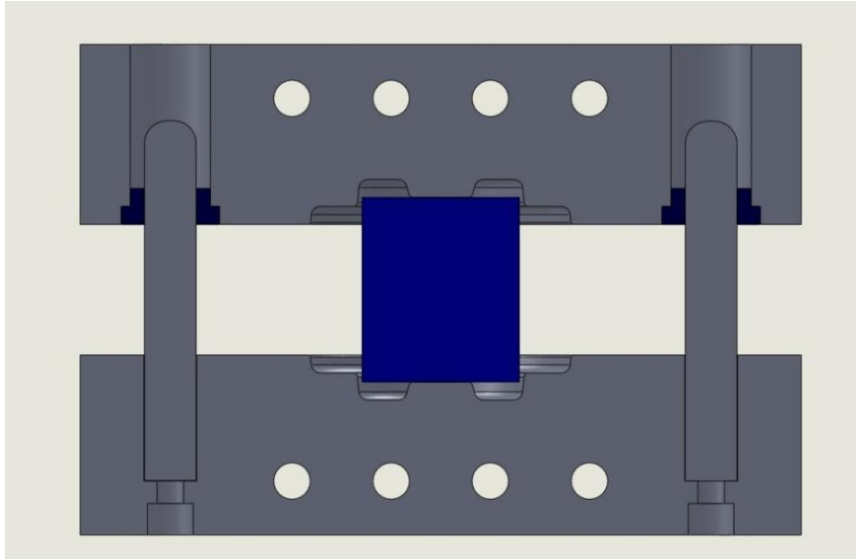


Figura 38 – Modelo esquemático do ferramental de forjamento utilizado.

No modelo esquemático da matriz de forjamento, pode se perceber no centro, bipartido nas metades superior e inferior, a cavidade da peça. Sobre a cavidade, repousa o *billet* da liga de magnésio AZ61, em espera para ser conformado.

Nas laterais da ferramenta pode se ver um sistema bucha/pino-guia, cuja função é de centralizar o movimento de subida e descida da matriz, quando acoplada na prensa. Este sistema de guiamento corrige possíveis folgas na prensa a ser utilizada e, quanto maior o tamanho da peça, maior deverá ser o guiamento.

Ao se analisar as partes inferior e superior das matrizes, pode se notar a presença de quatro furos passantes, local onde deverá alojar as resistências de aquecimento da ferramenta. Este aquecimento é necessário já que as ligas de magnésio são excelentes condutoras de calor, de modo que é fundamental que o processo se dê tão isotermicamente quanto possível, ou seja, a temperatura da matriz deve ficar o mais próximo possível da temperatura da liga. Caso contrário, o material perde calor para as paredes da matriz, reduzindo pontualmente sua deformabilidade, podendo gerar trincas [6, 11-12].

Estas resistências funcionam com energia elétrica, alimentadas por uma tensão alternada de 220V e o dimensionamento da potência que se deve instalar depende do tempo no qual se deseja que a ferramenta aqueça, do intervalo de temperaturas trabalhado e do tipo de material a ser aquecido. A equação 8 determina a potência a instalar na ferramenta:

$$P = \frac{M \times C_p \times (T_1 - T_0)}{t} \times Z \times 1000$$

Equação 08 [71]

Onde:

P = Potência a Instalar (W);

M = Massa do bloco da matriz (kg);

C_p = Calor específico (kJ/kg.°C);

T₁ = Temperatura do processo (°C);

T₀ = Temperatura da matriz (°C);

t = Tempo de aquecimento desejado/tolerado (s);

Z = fator de correção de perdas por radiação e condução (entre 1,3 e 1,6);

O caso mais crítico de aquecimento do experimento foi tomado por base neste dimensionamento e teve o intervalo de temperatura fixado em 340 °C, considerando-se 350 °C a temperatura do processo e 10 °C a temperatura ambiente média para o inverno em Portugal. Como material da ferramenta, foi utilizado o aço AISI H13 temperado e revenido e, com as devidas margens de segurança, cada bloco foi dimensionado com 45mm de altura, 160mm de comprimento e 140mm de largura, o que representou uma massa de 7,9kg para cada matriz.

Para corrigir as perdas térmicas, a constante “Z” foi definida como 1,6, já que este era, também, o caso mais crítico. Assim, da equação 8 foi possível montar a tabela 19, que relaciona o tempo de aquecimento, com a potência necessária para o aquecimento do ferramental.

Tabela 19 – Relação entre tempo de aquecimento e potência instalada.

POTÊNCIA (W)	t (s)	t (min)	Volume	1008	(cm ³)
6.902	300	5 min	Massa	7,9	(kg)
3.451	600	10 min	C _p	0,481	(kJ/kg °C)
2.301	900	15 min	ΔT	340	(°C)
1.725	1200	20 min			
1.380	1500	25 min			
1.150	1800	30 min			

Após rápida análise da tabela 19, foi optado pela utilização de 1600W de potência, com previsão de aquecer o bloco até 350 °C em aproximadamente 22 minutos.

As temperaturas mais baixas, a ser explicitadas no decorrer deste capítulo, demandará menor tempo de aquecimento.

Para isso, optou-se por resistências do tipo cartucho, marca Rerom, de fabricação francesa. Cada resistência utilizada tem potência de 400W, de modo que se utilizou 4 resistências de cartucho para cada matriz. O diâmetro das resistências é de 8mm, com precisão de 1 centésimo de milímetro. O comprimento de cada resistência é de 100mm. A figura 39 apresenta a imagem desta resistência, cuja capa é de aço inoxidável ferrítico.



Figura 39 – Resistência de aquecimento do tipo cartucho [68].

Desta forma, para garantir um processo isotérmico, as resistências elétricas foram instaladas nas matrizes inferior e superior da ferramenta. A temperatura instantânea das matrizes foi controlada por um termopar de contato, que enviava sinal diretamente a um dispositivo eletrônico, que controlava o fornecimento de tensão às resistências, de acordo com a temperatura registrada. As resistências fixas no interior da matriz de forjamento, bem como o dispositivo eletrônico de controle podem ser visualizadas na figura 40 e 41, respectivamente.

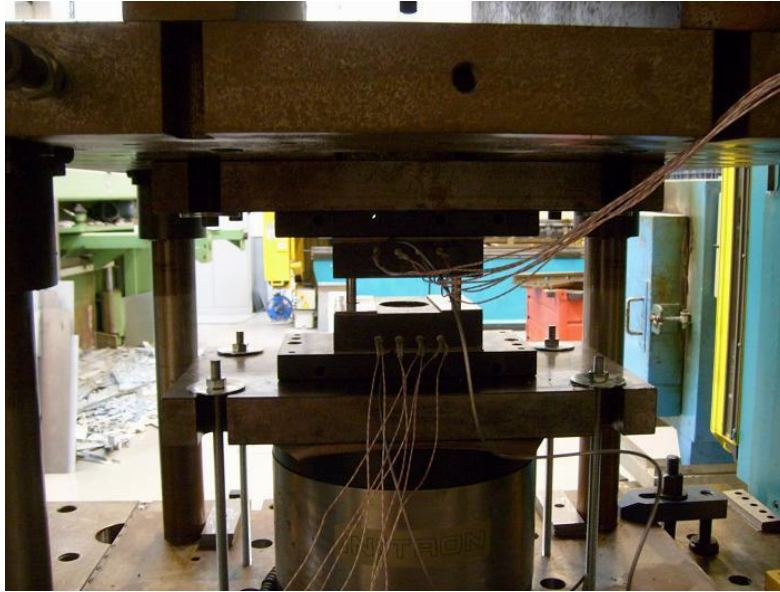


Figura 40 – Sistema de aquecimento das matrizes, por resistência elétrica.



Figura 41 – Sistema eletrônico de controle de temperatura.

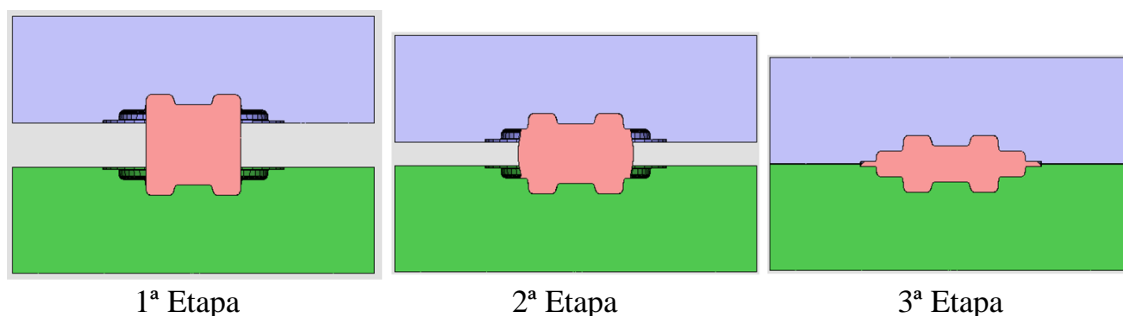
5.2.3. Planejamento experimental

Após a definição da geometria da peça de trabalho, do projeto das matrizes e da obtenção do ferramental, foi elaborado um plano de atividades, com o intuito de organizar o procedimento experimental do trabalho.

Desta forma, pretende-se forjar a peça de trabalho, em liga de magnésio AZ61, com variação da temperatura de processo e também variação do número de etapas de deformação.

Em relação à temperatura de processo, foram forjadas peças em três temperaturas diferentes: 350 °C, 300 °C e a mais baixa, 250 °C. Estes valores foram escolhidos, já que a literatura prevê este intervalo como o recomendado para forjamento de ligas de magnésio da família AZ [28]. Foi decidido não se estudar temperaturas inferiores a 250 °C, uma vez que testes preliminares apresentaram trincas significativamente precoces no forjamento desta peça, ainda em fases preliminares de preenchimento de cavidade da matriz.

Referente às etapas de conformação, as peças foram forjadas de duas formas distintas: na primeira forma, a deformação foi toda realizada em uma única etapa, promovendo 27mm de deslocamento da matriz superior. Na segunda forma, a deformação foi dividida em três etapas, cada uma com 9mm de deslocamento da matriz superior. A figura 42 apresenta as três etapas de deformação escalonadas.



1ª Etapa

2ª Etapa

3ª Etapa

Figura 42 – Divisão da deformação em três etapas de forjamento da peça de trabalho.

A divisão da deformação em três etapas foi utilizada inspirada em dois trabalhos distintos, mesclando os mesmos. No primeiro trabalho [23] esta técnica de controle de deformação foi utilizada para a liga de magnésio AZ61 laminada, onde os pesquisadores perceberam que, com a divisão da deformação, eram alcançados melhores resultados de propriedades mecânicas finais da peça, já que o tempo em exposição à elevada temperatura de trabalho proporcionava a recristalização da peça, eliminando o encruamento e fazendo o material ganhar em plasticidade, mas perder em resistência mecânica. Os pesquisadores então fixaram a temperatura de trabalho e dividiram a deformação em algumas pequenas etapas, encontrando uma diminuição da fração recristalizada de grãos e garantiram uma resistência mecânica superior ao processo convencional.

O segundo artigo versa sobre a técnica de forjamento multidirecional, onde um bloco cúbico de magnésio era deformado várias vezes, cada qual em uma lateral. Os pesquisadores perceberam que múltiplas deformações direcionais em uma mesma temperatura fixa promovia intensa recristalização e o produto era grãos ultrarrefinados, conferindo características de superplasticidade ao material. Por outro lado, quando as deformações tinham temperaturas decrescentes em cada direção de forjamento, a estrutura não recristalizava completamente, produzindo um grau de encruamento superior ao processo convencional, aumentando-se a resistência mecânica da peça [36].

No presente trabalho, visando a impedir a recristalização dos grãos da liga de magnésio durante o forjamento, foi compilado partes dos dois procedimentos experimentais encontrados na revisão bibliográfica e, então, juntando-se a ideia da divisão da deformação em diversas etapas de conformação, com a redução gradativa da temperatura de processo, a cada passe unitário de deformação, foram elaboradas rotas próprias para se forjar a peça de trabalho com controle de deformação e de recristalização dos grãos do material.

Assim, se propôs as seguintes rotas de processamento:

- a) Única etapa de deformação, com temperatura de 350 °C;
- b) Única etapa de deformação, com temperatura de 300 °C;
- c) Única etapa de deformação, com temperatura de 250 °C;
- d) Três etapas de deformação, com temperatura constante de 350 °C;
- e) Três etapas de deformação, com temperaturas de 350 °C, 300 °C e 250 °C.

Devido ao uso das resistências elétricas, o processo foi mantido de forma isotérmica, ou seja, a temperatura das matrizes estava na mesma temperatura da matéria-prima aquecida.

Imediatamente após as peças serem forjadas e extraídas da ferramenta, as mesmas foram resfriadas em água, com o intuito de se manter a microestrutura inalterada depois de forjadas.

Para os forjamentos que envolveram mais de uma etapa de conformação, o deslocamento da matriz superior foi limitado pelo uso de placas intermediárias, sendo que o deslocamento para produzir as pré-formas do primeiro estágio foi limitado em 9mm. No segundo estágio, utilizando-se as peças pré-conformadas na etapa anterior, mais 9mm foi aplicado. Por fim, no último estágio, os 9mm restantes foram impostos

nas peças, totalizando 27mm de deformação. É importante ressaltar que as etapas não foram sequenciais: primeiro os *billets* foram aquecidos e conformados a primeira etapa, sendo resfriados em água imediatamente; depois, novo aquecimento, nova forja e mais um vez resfriamento em água; a terceira etapa repetiu o ciclo, finalizando o processo de conformação das peças.

Após a obtenção das peças nas cinco rotas de processamento avaliadas, as peças foram submetidas à avaliação de defeitos visuais e preenchimento da cavidade da matriz, além de ensaios de caracterização mecânica e microestrutural.

De cada peça forjada foram retirados dois corpos-de-prova cilíndricos, com diâmetro de 10mm e altura também de 10mm, das regiões da borda, região esta a mais deformada da peça de trabalho.

A extração dos corpos-de-prova foi efetuada com uma serra circular, do tipo copo, e os acabamentos dos corpos-de-prova foram realizados em torno mecânico. Na sequência, estes corpos-de-prova foram ensaiados quanto a sua resistência a compressão uniaxial. O ensaio foi realizado com o mesmo procedimento descrito no capítulo II, com o qual foi caracterizada a matéria-prima não deformada.

Também na região da borda foram obtidas as durezas das peças, em escala Brinell, com esfera de 2,5mm e carga de 62,5kg. Por fim, foi realizado ensaio metalográfico nas peças, objetivando a análise do encruamento dos grãos e da possível fração recristalizada. Ambos os últimos ensaios mencionados seguiram, também, os mesmos procedimentos empregados na caracterização da matéria-prima.

Por fim, foram comparados os resultados, de modo a verificar a influência da temperatura e das etapas de conformação nas propriedades mecânicas e na microestrutura das peças forjadas.

5.2.4. Parâmetros de processo

As peças foram forjadas em prensa hidráulica de duplo efeito vertical, com capacidade máxima de carga de 1600 kN (160 ton.), marca Adira. Neste trabalho, apenas um efeito foi utilizado, mantendo-se fixa, ao alto, a corrediça do prensa-chapas. A velocidade da ferramenta, na região de trabalho, foi mantida constante em 16mm/s. A

figura 43 apresenta a prensa utilizada, já com o ferramental empregado montado em seu interior.



Figura 43 – Prensa hidráulica Adira, utilizada para os forjamentos.

Em relação à lubrificação do processo, foi utilizada uma solução à base de grafite coloidal, diluída em água na proporção de uma parte do lubrificante para cinco partes de água. A aplicação foi por pulverização diretamente sobre a cavidade da ferramenta, de modo que, depois de aplicado, formou-se uma fina camada de lubrificante em torno da superfície das matrizes.

O aquecimento para a forja foi realizado em forno com circulador de ar interno, de modo a evitar gradientes de temperatura dentro da câmara de aquecimento, eliminando-se, assim, a possibilidade de que um *billet* sofra maior ou menor aquecimento que outro, além de servir como precaução quanto ao excesso de aquecimento e inflamabilidade do material. A figura 44 apresenta os *billets* dentro do forno de aquecimento com circulação de ar.



Figura 44 – Forno de aquecimento com circulador de ar interno.

Após os *billets* serem aquecidos, estes foram transportados manualmente até a prensa, repousados sobre a cavidade da matriz e imediatamente processados mecanicamente, adquirindo a forma da cavidade da matriz.

O deslocamento da matriz superior é de 27mm no total, ou seja, o *billet* possui 41mm de altura inicial e, ao início do processo, a única região onde a matriz está em contato com *billet* é a protuberância responsável pelo recalque central (ver figura 42). Após finalizar a conformação da peça, a região do recalque central adquire uma altura final de 14mm, percorrendo o deslocamento total de 27mm.

Por fim, depois de serem conformadas, as peças forjadas da liga de magnésio AZ61 foram extraídas da cavidade da matriz com uma tenaz e imediatamente mergulhadas em uma vasilha contendo água em temperatura ambiente. Este procedimento teve o intuito de se manter a microestrutura da peça após forjamento.

6. CÁLCULOS ANALÍTICOS E SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS

Com o objetivo de se minimizar erros de projeto e de se obter maior certeza durante a fase de elaboração do processo, muito se tem estudado no sentido de simular previamente o processo desejado. Estas simulações vão desde ensaios simples com materiais de fácil modelagem (simulação física) até elaboradas simulações computacionais, as quais permitem um grande *input* de informações relativas ao processo [59].

Neste estudo não será abordada a simulação física do processo, já que as ligas de magnésio possuem particularidades que não podem ser corretamente simuladas por materiais comumente utilizados nesse tipo de predição, como plasticinas ou gesso, por exemplo. Por outro lado, o caráter de pesquisa de base adotado neste trabalho inviabiliza a obtenção de resultados significativos utilizando simulação física, cujo principal resultado se apresenta em relação ao preenchimento de cavidades pela massa deformada mecanicamente.

Referente ao processo de extrusão, os cálculos analíticos são utilizados para o cálculo de velocidade de deformação média e para a predição de força de extrusão, baseada principalmente na equação 02 e na equação 03, respectivamente, apresentadas em detalhes no item 3.

A maior abordagem quanto à simulação do processo de extrusão é dada pela utilização de simulação numérica computacional, sendo empregada com o intuito de se prever a força de extrusão de cada variante geométrica, bem como os comportamentos evolutivos da temperatura da peça, deformação do material e forjabilidade das geratrizes em função das variações do ferramental.

Para a análise do processo de forjamento, os cálculos analíticos não são empregados, devido à complexidade da geometria envolvida, de modo que apenas a simulação numérica computacional é utilizada, apenas com o objetivo de obter uma estimativa da força de forjamento, analisar o preenchimento da cavidade da matriz e verificar o possível aumento de temperatura do processo no caso mais crítico (forjamento em etapa única a 350 °C).

A estimativa de força de forjamento foi buscada, tendo em vista de que a prensa utilizada não possuía grande capacidade de carga, se considerada a realidade prática dos processos de forjamento. Por este motivo, a simulação computacional foi utilizada

principalmente como um indicativo da capacidade ou incapacidade da prensa conformar a peça de trabalho.

O preenchimento da cavidade da matriz foi simulado, já que na temperatura mais baixa, 250 °C, a plasticidade do material é consideravelmente reduzida, de modo que a simulação foi buscada no sentido de verificar algum indicativo de falta de preenchimento ou aumento excessivo de força de conformação.

Por fim, a análise da variação de temperatura foi simulada computacionalmente para verificar a possível presença de aquecimento exacerbado do material, sobretudo pelo fato de que o processo se realizou com velocidades de deformação consideravelmente elevadas, principalmente ao final da região da borda da peça e início do canal de rebarba. Somado ao fato do processo ser isotérmico, ou seja, não há perda considerável de calor da peça para a matriz, as velocidades de deformação elevadas poderiam levar a temperaturas localizadas elevadas, o que deve ser evitado.

6.1. Cálculos analíticos

Ao longo dos anos, muitas equações empíricas foram desenvolvidas para estimar a força necessária para se conformar os materiais. Estas equações foram sendo otimizadas com base em procedimentos práticos e deu origem a uma imensa gama de equações, cada qual destinada para operações específicas do processamento sólido dos metais.

Teorias mais elaboradas foram sendo desenvolvidas, como a Teoria Elementar da Plasticidade e seus desdobramentos específicos, Teoria do Limite Superior, Teoria dos Elementos Finitos, Teoria das Linhas de Escorregamento, entre outras menos difundidas. Para cada caso concreto, estas teorias podem fornecer melhores ou piores aproximações, já que todas elas fazem, em maior ou menor grau, simplificações matemáticas para se atingir um resultado coerente [60]. Desta forma, os resultados obtidos devem ser considerados apenas uma aproximação da força real necessária [61] e devem ser confrontadas com resultados práticos para serem validados.

Quanto mais complexa a geometria que se pretende obter através dos processos de conformação mecânica, maior o erro associado. Isto se deve à dificuldade em se equacionar elementos como ângulos de paredes, raios de cantos, filetes e aletas finas,

entre outros. Muitas vezes estas dificuldades podem acarretar soluções matemáticas complexas, o que pode vir a tornar proibitivo o uso dos métodos de cálculo como ferramenta cotidiana [62-63].

Por outro lado, para processos onde as geometrias envolvidas não apresentam grandes complexidades geométricas, sobretudo em regimes estacionários de deformação, estudos anteriores demonstram que as equações numéricas trazem resultados bastante reais, quando comparados aos obtidos na prática experimental [48,64].

6.1.1. Cálculos analíticos no processo de extrusão

Em acórdância com o descrito no subitem anterior, para o processo de extrusão direta com seção circular uniforme, como é o caso estudado nesta tese, pode-se esperar que os resultados numéricos encontrados para a força de extrusão apresentem boa aproximação com a realidade prática dos processos.

Para se determinar a velocidade de deformação média do processo, a formulação matemática a ser utilizada é descrita pela equação 02 [42], rerepresentada a seguir:

$$\dot{\varphi}_{medio} = \frac{6 V_F}{d_0} \ln \left(\frac{d_0}{d_1} \right)^2 \operatorname{tg}(\gamma + 90) \quad (\text{equação 02})[42]$$

Com uma velocidade da prensa (V_f) constante em 6 mm/s na região de trabalho, o cálculo da velocidade de deformação média se torna dependente apenas da deformação (φ) e do semiângulo de cone (γ). A tabela 20 apresenta os cálculos de velocidade de deformação média para cada geometria de ferramenta.

Analisando-se a tabela 20, pode se perceber que a velocidade de deformação média do processo aumenta na medida em que é diminuído o ângulo de cone (α) da ferramenta empregada. Das três geometrias avaliadas, a que apresenta maior velocidade de deformação média é a ferramenta com ângulo de cone (α) de 30°.

Tabela 20 - Velocidade de deformação média para cada geometria de ferramenta.

Nomenclatura	Diâmetro inicial d_0 (mm)	Diâmetro final d_1 (mm)	Velocidade da prensa V_F (mm/s)	Ângulo γ (graus)	Tan ($\gamma+90$)	Velocidade de deformação média (s^{-1})
30 α	16	12	6	15	3,73	4,83
60 α	16	12	6	30	1,73	2,24
90 α	16	12	6	45	1,00	1,29

Sabendo-se que o curso do punção é o mesmo para todos os três processos (19mm na região de trabalho) e que a velocidade da prensa é constante em 6mm/s, o tempo de processamento é o mesmo para todos os casos, durando aproximadamente 3,2 segundos. Desta forma, uma angulação de ferramenta que proporcione uma maior altura de cone e, conseqüentemente, um maior percurso para se chegar a uma mesma deformação, induzirá uma maior velocidade de deformação média, já que para um mesmo intervalo de tempo, um ponto infinitesimal qualquer do material deverá, necessariamente, percorrer uma maior distância.

No caso da extrusão direta, a formulação matemática para se determinar a força necessária para se conformar uma peça foi apresentada na equação 03 [43] e é representada abaixo:

$$F_{ext} = A_0 \cdot k_{fm} \cdot \varphi \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\text{sen}2\beta} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\gamma}{\varphi} \right) + \pi \cdot d_0 \cdot \mu \cdot k_{f0} \cdot h_k \quad (\text{equação 03})[43]$$

Onde:

F_{ext} = força de extrusão (N)

A_0 = Área inicial a ser extrudada (mm^2)

k_{fm} = Tensão de escoamento média (N/mm^2)

φ = Deformação em área

μ = coeficiente de atrito do par tribológico

γ = Semiângulo de cone (radianos), ver Figura 12;

d_0 = diâmetro inicial do *blank* (mm)

k_{f0} = Tensão de escoamento inicial (N/mm^2)

h_k = altura não deformada da peça (mm)

Para o cálculo de força de extrusão, foram utilizados os seguintes valores para as variáveis da equação:

$$A_0 = 201,06 \text{ mm}^2;$$

$$k_{f_m} = \text{arbitrado em } 80 \text{ MPa, conforme extraído da figura 5, para } 400 \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$\varphi = 0,576, \text{ conforme calculado na tabela 10};$$

$$\mu = \text{adotado como } 0,2;$$

$$\gamma = \text{variável de acordo com o ângulo da ferramenta (15}^\circ, 30^\circ \text{ ou } 45^\circ);$$

$$d_0 = 16 \text{ mm};$$

$$k_{f_0} = 90 \text{ N/mm}^2, \text{ para } 400 \text{ } ^\circ\text{C e velocidade de deformação } 1 \text{ s}^{-1} \text{ (Figura 5)};$$

$$h_k = 1 \text{ mm}.$$

De posse destas variáveis, foi possível estimar a força de extrusão para cada caso específico de ferramental empregado, fazendo-se as devidas simplificações. A tabela 21 apresenta os valores de força obtidos através da aplicação da equação 03.

Tabela 21 – Valores de força de extrusão através de cálculos numéricos.

Nomenclatura	K_{f_0} (MPa)	k_{f_m} (MPa)	Área inicial (A ₀)	Área final (A _i)	Deformação verdadeira em área (φ)	Ângulo γ (rad)	Força calculada (kN)
30 α	90	80	201,0	113,0	0,576	0,262	20,4
60 α	90	80	201,0	113,0	0,576	0,524	20,1
90 α	90	80	201,0	113,0	0,576	0,785	22,3

O resultado obtido produz um erro, já que, além das simplificações matemáticas própria dos cálculos numéricos, ainda são inseridos dados de materiais não tão precisos, extraídos da bibliografia, sobretudo no que diz respeito à curva de escoamento do material e ao atrito do processo. A magnitude deste erro será determinada confrontando os dados calculados com os resultados práticos obtidos e discutida na seção de resultados do presente trabalho.

Faz-se necessário aqui também considerar que os dados dos materiais arbitrados são extraídos de curvas de escoamento de liga de magnésio AZ61 no estado recristalizado, de modo que o erro tende a ser maior em relação às extrusões dos *billets* da liga fundida.

6.2. Simulação numérica computacional

A simulação numérica computacional está consolidada como uma ferramenta extremamente potente e capaz para a predição de aspectos do processo de conformação mecânica, sendo utilizada em inúmeros artigos da área, de modo que não se fazem necessárias citações bibliográficas que comprovem esta afirmação.

Força para conformar uma peça, deformação do material, velocidade de deformação do processo, otimização de projetos, preenchimento de cavidade, controle e estudo das temperaturas envolvidas, tensões em ferramentas e simulações microestruturais estão entre as diversas possibilidades que a técnica permite a extração de resultados.

Sob esta realidade, já é comum que empresas [65-66] e institutos de pesquisa se utilizem de *softwares* de simulação numérica em sua rotina de trabalho, seja para melhorar e garantir processos, ou mesmo para fazer avaliações e orçamentos de custos de produção de um determinado produto.

A simulação numérica, por se restringir à fase de projeto, torna possível que se altere e se investigue vários modelos de matrizes, bem como de temperaturas e velocidades de deformação de uma peça, sem que para isto seja gasto uma considerável quantia em dinheiro para a confecção dos ferramentais, bem como a economia de tempo no desenvolvimento de processo também é sensivelmente notada [65].

Como discutido no item anterior, dependendo da geometria da peça desejada, os cálculos numéricos podem resultar em soluções matemáticas complexas, tornando sua utilização restrita. Nestes casos, o emprego de simulações numéricas computacionais é também aconselhado, diminuindo-se o tempo para se obter resultados e aumentando-se a confiabilidade destes. Para a resolução matemática dos modelos simulados, os *softwares* comerciais se utilizam basicamente de dois métodos: Método dos Volumes Finitos (FVM) e Método dos Elementos Finitos (FEM). Estes métodos integram regiões infinitesimais da peça a ser deformada, as quais geram uma malha contínua que cobre toda a extensão do produto. A figura 45 apresenta um exemplo de malha aplicado na simulação numérica computacional de uma broca forjada, no início do processo (malhamento da geratriz) e após conformação (malha deformada) da peça.

O Método dos Volumes Finitos (FVM) se baseia em um método explícito de integração em que a malha gerada, conhecida como Euleriana, permanece fixa ao longo

da simulação e o material, quando deformado, escoar sem deformar a malha. Assim, durante o escoamento do material através da malha Euleriana, a massa, momento e energia do material são transportados de elemento em elemento e o solucionador calcula o movimento do material através dos elementos de volume constante [67-68].

O Método dos Elementos Finitos (FEM) é mais difundido na simulação numérica computacional e tem por base um método implícito de integração, onde, a cada passo de tempo, um sistema de equações lineares é resolvido, até se atingir um critério de convergência [67-68]. A malha gerada por este método é conhecida por *Lagrangiana* e tem por característica ser fixada no corpo da geratriz, de modo que a malha se deforma junto com o material quando este escoar, provocando uma distorção na rede. O solucionador do *software* calcula as deformações do material pelo movimento de elementos de massa constante, representados em cada região infinitesimal da malha distorcida [67-68].

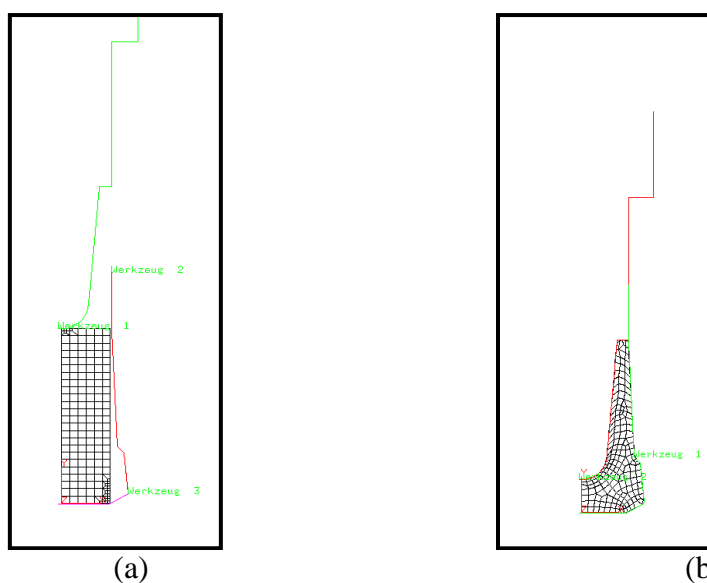


Figura 45 – Malhamento em simulação numérica computacional (*software LARSTRAN*). (a) Início do processo. (b) Final do processo [59].

Embora a evolução dos *softwares* de simulação seja constante e avançada e do desenvolvimento de computadores permitirem solucionadores cada vez mais potentes, os resultados obtidos através da simulação numérica computacional ainda dependem da qualidade dos dados de entrada. Um resultado simulado é tão preciso quanto mais realístico forem os dados de entrada do modelo.

Quanto ao erro na simulação induzido pelos dados de entrada incorretos, o fator mais significativo é a correta descrição da curva de escoamento do material [44].

Entretanto, é necessário também que se conheçam outros dados, entre eles propriedades físicas como densidade, calor específico e condutividade térmica, e propriedades mecânicas, como curva de escoamento, Módulo de Young e coeficiente de Poisson [69]. Ainda como condição de contorno importante, se faz necessária também uma descrição realística dos efeitos do atrito e transferência de calor entre material e matriz [69].

Algumas dificuldades no momento da montagem de uma simulação são comuns, como a correta obtenção dos dados referentes ao contato da peça na matriz, ao atrito do processo, quando se simulam forjamentos que envolvem grandes deformações, mudanças nas propriedades mecânicas dos metais, necessidade de volumes constantes, geração de calor durante a deformação e trocas térmicas entre peça e matriz, matriz e ambiente, ambiente e peça [69].

6.2.1. Resultados da simulação numérica computacional das extrusões

Para este estudo, foi empregado o *software Simufact.forming*[®] 9.0, utilizando-se o Método dos Elementos Finitos como solução de integração. Os parâmetros empregados foram extraídos da biblioteca do *software* de simulação utilizado e os valores são expostos abaixo:

- Tamanho da malha de 2 mm;
- Coeficiente de atrito (μ) de 0,2;
- Velocidade de ferramenta (V_f) de 6,0 mm/s;
- Temperatura das matrizes 400 °C;
- Massa específica do material de 1780 kg/m³;
- Calor específico de 667 J/kg*K;
- Coeficiente de condução de calor de 0,0299 W/mm*K;
- Módulo de elasticidade (E) de 40.000 N/mm²;
- Coeficiente de transferência de calor metal/matriz 0,008 W/mm²*K;
- Coeficiente de radiação 0,8;
- Temperatura da geratriz (T_g) 400 °C;
- Temperatura ambiente (T_a) de 25 °C.

Em relação às forças necessárias para cada processo de extrusão, as simulações numéricas indicaram curvas evolutivas, de acordo com o escoamento do material ao longo dos canais da matriz, representado graficamente pelo deslocamento do punção, no eixo horizontal.

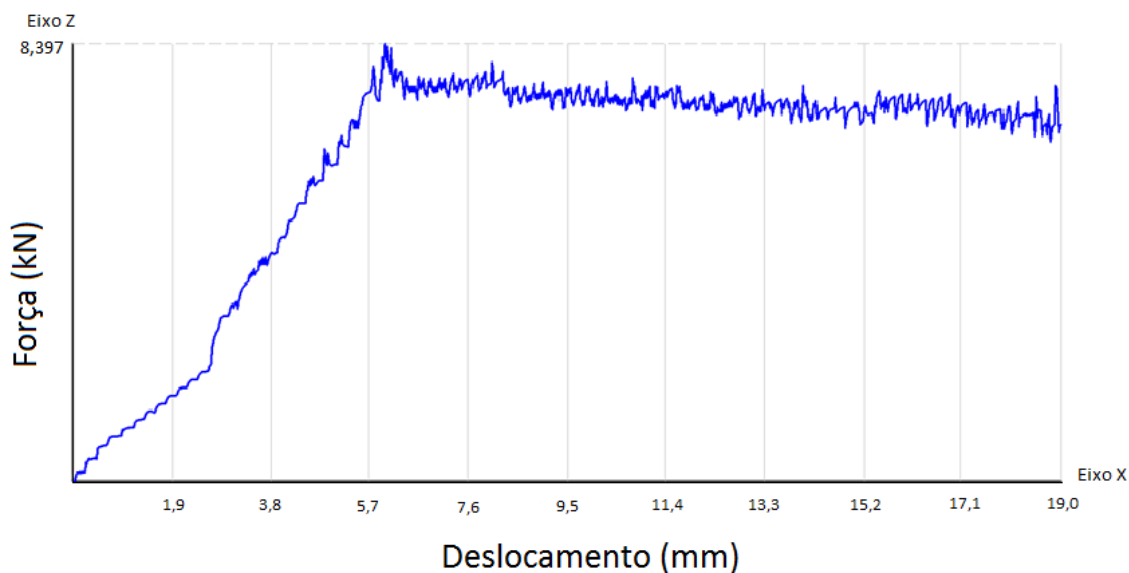


Figura 46 – Gráfico *força x deslocamento* da extrusão simulada computacionalmente para a ferramenta com ângulo de cone de 30°.

A figura 46 apresenta o gráfico de *força x deslocamento* do punção, para a extrusão realizada com ângulo de cone de 30°. O gráfico apresenta um primeiro aumento de força até que seja atingido um pico máximo de 8,4kN, referente ao deslocamento de aproximadamente 6mm do punção. Depois deste pico, a curva revela uma tendência de suave queda, até o final do processo.

Nota-se que o pico máximo de força coincide com a passagem do material pelo final da região do cone da matriz, entrando pelo canal de diâmetro igual ao da dimensão esperada pela peça, que nesse caso é de 12mm. Após o material escoar pelo interior deste canal, a forma do material não muda mais, onde se pode considerar que o metal está em regime estacionário de deformação, portanto, sem grandes variações de força do processo, a não ser um relaxamento leve devido à diminuição da área superficial da região não deformada do *billet*, o que diminui a força de atrito do processo.

A figura 47 ilustra o gráfico *força x deslocamento* para a extrusão simulada em ferramenta com ângulo de cone de 60°. A curva apresentada nesta simulação computacional tem tendência parecida com a curva anterior, apresentada na figura 41, e mostra um pico de força de 6,8kN, atingido em aproximadamente 3,8mm de

deslocamento. A partir deste ponto, a curva apresenta uma tendência constante de força, com suaves variações ao longo do processo de extrusão.

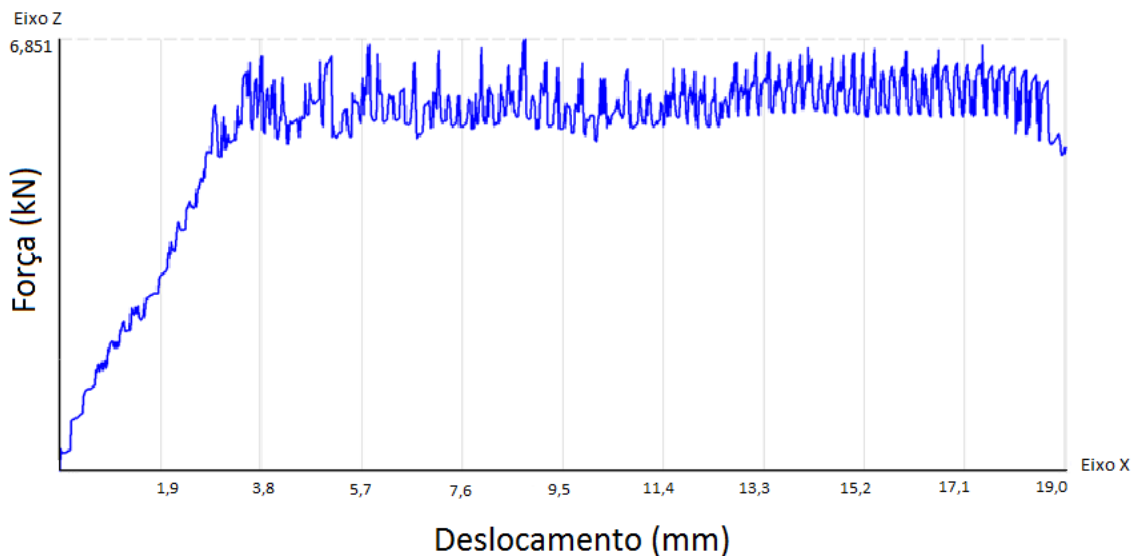


Figura 47 – Gráfico *força x deslocamento* da extrusão simulada computacionalmente para a ferramenta com ângulo de cone de 60°.

Uma consideração geométrica pode ser feita neste momento: ao se aumentar o ângulo de cone da ferramenta, diminui-se a altura do cone formado, ou seja, o espaço percorrido pelo material extrudado é reduzido. Esta observação fornece a explicação para a antecipação da transição do processo para o regime de deformação estacionário e, conseqüentemente, do surgimento do pico máximo de força.

Por fim, a figura 48 apresenta o gráfico *força x deslocamento* gerado pela simulação computacional do processo de extrusão, utilizando-se uma matriz com ângulo de cone de 90°. A curva gerada pelo *software* apresenta uma rampa inicial de alta inclinação, culminando com um pico de força de 9,4kN, referente a um deslocamento de aproximadamente 2mm. Em acórdância com as curvas anteriores, esta, com o maior ângulo de cone entre os estudados, apresentou a maior antecipação da entrada do material na região de deformação estacionária e, deste modo, a antecipação também do pico de força máxima de extrusão.

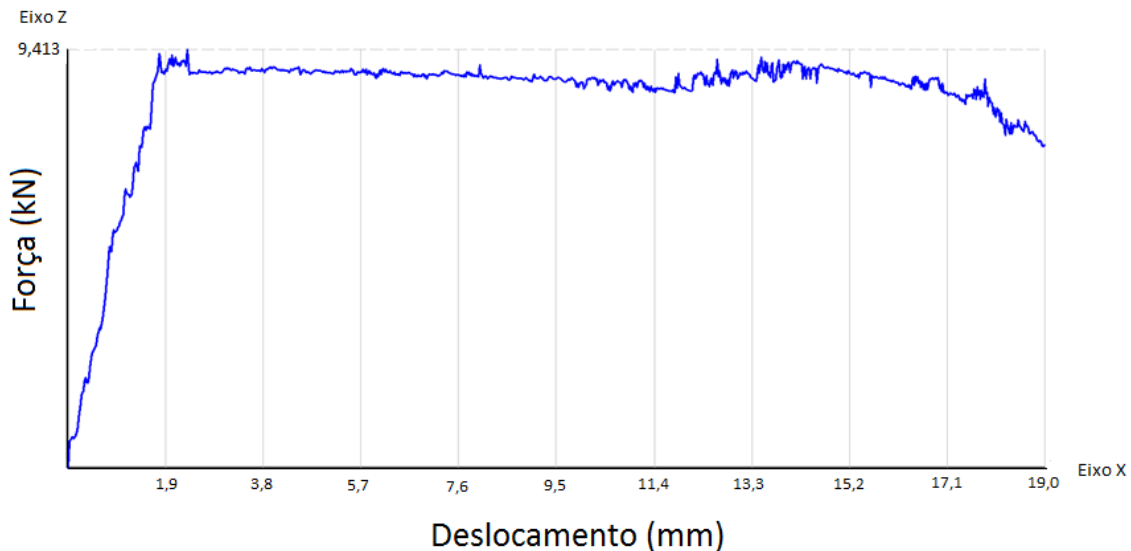


Figura 48 – Gráfico *força x deslocamento* da extrusão simulada computacionalmente para a ferramenta com ângulo de cone de 90°.

Analisando-se conjuntamente os três gráficos gerados, pode-se perceber que a simulação indica um menor valor de força de conformação para a ferramenta que possui um ângulo de cone de 60° que, neste estudo, é o ângulo intermediário utilizado. Na sequência, a geometria de ferramenta que requer a segunda menor força de extrusão é a de 30°, enquanto o maior valor de força foi encontrado na ferramenta que utiliza 90° como ângulo de cone.

Embora as magnitudes das forças previstas sejam diferentes, a classificação das maiores e menores forças de extrusão encontradas nas simulações computacionais repetem a classificação encontrada pelos cálculos numéricos manuais, expressados na tabela 21. Uma comparação dos valores de força obtidos por simulação numérica computacional e pelos cálculos manuais pode ser visto na tabela 22.

Tabela 22 – Valores teóricos de força de extrusão para as ferramentas estudadas.

Nomenclatura	Força por simulação computacional (kN)	Força por cálculos analíticos (kN)
30α	8,4	20,4
60α	6,8	20,1
90α	9,4	22,3

Como discutido na revisão bibliográfica, as ligas de magnésio são inflamáveis em temperaturas desde 600 °C, de modo que um controle de temperaturas deve ser rigorosamente efetuado durante a deformação destas ligas, para se evitar que o

aquecimento gerado pela deformação, somado ao aquecimento inicial dos *billets*, possa atingir valores de temperatura considerados perigosos.

Assim, a simulação numérica computacional também avaliou a evolução da temperatura durante o processo de extrusão das peças, nas diferentes geometrias de ferramentas estudadas. A figura 49 apresenta lado-a-lado os perfis extrudados nas diferentes geometrias de ferramenta e a distribuição de temperaturas ao final do processo.

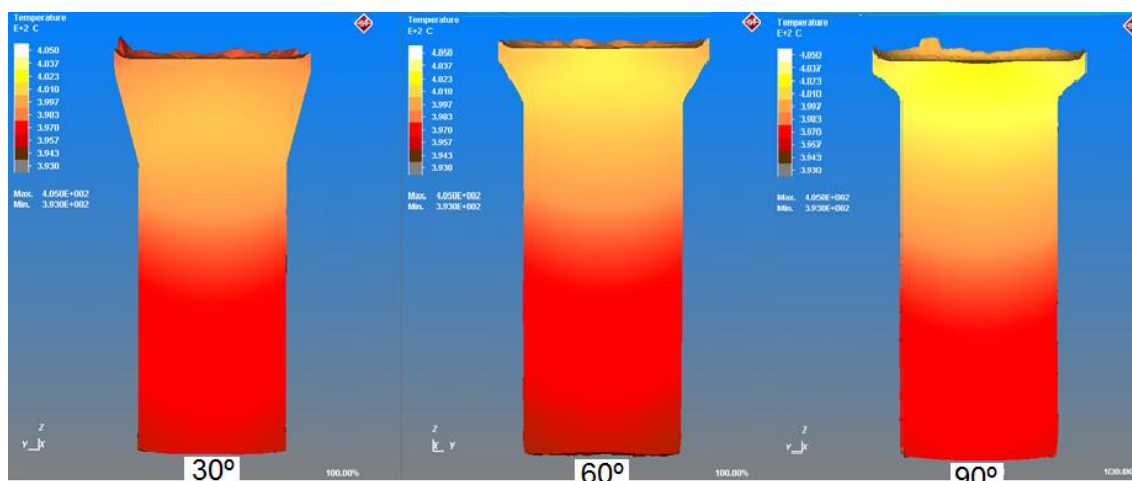


Figura 49 - Distribuição de temperaturas ao final do processo de extrusão para as três geometrias de ferramentas estudadas.

A legenda por cores da simulação apresenta um máximo em 405 °C, em tons mais claros, e um mínimo de 393 °C, em tons mais escuros. Dentre os processos estudados, a maior temperatura é atingida com a ferramenta de 90°, na região central da peça, logo após a região do cone da matriz. Nesta região, a peça tem um pequeno incremento de temperatura da ordem de 5 °C, segundo indica a simulação computacional, chegando a 405 °C ao final do processamento.

As menores temperaturas se localizam na periferia da ponta extrudada da peça, nas geometrias de 30° e 60°. Identifica-se, nestas regiões, um pequena perda de temperatura de 7 °C, de modo que a temperatura local, ao final do processamento, é de 393 °C.

A simulação numérica computacional mostra que tanto os incrementos de temperatura, quanto as perdas localizadas, não se configuram em um problema de processo, já que as variações são bastante pequenas. O aquecimento não chega a ser preocupante sob o ponto de vista de precauções quanto à inflamabilidade do material, apenas deve ser controlado em virtude de aspectos metalúrgicos da liga, como crescimento de grãos, coalescimento de precipitados e oxidação superficial. Por outro

lado, a perda de temperatura não chega a prejudicar a plasticidade do material, até porque as maiores perdas se localizam nas regiões já deformadas da peça.

É importante ressaltar que estes processos de extrusão foram realizados isotermicamente, ou seja, era de se esperar que as perdas de temperatura fossem pequenas, já que as paredes da matriz estavam, durante o processo, com a mesma temperatura da matéria-prima.

6.2.2. Resultados da simulação numérica computacional do forjamento

Assim como nas simulações numéricas computacionais do processo de extrusão, aqui também foram utilizados os mesmos dados de entrada, obtidos do banco de dados do *software* de simulação empregado, o *Simufact.forming*[®] 9.0.

O método de integração foi adotado o Método dos Elementos Finitos e, a seguir, reapresentam-se os dados utilizados para estas simulações computacionais.

- Tamanho da malha de 2 mm;
- Coeficiente de atrito (μ) de 0,2;
- Velocidade de ferramenta (V_f) de 16,0 mm/s;
- Temperatura das matrizes 350/300/250 °C, dependendo do processo;
- Densidade do material de 1780 kg/m³;
- Calor específico de 667 J/kg*K;
- Coeficiente de condução de calor de 0,0299 W/mm*K;
- Módulo de elasticidade (E) de 40.000 N/mm²;
- Coeficiente de transferência de calor metal/matriz 0,008 W/mm²*K;
- Coeficiente de radiação 0,8;
- Temperatura da geratriz (T_g) 350/300/250 °C;
- Temperatura ambiente (T_a) de 10 °C.

Não há, neste trabalho, uma profunda preocupação com simulações numéricas e seus resultados, sendo que a utilização desta técnica é apenas um indicativo de como os processos deveriam ocorrer. Não se procura comparar resultados práticos com os

simulados, motivo pelo qual se torna possível a utilização de dados de entrada generalísticos, não obtidos especificamente para o processo analisado.

Em relação à força de forjamento, foram simulados três condições de processamento, todas elas considerando-se uma deformação em etapa única, tendo em vista de que esta forma de forjar é a que demanda maior força da prensa. A tabela 23 apresenta os valores de força de forjamento preditos pela simulação numérica computacional.

Tabela 23 – Forças de forjamento simuladas computacionalmente.

Nº de Etapas	Temperatura (°C)	Força (kN)
1	350	751
1	300	893
1	250	1148

Ao se analisar os resultados apresentados pela tabela 23, pode se perceber que as forças preditas estão consideravelmente abaixo da capacidade máxima da prensa utilizada, que é nominalmente de 1600 kN. Como era esperado, quanto maior a temperatura de processo, maior a força necessária de conformação. A figura 50 apresenta a forma como os resultados de força são apresentados pelo *software* de simulação, neste caso para o forjamento de 350 °C, em etapa única.

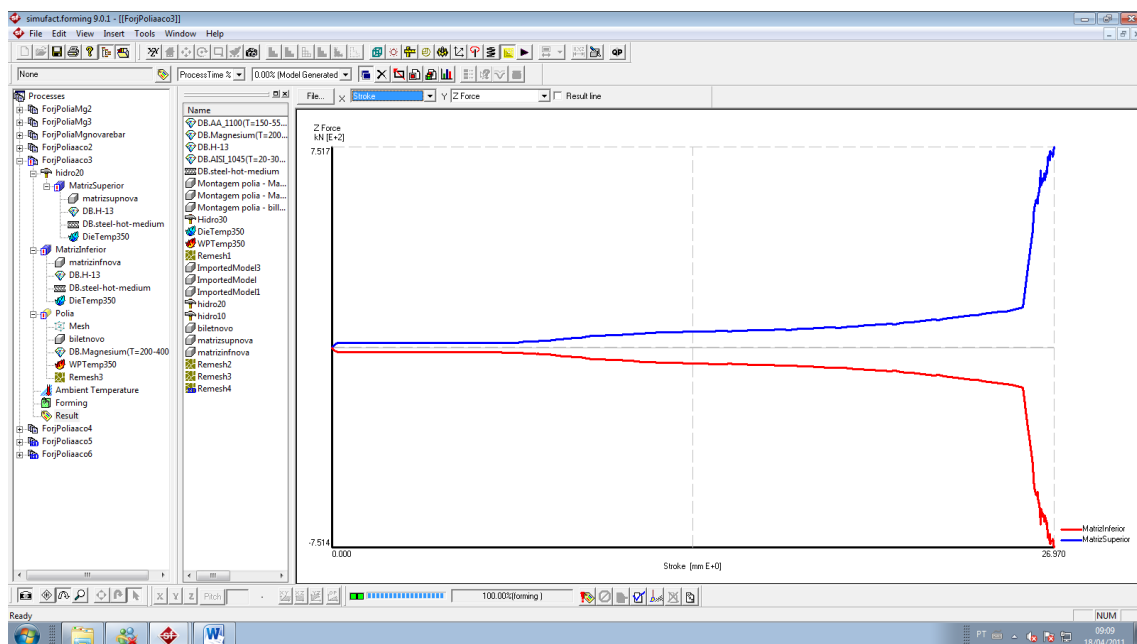


Figura 50 – Resultado da força de forjamento para o processo realizado a 350 °C.

Pode se observar, na figura 50, a interface de trabalho do *software Simufact.forming*[®] 9.0, onde no lado esquerdo se verifica a árvore de comandos e entrada de dados e, ao lado esquerdo, apresenta-se, nesta tela, a força de forjamento simulada, na forma de gráfico *Força x Deslocamento* da matriz superior.

No que se refere ao preenchimento da cavidade da matriz, a simulação numérica computacional não apresentou qualquer ponto de falha de preenchimento, apontando que toda a superfície da cavidade da ferramenta entrou em contato com a liga de magnésio forjada. A figura 51 apresenta o preenchimento da cavidade da matriz, para as três faixas de temperatura estudadas.

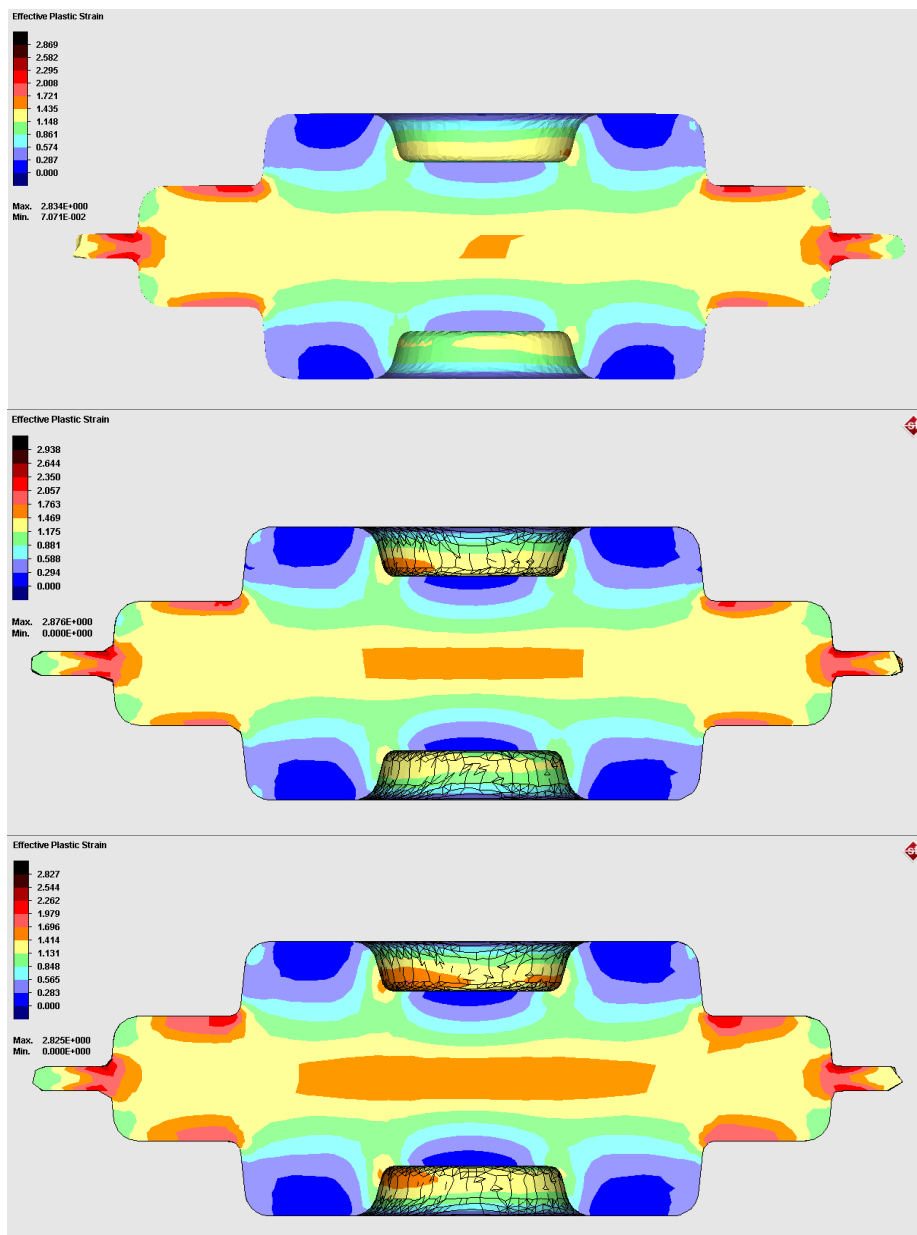


Figura 51 – Simulação computacional dos forjamentos em diferentes temperaturas: (a) 350 °C, (b) 300 °C e (c) 250 °C. *Software Simufact.forming*[®] 9.0.

Finalmente, em relação à temperatura do processo e sua evolução durante a deformação imposta, foi analisado o comportamento da temperatura para o caso mais crítico, onde o aquecimento foi de 350 °C e a deformação foi efetuado em uma única e contínua etapa de conformação.

A figura 52 apresenta a distribuição de temperaturas ao final do forjamento da polia. As regiões mais escuras são as de menor temperatura, enquanto que as regiões mais claras possuem temperaturas mais elevadas.

Podem-se perceber que a temperatura mais baixa está localizada na parte superior e inferior da peça, envolvendo a região da pista intermediária e a do recalque central. Nestas regiões, a temperatura se manteve constante em 350 °C, ou seja, não apresentou aquecimento devido à deformação.

A maior temperatura é encontrada na entrada do canal de rebarba, região onde também se localiza a maior velocidade de deformação processo, conforme já discutido anteriormente. Nestas regiões, a temperatura chega a 408 °C, apontando para um ganho de 58 °C de temperatura neste ponto crítico. A temperatura de 408 °C não é considerada perigosa, sob o ponto de vista de inflamabilidade. No entanto, esta temperatura pode promover coalescimento de precipitados e crescimento de grãos, o que não é desejado no processo de forjamento de ligas metálicas.

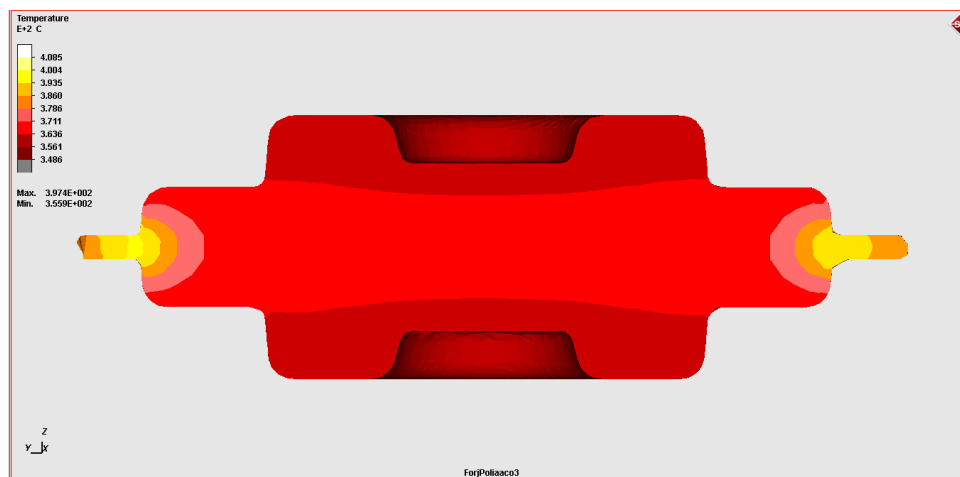


Figura 52 – Distribuição de temperaturas em peça forjada isotermicamente.

7. RESULTADOS E DISCUSSÕES

7.1. Resultados e discussões do processo de extrusão

As extrusões foram realizadas, conforme descrito no item de metodologia, para a liga de magnésio AZ61 fundida e recristalizada. Os resultados destas extrusões e as análises das peças obtidas serão apresentados neste item.

7.1.1. Extrusões da liga de magnésio AZ61 fundida

Foram realizadas cinco extrusões em cada uma das três ferramentas projetadas – com ângulo de cone variando de 30°, 60° e 90° -, para a liga de magnésio AZ61 fundida. Nenhuma peça apresentou trincas visuais em seu perfil. A figura 53 apresenta imagem das peças originadas com esta liga, nas ferramentas analisadas.



Figura 53 – Peças extrudadas com a liga AZ61 fundida.

Da instrumentação do processo, foi possível se extrair as curvas *Força x Deslocamento* do punção para todas as três variações geométricas de ferramentas estudadas. A figura 54 apresenta o gráfico da evolução da força para as extrusões com matriz de 30° de angulação de cone.

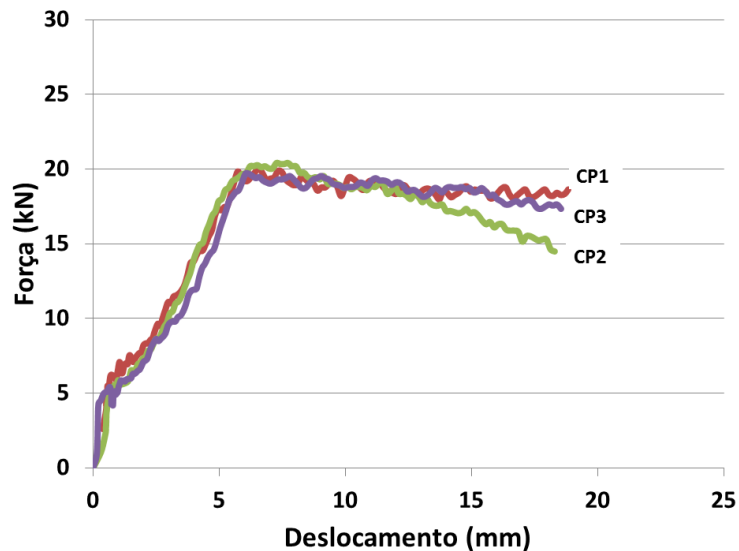


Figura 54 - Gráfico *Força x Deslocamento* da liga fundida extrudada em matrizes com ângulo de cone de 30°.

Na figura 54 pode se ver a evolução da força de extrusão em função do deslocamento do punção, no momento em que foi extrudada a liga de magnésio AZ61 fundida, na matriz projetada com 30° de angulação na região do cone. É possível se verificar que a força aumenta até atingir um ponto máximo, aproximadamente em 6mm de deslocamento. Este ponto representa a chegada do material ao canal paralelo de extrusão, momento em que a peça adquire o perfil de diâmetro final desejado. A partir deste ponto, a força decai gradativamente, sendo cada vez menor à medida que a região não extrudada vai diminuindo de altura, reduzindo assim a área superficial do *billet* em contato com as paredes da matriz de extrusão e, conseqüentemente, reduzindo também a influência do atrito no processo.

A figura 54 apresenta as três curvas, uma de cada corpo-de-prova extrudado com instrumentação da prensa. Pode se perceber a presença de ruído no sistema de aquisição de dados, originando pequenas oscilações ao longo das curvas. Este ruído foi devido às variações na rede elétrica das instalações onde foi realizado o procedimento experimental. Em relação às forças máximas de extrusão, verifica-se um valor máximo de extrusão de 20,1 kN, em média, e uma dispersão bastante pequena dos resultados, que indica um desvio padrão de 0,3 kN.

A liga fundida também foi extrudada com uma matriz projetada com ângulo de cone de 60°. A figura 55 apresenta as três curvas *Força x Deformação* para este processo.

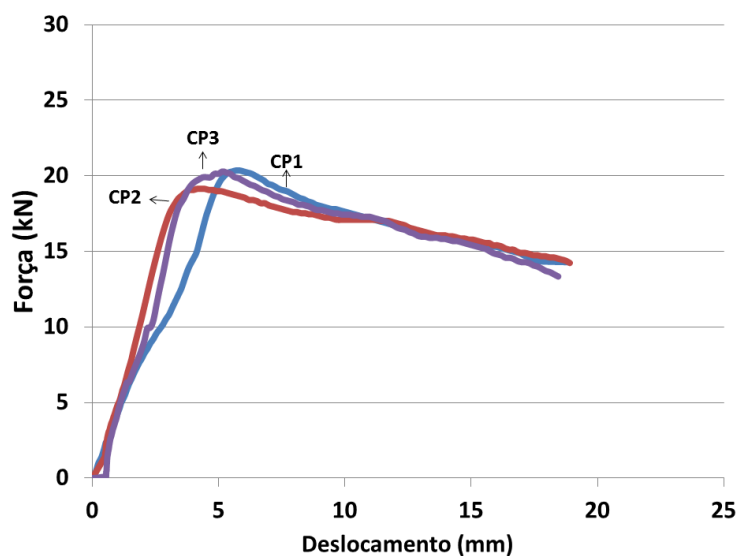


Figura 55 - Gráfico *Força x Deslocamento* da liga fundida extrudada em matrizes com ângulo de cone de 60° .

O comportamento da força de extrusão, com matriz de 60° de angulação de cone, foi similar ao comportamento verificado nas curvas apresentadas pela figura 54, referentes à matriz de 30° . As curvas da figura 55 também apresentam um pico máximo de força de extrusão, seguidos do relaxamento desta força.

Para a matriz de 60° de cone, as peças da liga fundidas necessitaram, em média, de 19,9 kN de força, com um desvio padrão de 0,7 kN, fruto de uma dispersão de resultados um pouco mais acentuada, comprando-se com a matriz de 30° de cone. O pico de força é encontrado em um ponto de deslocamento antecipado em relação ao encontrado na matriz de 30° , já que uma angulação de cone maior diminui a altura do cone da matriz, reduzindo, assim, o percurso que o fluxo do material faz até chegar ao canal paralelo da matriz. O deslocamento de 4mm, aproximadamente, foi correlato à maior força de extrusão.

Por fim, a liga AZ61 fundida foi ainda extrudada na terceira matriz, projetada com ângulo de cone de 90° . A medição da força em função do deslocamento do punção é apresentada na figura 56.

Na figura 56, pode se perceber a antecipação do pico de força máxima do processo, em aproximadamente 3mm de deslocamento do punção. Em média, a força máxima encontrada foi de 25,9 kN, e a dispersão de resultados gerou um desvio padrão de 1,3 kN.

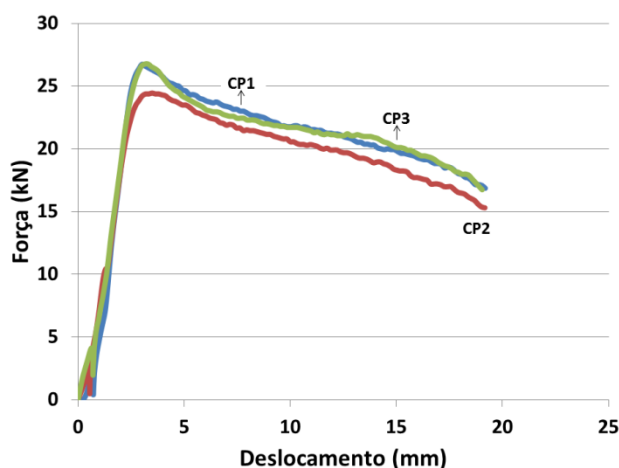


Figura 56 - Gráfico *Força x Deslocamento* da liga fundida extrudada em matrizes com ângulo de cone de 90°.

A forma das curvas da figura 56 também apresenta a tendência dos demais processos, mostrando uma elevação da força no início da extrusão, um pico máximo de força e, na sequência, uma diminuição de força de extrusão, devido à diminuição da área atritante do processo.

Com os resultados de força máxima de extrusão das três geometrias de ferramenta estudadas, e seus respectivos corpos-de-prova unitários, pode se confeccionar a tabela 24.

Ao se analisar a tabela 24, pode se perceber que a geometria de matriz que necessita de maior força de extrusão foi a de 90° de angulação de cone, para a liga de magnésio AZ61 no estado fundido. Na sequência, em valores absolutos, a segunda geometria de ferramenta que requereu maior força de extrusão foi a matriz com 30° e, por fim, a matriz de 60°.

Tabela 24 – Forças máximas de extrusão da liga de magnésio AZ61 fundida.

Ângulo de cone	Corpo-de-prova	Força (kN)
30°	CP01	20,1
	CP02	20,4
	CP03	19,7
	Média ± Desvio Padrão	20,1 ± 0,3
60°	CP01	20,4
	CP02	19,1
	CP03	20,3
	Média ± Desvio Padrão	19,9 ± 0,7
90°	CP01	26,7
	CP02	26,7
	CP03	24,4
	Média ± Desvio Padrão	25,9 ± 1,3

Verifica-se que os valores de força de extrusão para as matrizes de 30° e 60° são bastante próximos e, devido ao desvio padrão encontrado em ambos os casos, com base na estatística, não se pode afirmar com precisão que a matriz de 30° requer maior força de extrusão do que a 60°.

No entanto, ao se analisar apenas os valores médios absolutos, percebe-se que a sequência decrescente de força de extrusão é a mesma encontrada pelos cálculos manuais e também os simulados computacionalmente, qual seja: 90° > 30° > 60°.

A figura 57 apresenta as curvas compiladas dos nove corpos-de-prova extrudados com aquisição de dados, nas três diferentes angulações de ferramenta. Claramente percebe-se o grupo de curvas obtidas com a matriz com ângulo de 90°, destacado na parte superior do gráfico. Logo abaixo, pode se observar a sobreposição de curvas referentes aos dados obtidos com as matrizes de 60° e 30°, sobrepondo-se umas às outras. Esta sobreposição ratifica a impossibilidade de se afirmar categoricamente que a uma matriz necessita de maior força de extrusão do que a outra.

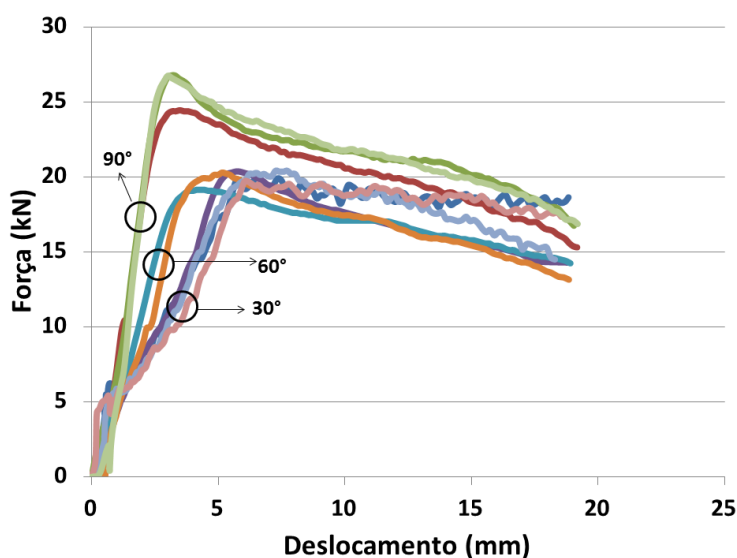


Figura 57 – Curvas de força de extrusão para a liga fundida, nos processos com aquisição de dados.

7.1.2. Extrusões da liga de magnésio AZ61 recristalizada

Assim como para as extrusões da liga fundida, também para os *billets* da liga no estado recristalizado foram realizados cinco extrusões em cada uma das três ferramentas

projetadas. Não se verificou a presença de defeitos visuais nas peças extrudadas, as quais são apresentadas na figura 58.



Figura 58 - Peças extrudadas da liga de magnésio AZ61 recristalizada em matrizes com ângulos de cone de 30°, 60°, 90°, respectivamente da esquerda para a direita [55].

Em relação à força do processo, a figura 59 apresenta o gráfico obtido durante a extrusão da liga recristalizada, em matriz projetada com ângulo de cone de 30°.

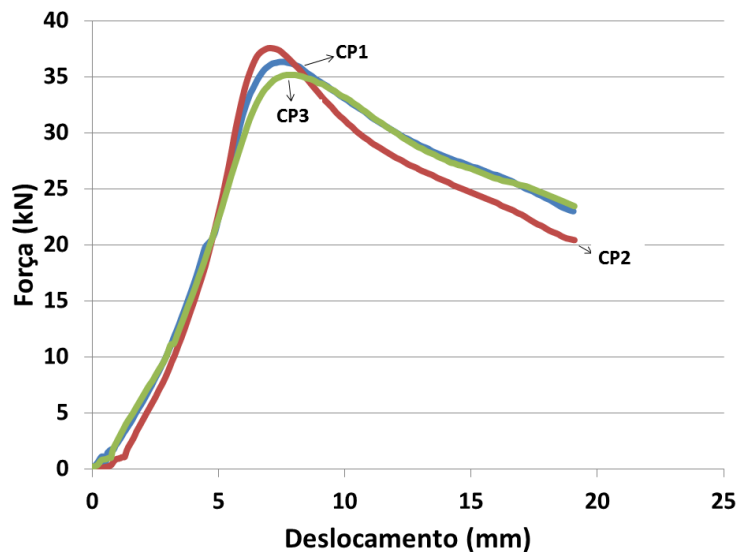


Figura 59 - Gráfico *Força x Deslocamento* da liga recristalizada, extrudada em matrizes com ângulo de cone de 30°.

Pode ser visto na figura 59 que o valor máximo de força neste processo foi, em média, de 36,4 kN. O pico de força ocorreu quando o deslocamento apontava aproximadamente 7mm, tal qual registrado pelas peças obtidas da liga fundida na mesma matriz, conforme ilustrado na figura 54.

Analisando-se as três curvas medidas, pode-se perceber que houve uma pequena variação referentes ao valor máximo de força, que variou entre 37,5 kN e 35,1 kN. O desvio padrão encontrado para a força máxima foi de 1,2 kN.

A figura 60 apresenta o gráfico da evolução da força durante o processo de extrusão na matriz projetada com 60° de angulação de cone, para três corpos-de-prova extrudados. Nestas curvas, verifica-se a presença de um pico de força, seguida de um relaxamento na força de extrusão, como foi também encontrado nos demais processos de extrusão realizados. No entanto, nestes processos foi verificado um segundo patamar de aumento da carga, antecedendo ao relaxamento da força. Este comportamento não foi verificado nas extrusões da liga no estado fundido, processados pela mesma matriz. A origem desse comportamento anômalo das curvas de extrusão pode ter fundamento em fenômenos metalúrgicos ainda não completamente conhecidos nas ligas de magnésio.

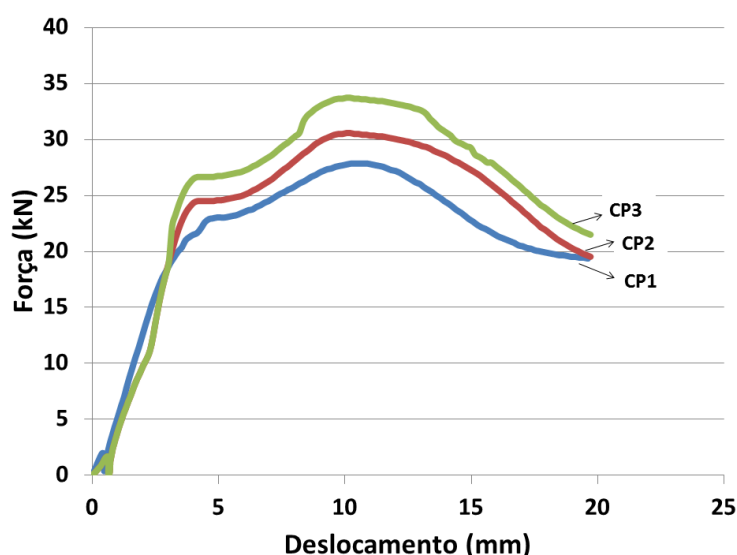


Figura 60 - Gráfico *Força x Deslocamento* da liga recristalizada, extrudada em matrizes com ângulo de cone de 60°.

Na média das três curvas, o valor de força máxima foi de 30,7 kN, com variações um pouco mais acentuada entre os corpos-de-prova, que indicaram um desvio padrão de 2,9 kN. Este desvio, em termos percentuais, representa menos de 10% de erro. Por outro lado, em termos práticos, devido às pequenas cargas solicitadas no processo, variações de 2,9 kN (ou 290 kgf) são consideradas normais em um processo de conformação, de modo que o desvio padrão encontrado na pesquisa foi considerado aceitável.

A última extrusão realizada foi em matriz de ângulo de cone de 90°, utilizando-se, ainda, a liga de magnésio AZ61 recristalizada. A figura 61 apresenta a curva evolutiva das forças de extrusão, durante os processos realizados naquela matriz.

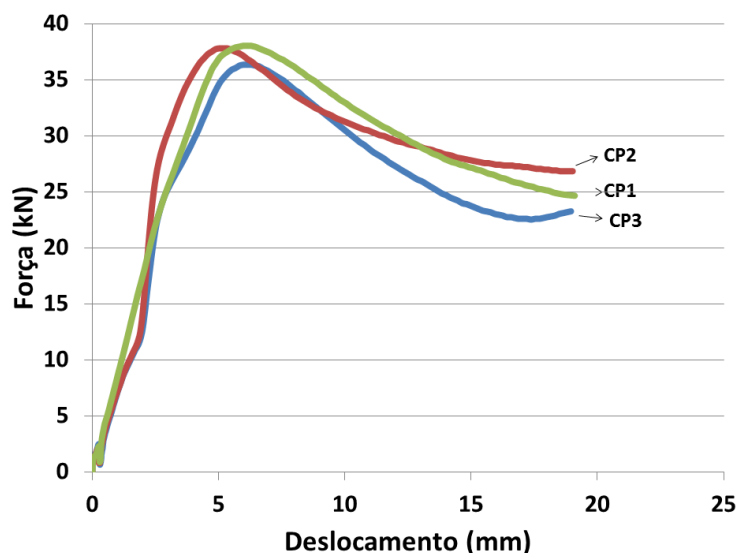


Figura 61 - Gráfico *Força x Deslocamento* da liga recristalizada, extrudada em matrizes com ângulo de cone de 90°.

A máxima força de extrusão, para esta ferramenta, foi de 37,4 kN, obtida pela média dos três corpos-de-prova mensurados. O desvio padrão encontrado para as curvas foi de 0,9 kN, referente à força máxima.

A tabela 25 apresenta, de forma reunida, os valores de força máxima de extrusão para os corpos-de-prova em liga recristalizada, processados nas três diferentes matrizes estudadas. Pode se perceber que a geometria de ferramenta que precisou de maior força para realizar a extrusão foi a matriz com 90° de ângulo de cone, que solicitou 37,4 kN, na média das três curvas analisadas.

No entanto, a geometria de ferramenta de 30° de ângulo de cone, para as ligas em estado recristalizado, necessitou de um valor de força máxima bastante próxima do valor requisitado pela matriz de 90°. Ao se analisar o desvio padrão de ambas as geometrias de ferramenta, verifica-se que as duas curvas se sobrepõem estatisticamente, de modo que, embora exista uma tendência de que a força de extrusão seja maior para a ferramenta de 90°, não é possível se afirmar com plena certeza de que a ferramenta de 30° de ângulo de cone reduz a força necessária para a extrusão.

A força de extrusão minimizada foi encontrada, para a liga de magnésio AZ61 no estado recristalizado, extrudada nas condições desta pesquisa, nos processos

realizados com a matriz de ângulo de cone de 60°, a qual necessitou, em média, de 30,7 kN. Embora apresentando o maior desvio padrão entre as análises (2,9 kN), ainda assim estatisticamente esta matriz foi a que apresentou menores valores de força de extrusão entre os ângulos avaliados.

Tabela 25 – Forças máximas de extrusão da liga de magnésio AZ61 recristalizada.

Ângulo de cone	Corpo-de-prova	Força (kN)
30°	CP01	36,3
	CP02	37,5
	CP03	35,2
	Média ± Desvio Padrão	36,4 ± 1,2
60°	CP01	27,8
	CP02	30,6
	CP03	33,7
	Média ± Desvio Padrão	30,7 ± 2,9
90°	CP01	36,3
	CP02	37,8
	CP03	38,0
	Média ± Desvio Padrão	37,4 ± 0,9

A figura 62 apresenta todas as curvas de extrusão adquiridas neste estudo. Pode se perceber que o grupo das curvas obtidas pelas matrizes de 90° e 30° atingem valores próximos entre si, em relação à força máxima. Também se verifica o grupo de curvas obtidas da matriz de 60° de ângulo de cone, claramente em valores inferiores que as duas demais.

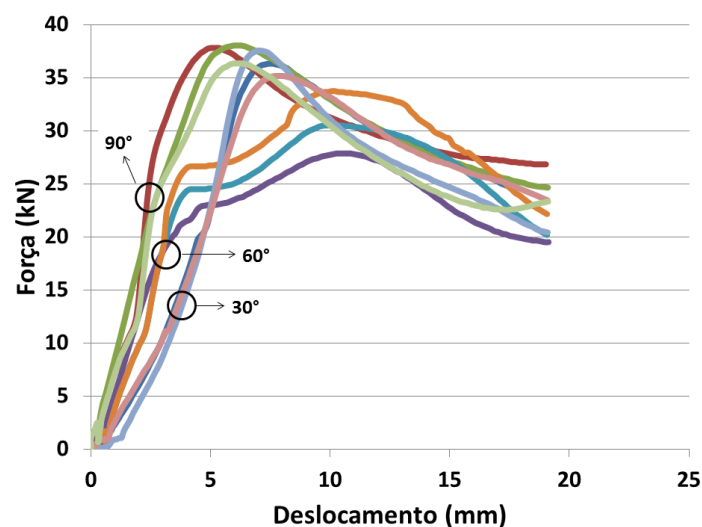


Figura 62 - Curvas de força de extrusão para a liga AZ61 recristalizada, nos processos com aquisição de dados.

7.1.3. Considerações sobre os resultados de força de extrusão

Ao se comparar as forças de extrusão obtidas experimentalmente em cada geometria de ferramenta e em cada uma das duas condições microestruturais, pode ser construída a tabela 26:

Tabela 26 - Resultado das forças máximas das diferentes extrusões realizadas.

Ângulo de cone	Condição de fornecimento	Força (kN) \pm Desvio Padrão (kN)
30°	Fundida	20,1 \pm 0,3
	Recristalizada	36,4 \pm 1,2
60°	Fundida	19,9 \pm 0,7
	Recristalizada	30,7 \pm 2,9
90°	Fundida	25,9 \pm 1,3
	Recristalizada	37,4 \pm 0,9

Da tabela 26, pode se perceber que a liga de magnésio AZ61, no estado recristalizado, necessita uma força maior do que a necessária para se extrudar a liga AZ61 fundida. Esta constatação é coerente com a caracterização mecânica das matérias-primas, que mostraram (embora em temperatura ambiente) propriedades mecânicas bastante superiores da liga no estado recristalizado, em comparação direta com a liga fundida.

Em relação à geometria de ferramenta, a comparação entre as forças de extrusão apresentaram uma mesma ordem de exigência de força, ao se analisar apenas os valores médios absolutos. Tanto a liga no estado recristalizado, como no estado fundido, a geometria de 60° apresentou valores de força mais baixos; a geometria de ferramenta de 30° teve a força intermediária e, por fim, a maior força de extrusão foi requisitada para a matriz de 90°.

Esta classificação de forças está de acordo com a classificação indicada pela simulação numérica computacional e pelos cálculos manuais. A tabela 27 apresenta os resultados de força de extrusão em função do ângulo de cone das matrizes, obtidos por meio experimental e por predições teóricas.

Pode se perceber pelos valores mostrados na tabela 27 que tanto a simulação numérica computacional, quanto os cálculos manuais, obtiveram sucesso em suas predições, em termos de classificação de maiores e menores forças de extrusão.

Tabela 27 - Resultado das forças máximas calculadas, simuladas e experimentais.

	Experimental - Fundida	Experimental - Recristalizada	Cálculos analíticos	Simulação computacional
1°	90° (25,9 kN)	90° (37,4 kN)	90° (22,3 kN)	90° (9,4 kN)
2°	30° (20,1 kN)	30° (36,4 kN)	30° (20,4 kN)	30° (8,4 kN)
3°	60° (19,9 kN)	60° (30,7 kN)	60° (20,1 kN)	60° (6,8 kN)

No entanto, em relação aos valores absolutos de força, ambas as previsões ficaram consideravelmente abaixo dos valores reais, sobretudo os valores indicados pela simulação numérica computacional. Os dados utilizados pela simulação são do banco de dados do próprio *software*, de modo que o erro pode estar relacionado com a não utilização de dados de materiais específicos para o processo simulado.

Em relação aos cálculos manuais, os valores de curva de escoamento do material foram retirados de dados de bibliografia, apresentados na figura 5, que, embora não seja exatamente a barra do material extrudado, refere-se à mesma liga de magnésio e condição de velocidade de deformação semelhante.

7.1.4. Caracterização mecânica das peças extrudadas

7.1.4.1. Ensaios de dureza

As peças extrudadas foram submetidas ao ensaio de dureza Brinell, conforme procedimento descrito no item relativo à metodologia de caracterização. Os resultados destes ensaios estão expostos na tabela 28.

Tabela 28 - Resultado das durezas das peças extrudadas e das matérias-primas.

	Condição de fornecimento	Dureza (HB) ± Desvio Padrão (HB)
Matéria-prima	Fundida	57,9 ± 2,6
	Recristalizada	68,9 ± 1,1
Ângulo de cone		
30°	Fundida	62,9 ± 2,3
	Recristalizada	70,9 ± 3,9
60°	Fundida	70,4 ± 2,7
	Recristalizada	75,4 ± 2,9
90°	Fundida	73,2 ± 1,4
	Recristalizada	75,1 ± 3,4

Pode se perceber que a matéria-prima recristalizada já possuía uma condição de maior dureza, comparativamente com a matéria-prima fundida e, após as extrusões, esta maior dureza se manteve.

As peças extrudadas da liga AZ61 na condição recristalizada apresentaram ganho de dureza após as deformações, sendo que, em valores absolutos, a matriz de 60° foi a que apresentou maior incremento de dureza, da ordem de aproximadamente 9,5%. De forma bastante similar, a matriz de 90° também apresentou pequeno ganho de dureza, em quantidade muito similar ao encontrado na matriz de 60°, resultando em um incremento de 9%, aproximadamente, sem considerar o desvio padrão das amostras. As peças extrudadas na matriz de 30° praticamente mantiveram sua dureza, não se podendo afirmar que houve beneficiamento desta propriedade, tendo em vista que o desvio padrão encontrado nas amostras impedem estatisticamente esta afirmação.

Entre as peças obtidas da liga de magnésio AZ61 fundida, o maior ganho de dureza foi obtido na matriz com ângulo de cone de 90°, cujo valor de dureza após a extrusão aumentou aproximadamente 25%, comparado com a matéria-prima.

As peças extrudadas na matriz de 60° também obteve um aumento de dureza, tendo, neste processo, um incremento médio de 21,5%. O resultado menos significativo (mas que também apresentou pequena melhoria de dureza) foi o obtido nas peças extrudadas com ângulo de cone de 30°. Nesta matriz, o incremento de dureza médio foi de pouco mais de 8%.

7.1.4.2. Ensaios de compressão uniaxial a frio

Das peças extrudadas foram obtidos corpos-de-prova para o ensaio de compressão uniaxial a frio. A figura 63 apresenta as curvas *tensão x deformação*, em temperatura ambiente, para as peças obtidas usando-se a matriz de ângulo de cone de 30° e matéria-prima na condição fundida.

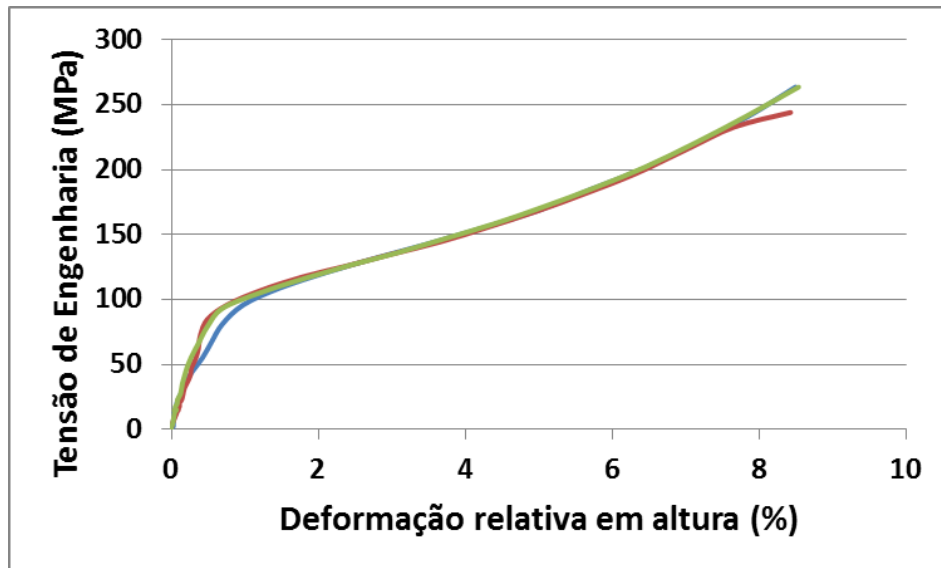


Figura 63 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 fundida, extrudada em matriz de 30°.

Analisando-se as curvas, pode ser levantado um valor médio de tensão de escoamento, na ordem de 82,4 MPa. Também se verifica um valor de resistência à ruptura em compressão de 255,4 MPa e uma deformação relativa em altura de 8,8%.

A figura 64 ilustra as curvas de resistência à compressão, em temperatura ambiente, das peças extrudadas na matriz de ângulo de cone de 60°, com a liga de magnésio na condição fundida.

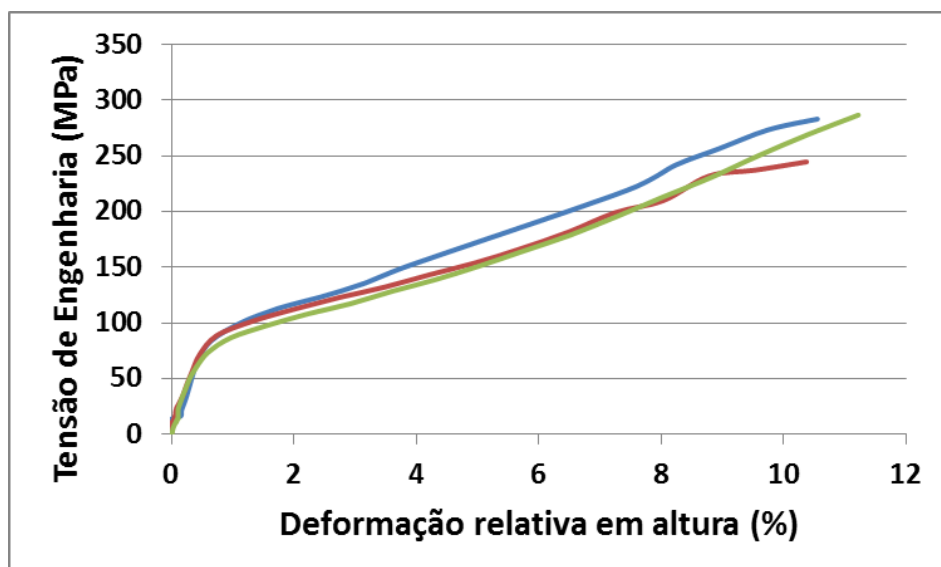


Figura 64 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 fundida, extrudada em matriz de 60°.

Os corpos-de-prova da liga de magnésio fundida e extrudada com matriz de 60° apresentaram, como pode ser visto na figura 64, uma tensão de escoamento de 79,8 MPa, tensão de ruptura de 261,1 MPa e, ainda, uma deformação relativa em altura de 10,8 %.

Ainda foram caracterizadas as peças extrudadas em matriz com angulação de cone de 90°, condição microestrutural fundida, conforme se pode observar na figura 65. As curvas revelam uma resistência ao escoamento de 88,1 MPa, uma tensão máxima de ruptura de 290,2 MPa e uma deformação relativa em altura de 10,9 %.

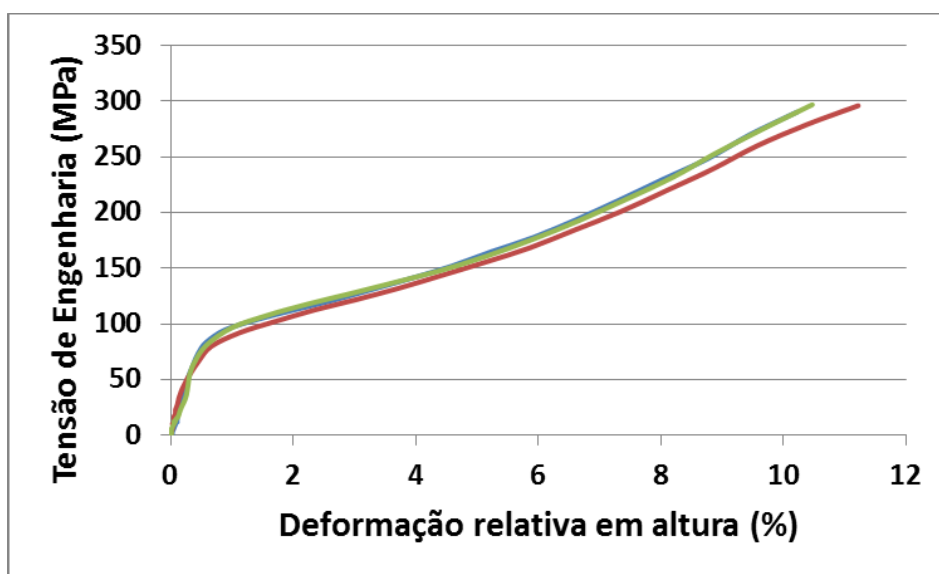


Figura 65 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 fundida, extrudada em matriz de 90°.

Em relação aos ensaios de compressão das peças extrudadas com matéria-prima recristalizada, o primeiro grupo de peças analisado foi relativo às peças processadas em matriz com ângulo de cone de 30°. A figura 66 apresenta as curvas para estes ensaios mecânicos.

Conforme pode ser visto na figura 66, as peças extrudadas em matriz com ângulo de cone de 30°, inicialmente com matéria-prima no estado recristalizado, apresentaram valores médios de resistência ao escoamento de 105,6 MPa. A tensão de ruptura apresentada, em média, foi de 405 MPa e a redução máxima de altura foi de 15,8%, valor obtido também pela média das três curvas.

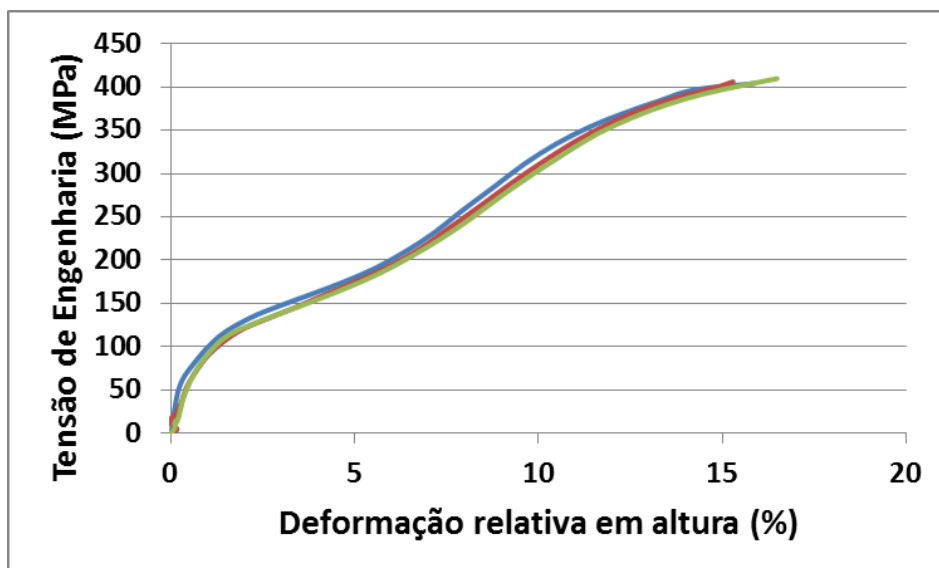


Figura 66 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 recristalizada, extrudada em matriz de 30°.

A figura 67 apresenta as curvas de resistência à compressão para as peças extrudadas em matriz de 60° de ângulo de cone, com microestrutura inicialmente recristalizada. Pode se observar que a tensão de escoamento média foi de 103,3 kN, enquanto que a resistência à ruptura das amostras foi de 410,9 kN. A deformação média encontrada foi de 16,2 %.

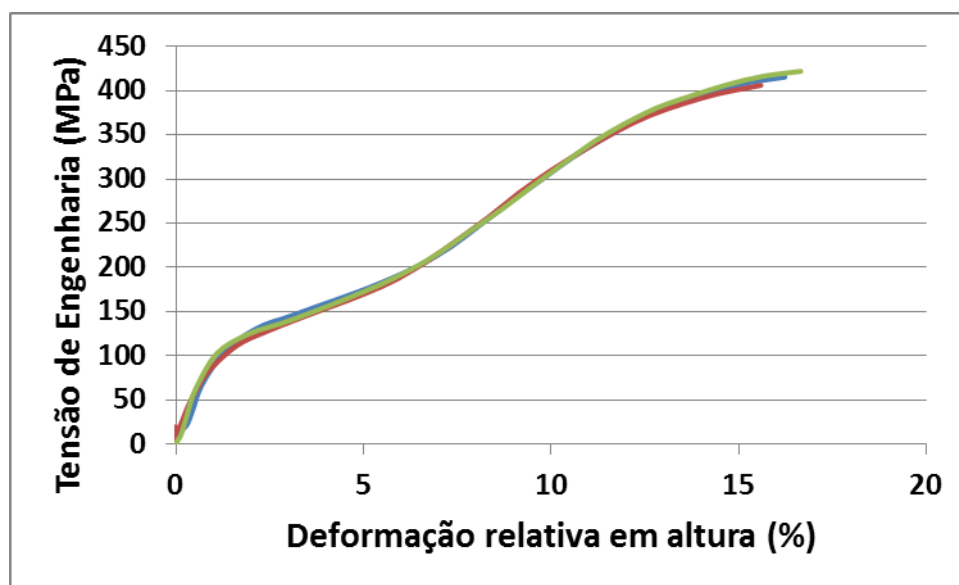


Figura 67 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 recristalizada, extrudada em matriz de 60°.

Por fim, a figura 68 apresenta as curvas de resistência à compressão para as peças extrudadas em matriz de 90° de ângulo de cone. Desta figura, pode ser extraído o

valor de resistência ao escoamento das peças extrudadas, caracterizado como 104,4 kN. A resistência máxima do material também foi determinado, encontrando-se, em média, o valor de 388,5 kN. A deformação em altura foi de 15,6%, na média das três amostras.

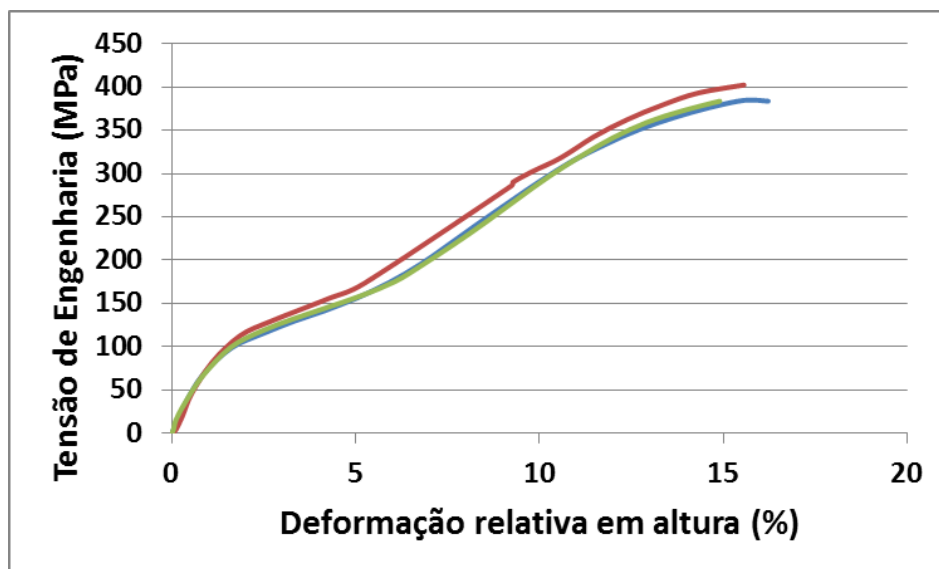


Figura 68 – Curvas de resistência à compressão das peças da liga AZ61 recristalizada, extrudada em matriz de 90°.

Após a realização dos ensaios de resistência à compressão, as propriedades mecânicas determinadas, para as duas condições de matéria-prima e três geometrias de matriz, são apresentadas na tabela 29.

Tabela 29 – Propriedades mecânicas à compressão das peças extrudadas.

Ângulo de cone	Condição inicial	Resistência ao Escoamento (MPa)	Resistência Máxima (MPa)	Deformação relativa em altura (%)
MP	Recristalizada	152,8 ± 1,3	370,8 ± 10,8	10,6 ± 0,4
MP	Fundida	50,12	149,48	12,55
30°	Recristalizada	105,6 ± 2,1	405,4 ± 5,4	15,8 ± 0,9
30°	Fundida	82,4 ± 9,7	255,4 ± 11,1	8,8 ± 0,4
60°	Recristalizada	103,3 ± 2,4	410,9 ± 11,4	16,2 ± 1,1
60°	Fundida	79,8 ± 7,1	261,1 ± 20,4	10,8 ± 0,6
90°	Recristalizada	104,4 ± 1,9	388,5 ± 12,9	15,6 ± 1,8
90°	Fundida	88,1 ± 0,6	290,2 ± 6,6	10,9 ± 1,8

Em relação às peças extrudadas a partir da matéria-prima fundida, percebe-se claramente que ocorreu uma significativa melhora de propriedades mecânicas da liga, após a conformação. Em média, a tensão de escoamento da liga aumentou cerca de 60%, em valores absolutos. Também é possível se verificar um aumento na tensão de ruptura do material, que atingiu entre 70% e 93% de incremento de resistência.

Quanto à ductilidade da liga, percebe-se que a liga depois de extrudada apresentou perdas nesta propriedade, sendo o caso mais crítico na ferramenta de 30°, cuja redução situou-se próximo dos 30%.

Embora todas as geometrias de matriz apresentassem melhorias significativas em relação à matéria-prima não deformada, fica claro que os maiores ganhos se deram nas peças processadas pela matriz de 90°.

Ainda em relação aos resultados do ensaio de compressão, ao se verificar os valores de propriedades mecânicas das peças extrudadas com matéria-prima inicialmente recristalizada, pode se observar que os ângulos de cone da matriz não tiveram significativa influência nas propriedades mecânicas finais das peças. Os valores médios de tensão de escoamento e de deformação relativa em altura foram relativamente constantes para todas as geometrias de ferramenta, apresentando, inclusive, baixa dispersão de resultados.

Em relação à resistência máxima do material, verifica-se uma maior dispersão dos resultados, de modo que, mesmo com os valores médios absolutos apresentando alguma diferença, devido ao desvio padrão encontrado não se pode afirmar que houve diferença real entre os grupos de amostras.

Desta forma, pela proximidade dos resultados encontrados, não é possível afirmar que o ângulo de cone tenha significativa influência sobre as propriedades mecânicas analisadas, no caso de extrusão de ligas de magnésio recristalizada.

Quando se compara a matéria-prima recristalizada da liga de magnésio AZ61, com as peças desta mesma liga após as extrusões, pode se verificar que, independentemente da angulação de cone utilizada na matriz, as propriedades mecânicas sofreram alterações.

É perceptível que as peças extrudadas tiveram perdas bastante significativas na resistência o escoamento da liga, registrando-se aproximadamente 30% de redução. Por outro lado, a ductilidade teve grande aumento, representando, em média, 53% de melhoria. Como consequência deste aumento de plasticidade do material, foi possível aumentar o encruamento máximo da liga, gerando peças com maiores valores de

resistência máxima à compressão. Esta última propriedade teve, em comparação com a matéria-prima, ganhos, em média, de até 11%.

Em uma comparação entre as duas variáveis de fornecimento da liga de magnésio, percebe-se que os comportamentos apresentados são bastante distintos. Ao passo em que a liga recristalizada apresentou perda de resistência ao escoamento, após as extrusões, a liga fundida teve um incremento de resistência nesta propriedade. Por outro lado, a liga recristalizada apresentou aumento de plasticidade com a deformação imposta, enquanto que a liga originalmente fundida teve decréscimo nesta propriedade mecânica. Em relação à resistência máxima, ambas as condições microestruturais tiveram aumento nesta propriedade, embora bem mais acentuada nas peças extrudadas com matéria-prima fundida.

Em termos gerais, o material inicialmente recristalizado apresentou propriedades mecânicas superiores ao material fundido. No entanto, esta diferença de características mecânicas, que era amplamente notada na caracterização da matéria-prima, foi consideravelmente diminuída após as extrusões.

7.1.5. Análise metalográfica das peças extrudadas

As peças extrudadas foram submetidas à análise metalográfica, com o objetivo de se verificar possíveis alterações microestruturais após os processos de conformação mecânica impostos, tendo como base as imagens micrográficas das matérias-primas. A figura 69 representa a micrografia da liga de magnésio AZ61 fundida.

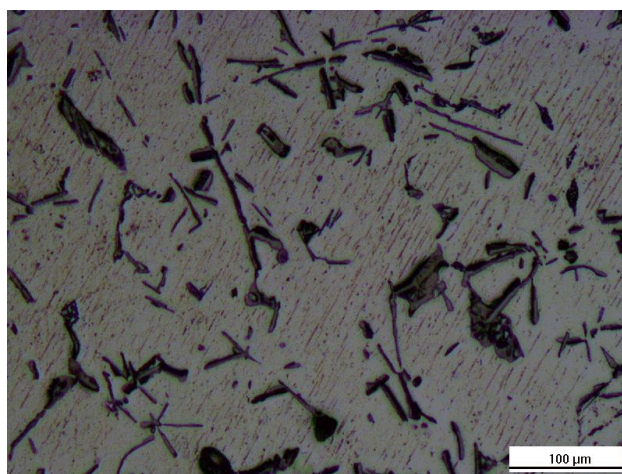


Figura 69 – Microestrutura da liga AZ61 fundida. Corte longitudinal. Ataque HF 0,5%.

Na sequência, serão apresentadas as micrografias da liga AZ61 fundida, extrudadas respectivamente nas matrizes de 30° (figura 70), de 60° (figura 71) e de 90° (figura 72).

Na figura 70 pode se perceber uma microestrutura típica de peças e lingotes fundidos, com precipitados de tamanho grande e bem definidos, sobrepondo-se a uma matriz metálica de magnésio. Conforme já discutido no item 4, acredita-se que os precipitados maiores, lamelares, são precipitados ricos em alumínio e cálcio, enquanto os precipitados mais finos e menores, são precipitados ricos em alumínio e lantânio [54]. Não se pode observar a presença de recristalização nas imagens apresentadas.

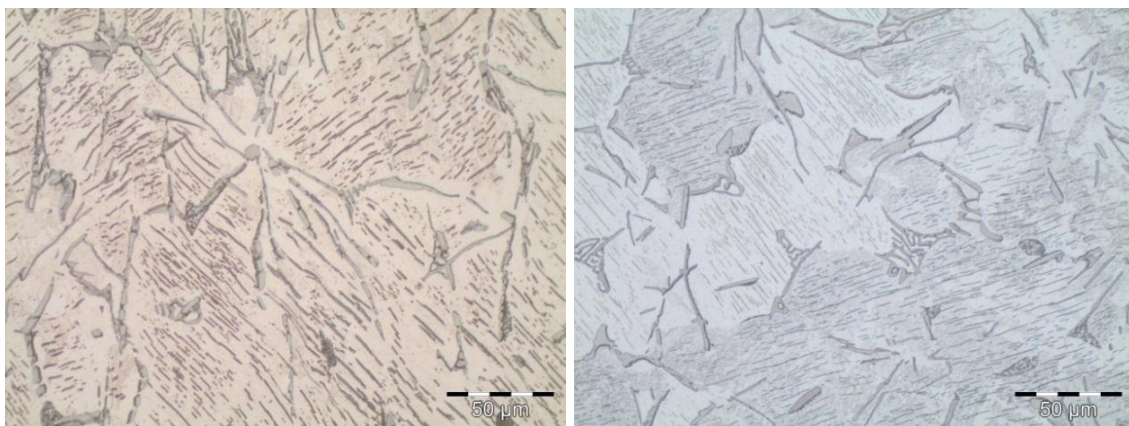


Figura 70 – Microestrutura da liga AZ61 fundida, após extrusão em matriz de 30° de angulação de cone. Corte longitudinal e transversal, respectivamente. Ataque Nital 2%.

A figura 71 apresenta a microestrutura das peças extrudadas em matriz de 60° de ângulo de cone, partindo-se da liga de magnésio AZ61 fundido. As imagens mostram uma grande quantidade de precipitados, lamelares e aciculares, que se acredita se tratarem de compostos intermetálicos ricos em cálcio e lantânio, respectivamente.

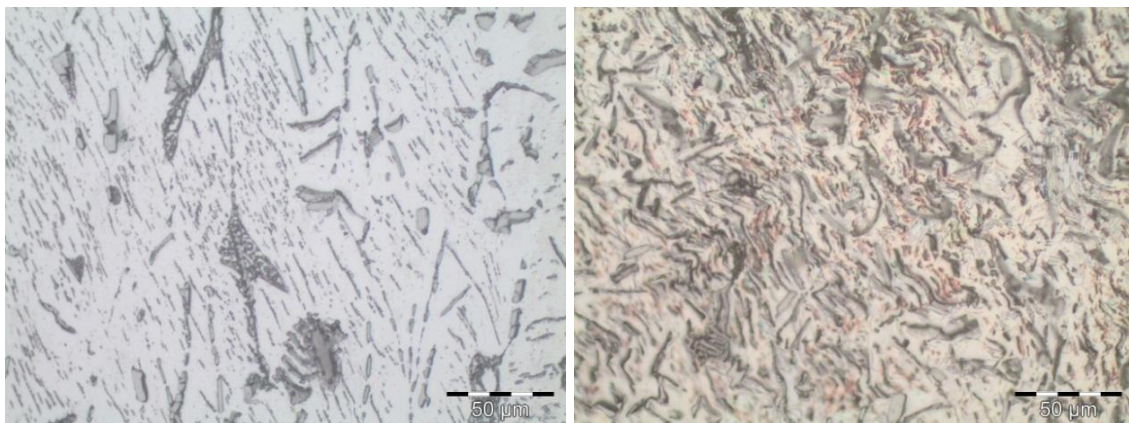


Figura 71 – Microestrutura da liga AZ61 fundida, após extrusão em matriz de 60° de angulação de cone. Corte longitudinal e transversal, respectivamente. Ataque Nital 2%.

O aspecto das imagens metalográficas é também típico de estruturas fundidas, de modo que não se evidencia a formação de grãos recristalizados nas imagens apresentadas, em nenhuma das seções de corte.

Para as peças extrudadas com a matriz de 90° de ângulo de cone, as imagens metalográficas são expostas na figura 72. A aparência da micrografia pouco difere das micrografias das demais peças extrudadas anteriormente apresentadas, embora as propriedades mecânicas desta amostra tiverem sido bastante superiores de que as de seus pares.

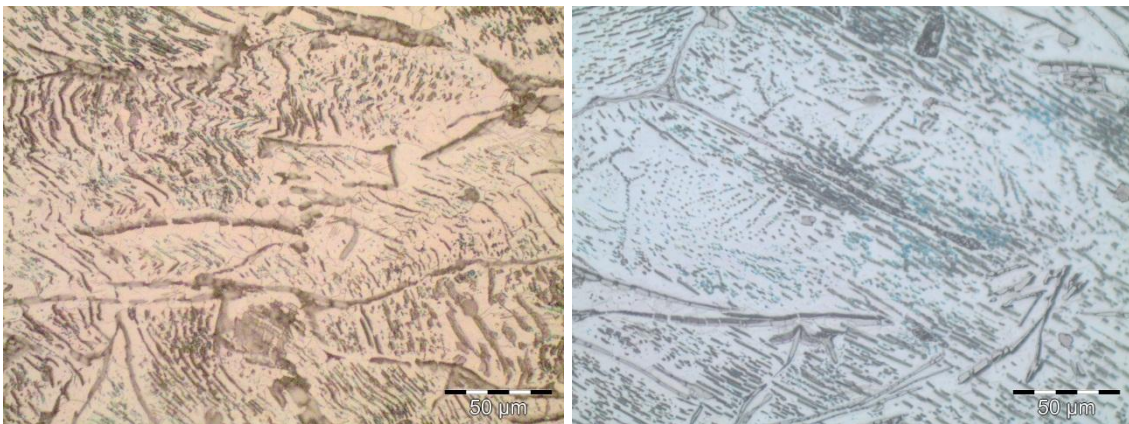


Figura 72 – Microestrutura da liga AZ61 fundida, após extrusão em matriz de 90° de angulação de cone. Corte longitudinal e transversal, respectivamente. Ataque Nital 2%.

No entanto, ao se analisar em detalhes a figura 72, em seu corte longitudinal, pode se notar uma região pouco espessa, onde aparentemente está se formando os primeiros grãos equiaxiais recristalizados, conforme ilustra a figura 73. Este início de transformação metalúrgica pode ser a responsável pelo desempenho mecânico superior que estas peças apresentaram, conforme já observado pela tabela 26. Uma avaliação posterior, utilizando difração de raios-x, poderia ser utilizada em trabalhos futuros para avaliar a presença e percentual de grãos recristalizados.

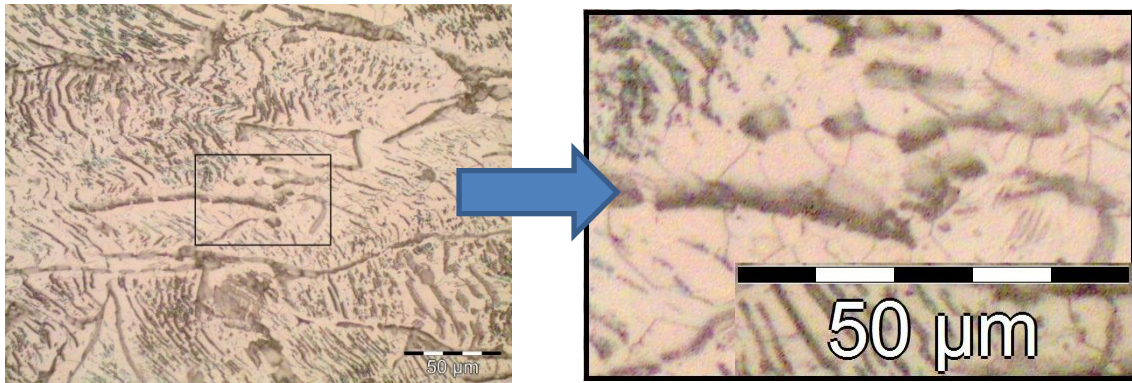


Figura 73 – Microestrutura da liga AZ61 fundida e extrudada em matriz de 90°, com detalhe em região central da micrografia. Ataque Nital 2%.

Em relação às peças extrudadas partindo-se da liga de magnésio AZ61 recristalizada, as microestruturas são apresentadas na sequência do trabalho. A figura 74 reapresenta a micrografia da matéria-prima recristalizada utilizada neste estudo.

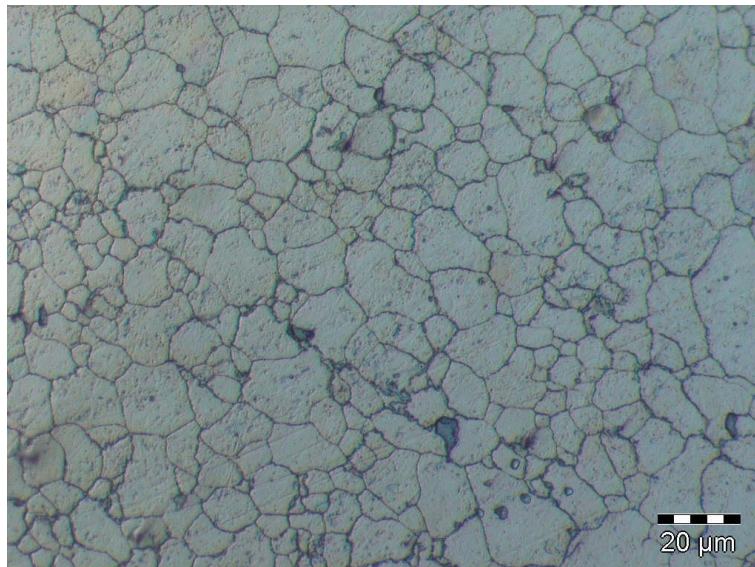


Figura 74 – Microestrutura da matéria-prima recristalizada. Ataque HF 0,5%.

A figura 75 apresenta a microestrutura das peças extrudadas na matriz de ângulo de cone de 30°, em corte longitudinal. A figura 75 apresenta grãos recristalizados originais do material, em conjunto com novos grãos, menores, obtidos por nova recristalização, durante o processo de extrusão. Tendo em vista que as peças foram resfriadas em água após a extrusão e que não sofreram reaquecimento posterior, admite-se que a recristalização se deu de forma dinâmica neste processo. Os grãos originais não apresentam sinais de coalescimento significativo, sendo que os maiores permanecem com diâmetro médio de 20µm, tal qual encontrado na micrografia da matéria-prima (figura 74).

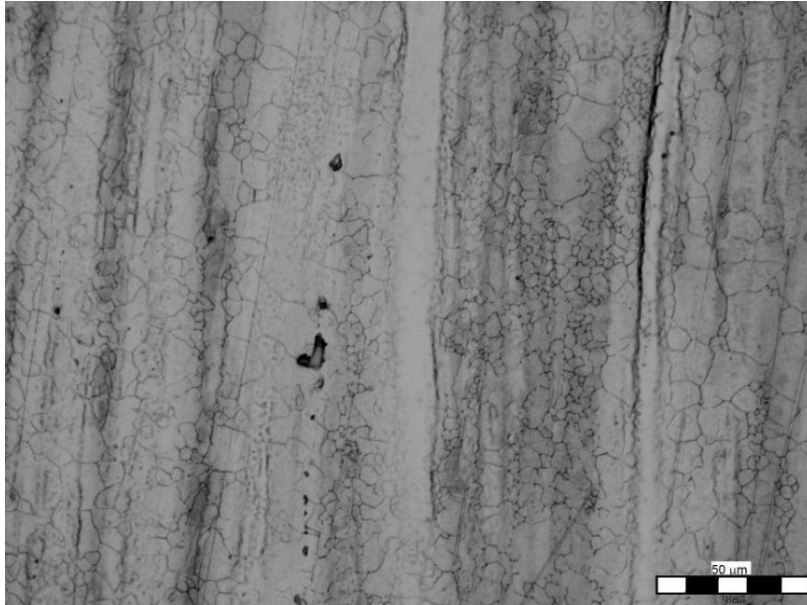


Figura 75 – Microestrutura da liga AZ61 recristalizada, após extrusão em matriz de 30° de angulação de cone. Corte longitudinal. Ataque HF 0,5%.

A figura 76 apresenta a microestrutura das peças extrudadas na matriz de ângulo de cone de 60°, em corte longitudinal e ataque de ácido fluorídrico 0,5%, diluído em álcool etílico.

A microestrutura ilustrada na figura 76 mostra os grãos do material com morfologia original e, entre eles, novos grãos menores, recristalizados no processo de extrusão a que foram submetidos. Pode se perceber que a fração recristalizada nesta imagem é ligeiramente menor do que a que se observa na figura 75, a qual se refere ao processo em matriz de angulação de cone de 30°.

Percebe-se, também, que os grãos originais sofreram pequeno crescimento de grão, sendo possível encontrar na microestrutura apresentada grãos de 30μm e até 40μm de diâmetro médio. No entanto, conforme se verificou na tabela 29, este pequeno crescimento de grão não acarretou em perdas das propriedades mecânicas da liga.

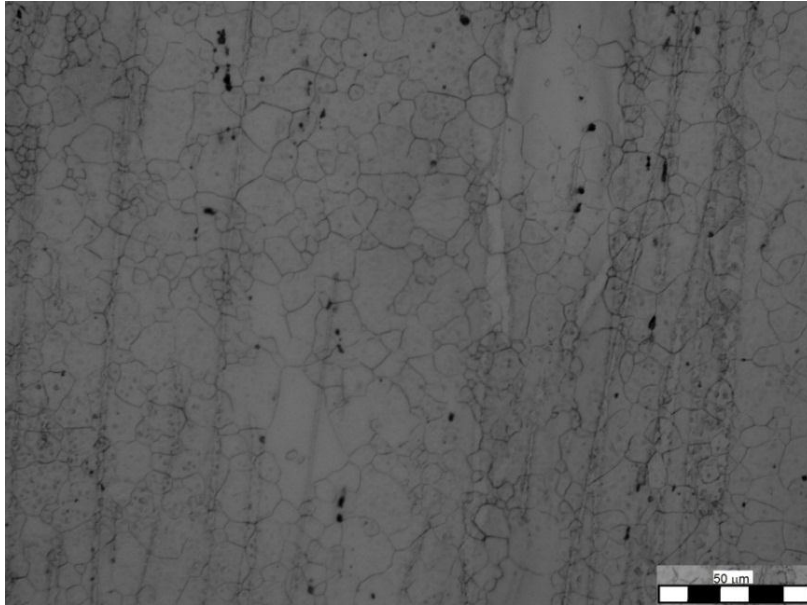


Figura 76 – Microestrutura da liga AZ61 recristalizada, após extrusão em matriz de 60° de angulação de cone. Corte longitudinal. Ataque HF 0,5%.

A figura 77 apresenta a micrografia da peça extrudada na matriz de 90° de ângulo de cone. Nela, pode se verificar os grãos recristalizados originais da matéria-prima, em tamanho consideravelmente maior do que estavam anteriormente ao processo de extrusão. Este crescimento de grão pode ser o responsável pela pequena perda de resistência mecânica verificada nestas peças, em comparação com as demais peças extrudadas.

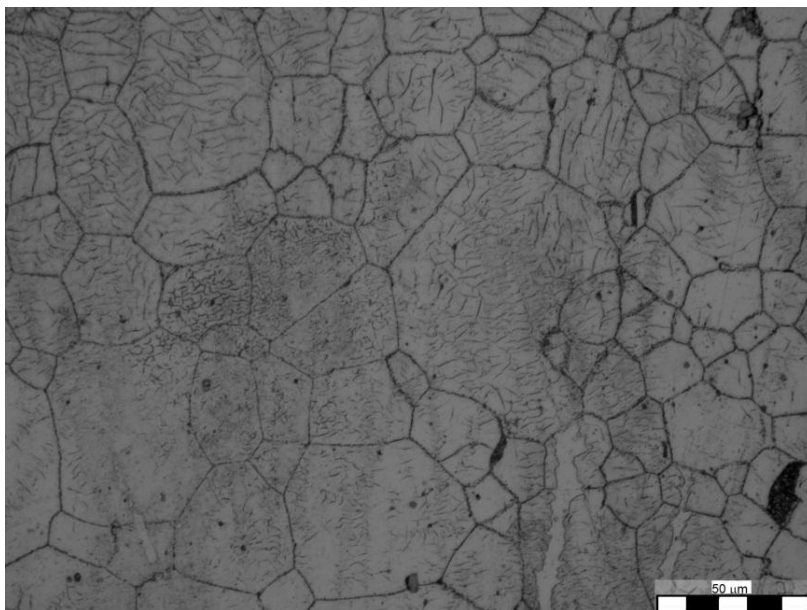


Figura 77 – Microestrutura da liga AZ61 recristalizada, após extrusão em matriz de 90° de angulação de cone. Corte longitudinal. Ataque HF 0,5%.

7.2. Resultados e discussões do processo de forjamento

As peças foram obtidas através das cinco rotas citadas no item 5, as quais são reapresentadas abaixo:

- Única etapa de deformação, com temperatura de 350 °C;
- Única etapa de deformação, com temperatura de 300 °C;
- Única etapa de deformação, com temperatura de 250 °C;
- Três etapas de deformação, com temperatura constante de 350 °C;
- Três etapas de deformação, com temperaturas de 350 °C, 300 °C e 250 °C.

7.2.1. Análise visual das peças forjadas

Todas as peças apresentaram completo preenchimento da cavidade da matriz, independentemente da temperatura em que a liga foi processada, ou do número de etapas de conformação utilizado. A figura 78 apresenta as peças forjadas da liga de magnésio AZ61.



Figura 78 – Peças forjadas em diferentes temperaturas e etapas de conformação.

Após análise visual das peças, concluiu-se que as rotas produziram peças isentas de trincas e defeitos superficiais, exceto a rota processada por etapa única a 250 °C.

Nestas condições de processo, as peças apresentaram trincas na extremidade da borda, próximas à junção com o canal de rebarba. A figura 79 apresenta uma das peças obtidas por etapa única a 250 °C.



Figura 79 – Peça obtida por etapa única a 250 °C, apresentando trincas.

As peças produzidas pelas rotas onde se previa divisão da deformação, em três etapas distintas de conformação, apresentaram também peças isentas de defeitos, mesmo na rota onde a terceira etapa foi conformada a 250 °C. Desta forma, fica claro que a liga de magnésio AZ61 tem certa plasticidade em 250 °C. As trincas surgidas nas peças conformadas em etapa única a 250 °C ocorreram, provavelmente, devido a excesso de deformação da liga naquelas condições severas. Peças com menor solicitação de deformação podem ser forjadas com sucesso, em 250 °C. A figura 80 apresenta as etapas de conformação para a fabricação da peça de trabalho.



Figura 80 – Etapas de conformação da peça de trabalho. Da esquerda para a direita: *billet*, 1ª etapa, 2ª etapa e 3ª etapa.

7.2.2. Caracterização mecânica das peças forjadas

7.2.2.1. Resultados de dureza das peças

As peças forjadas em todas as cinco rotas de processamento foram submetidas a ensaios de dureza, de onde se extraiu os resultados descritos na tabela 30, para a dureza no centro e nas bordas da peça.

Tabela 30 – Dureza das peças forjadas.

Número de Etapas	Temperatura de Forjamento (°C)	Dureza no centro (HB)	Dureza nas bordas (HB)
Matéria-prima	-	68,9 ± 1,1	68,9 ± 1,1
1	350	65,0 ± 2,6	60,3 ± 1,5
1	300	67,0 ± 1,7	71,0 ± 1,0
1	250	73,0 ± 4,0	74,6 ± 2,1
3	350	61,3 ± 1,7	59,6 ± 2,2
3	350/300/250	71,3 ± 0,4	72,7 ± 1,1

De uma maneira geral, as durezas tiveram pouca variação entre as rotas de processamento. Em relação à matéria-prima, algumas rotas obtiveram incremento de dureza, enquanto outras diminuíram a dureza após o processamento.

Pode se perceber, pela análise da evolução das durezas após o forjamento, que os valores dos processos com maior temperatura apresentaram durezas menores, na comparação direta com os processos em temperaturas mais baixas.

A maior dureza foi encontrada no processo realizado em etapa única a 250 °C, que manteve praticamente constante a dureza ao longo de todo o perfil da peça. Na região da borda, local onde as durezas mais elevadas foram registradas, o incremento de dureza em relação à matéria-prima foi de 8%, em média.

Se analisarmos os desvios padrões das amostras, pode se perceber que a peça conformada em três etapas, com temperaturas decrescentes, apresentou dureza similar à encontrada em 250 °C e etapa única. A diferença não é significativa para afirmar que uma rota é mais adequada que outra.

Em relação aos resultados mais baixos, verifica-se que a maior perda de dureza se deu na rota processada a 350 °C, em três etapas de conformação. Em média, a perda

de dureza foi de 13,5% na região das bordas da peça. Ao contrário das peças forjadas nas demais rotas, a dureza na borda foi ainda menor do que no centro da peça. Essa diminuição de dureza nas regiões de maior deformação, aliada à relativamente alta temperatura do processo, pode ter propiciado a recristalização dos grãos da liga, sobretudo na região dos bordos, diminuindo-se, assim, a dureza da peça.

7.2.2.2. Resultados dos ensaios de compressão uniaxial

A tabela 31 apresenta os resultados obtidos dos ensaios de compressão, realizados nos corpos-de-prova retirados das peças forjadas, nas cinco diferentes rotas de processamento.

Nota-se que não são apresentados dados referentes às peças processadas em etapa única em 250 °C de temperatura. Embora a dureza da peça forjada a 250 °C tenha sido a maior registrada, os valores referentes ao ensaio de compressão não puderam ser extraídos, já que a peça apresentou trincas ao longo de seu perímetro externo, impossibilitando à obtenção de corpos-de-prova para a determinação das propriedades mecânicas.

Tabela 31 – Propriedades mecânicas à compressão das peças forjadas.

Número de Etapas	Temperatura de Forjamento (°C)	Limite de escoamento à compressão (MPa)	Resistência máxima à compressão (MPa)	Deformação relativa em altura (%)
Matéria-prima	-	152,8 ± 1,3	370,8 ± 10,8	12,6 ± 0,4
1	350	145,2 ± 3,2	330,2 ± 6,2	13,5 ± 0,9
1	300	181,7 ± 2,9	382,9 ± 7,7	13,0 ± 0,7
1	250	-	-	-
3	350/350/350	139,2 ± 3,8	326,7 ± 3,1	13,6 ± 0,9
3	350/300/250	191,7 ± 5,5	399,7 ± 3,8	13,1 ± 0,7

As mais elevadas características mecânicas foram encontradas no processo em que a deformação foi dividida em três etapas, diminuindo-se a temperatura em 50 °C em cada um dos estágios. Nesta condição, as peças alcançaram uma resistência máxima à

compressão de aproximadamente 400 MPa, o que representa um valor bastante elevado para ligas de magnésio, sendo até comparável com alguns aços de baixo carbono.

A segunda melhor rota de processamento estudada foi aquela onde se obteve peças por etapa única, a temperatura de 300 °C. Por esta rota, a dureza da peça forjada praticamente se manteve inalterada em relação à matéria-prima, como observado na tabela 30, entretanto, a resistência ao escoamento da liga se elevou em aproximadamente 16% e a resistência máxima da liga ainda teve pequeno incremento positivo.

Por fim, os resultados mais baixos foram encontrados nas peças processadas a 350 °C, tanto em etapa única quanto em múltiplas etapas. Nesta temperatura, as peças produzidas tiveram considerável decréscimo de dureza, aproximadamente 15% na região da borda, e grande redução de resistência máxima, superior a 12% para a rota em múltiplas deformações. Os resultados de resistência mecânica à compressão, para estas rotas, são coerentes com os resultados dos ensaios de dureza, que também não apresentaram bom desempenho nestas rotas.

7.2.3. Análise metalográfica

As peças forjadas foram submetidas à análise metalográfica, na região de maior deformação da peça, ou seja, na extremidade da borda, conforme procedimento experimental descrito no item 5.

A rota de processamento que apresentou as melhores características mecânicas, conforme já discutido, foi aquela em que as peças foram produzidas em três etapas de deformação, com temperaturas diminuindo gradativamente, em cada etapa. A figura 81 apresenta a microestrutura revelada por esta rota de processamento.

Na figura 81, pode se perceber a presença de grãos extremamente alongados, sem indícios de recristalização. Esta característica sugere um grão fortemente encruado, o que vai ao encontro de suas características mecânicas elevadas, apresentadas na tabela 31. A rota se mostrou eficiente para o controle de recristalização e aumento de resistência mecânica das peças forjadas.

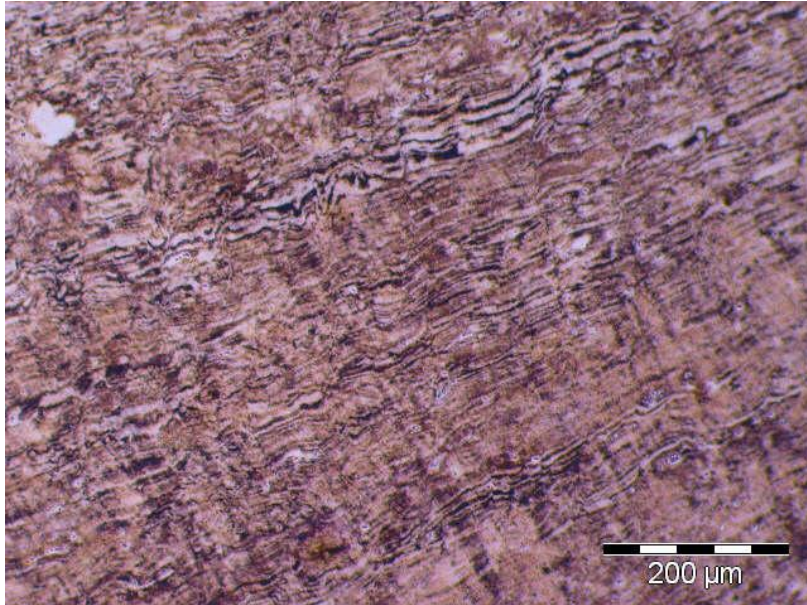


Figura 81 - Microestrutura das peças forjadas em três etapas, com temperaturas decrescentes. Ataque HF 0,2%.

Outra questão que pode ser responsável pelo aumento das propriedades mecânicas das peças processadas por esta rota é o forte fibramento mecânico observado. A figura 82 apresenta uma imagem de menor aumento, onde o fluxo de material pode ser observado claramente. Neste fluxo, grãos extremamente encruados podem ser visualizados, seguindo na direção centro/borda da peça, durante o preenchimento da cavidade da matriz.

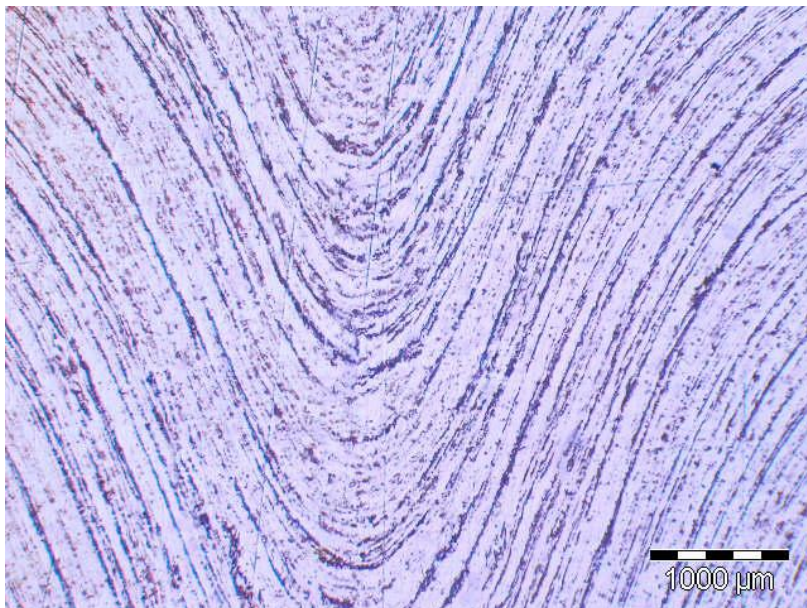


Figura 82 – Fibramento mecânico das peças forjadas em três etapas, com temperaturas decrescentes. Ataque HF 0,2%.

A rota de processamento que atingiu a segunda maior resistência mecânica foi aquela onde as peças foram processadas em etapa única, com temperatura constante de 300 °C. A figura 83 apresenta a microestrutura destas peças.

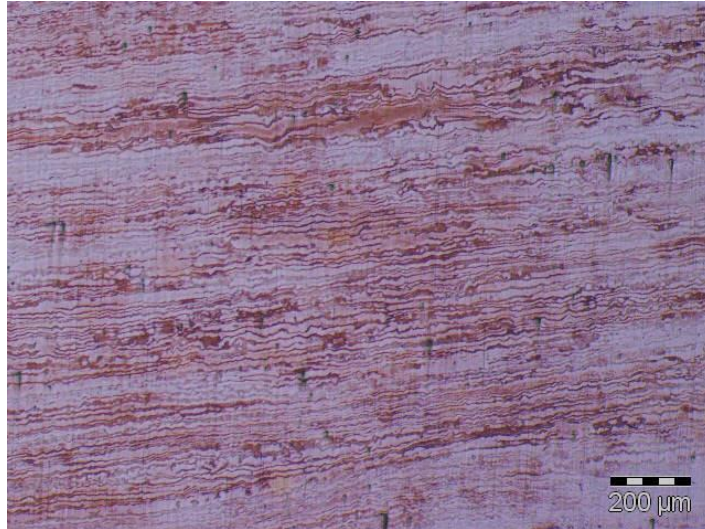


Figura 83 – Microestrutura das peças forjadas em etapa única a 300 °C. Ataque HF 0,2%.

Da mesma forma que a rota anterior apresentada, a rota de etapa única a 300 °C revela grãos fortemente encruados, de pequena largura e grande comprimento (na visão plana da imagem). Não se podem identificar grãos recristalizados nas imagens, o que pode ser um indicativo para o desempenho mecânico superior que esta rota de processamento apresentou. A figura 84, em maior aumento, revela em detalhes o grão encruado que compõe a microestrutura destas peças.

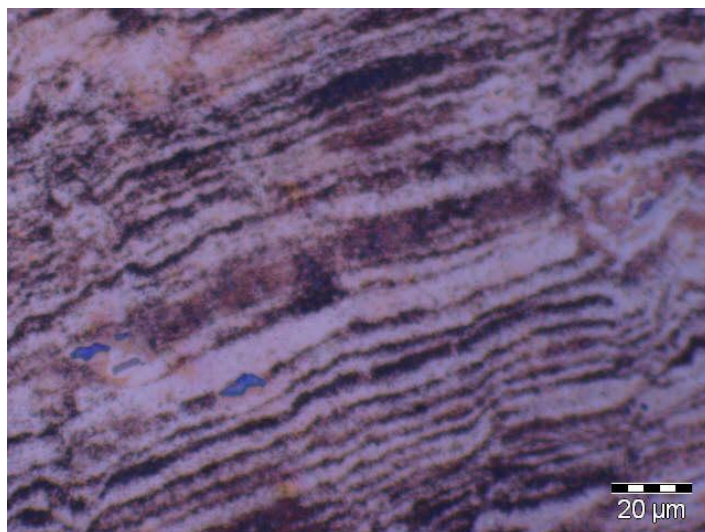


Figura 84 – Microestrutura das peças forjadas em etapa única a 300 °C, em maior aumento. Ataque HF 0,2%.

Nas figuras 85 e 86, podem ser observadas, respectivamente, as microestruturas das peças forjadas em etapa única a 350 °C e em três etapas constantes a 350 °C. Estas duas rotas apresentaram os piores desempenhos em termos de resistência mecânica e ao escoamento dentre as rotas testadas.

Na figura 85, pode ser notada a presença de microestrutura parcialmente recristalizada (em destaque na imagem), contrastando com grãos encruados. A presença de grãos recristalizados é coerente com a menor dureza e resistência mecânica encontrada nesta rota, em comparação direta com as rotas processadas em temperaturas mais baixas.

A forma em que os grãos recristalizados aparecem está de acordo com a bibliografia [72-73], que afirma que os grãos recristalizados surgem nos contornos do grão original encruado, em tamanho menor e forma equiaxial e, com a crescente deformação imposta, estes grãos recristalizados vão consumindo os grãos originais, refinando a estrutura.

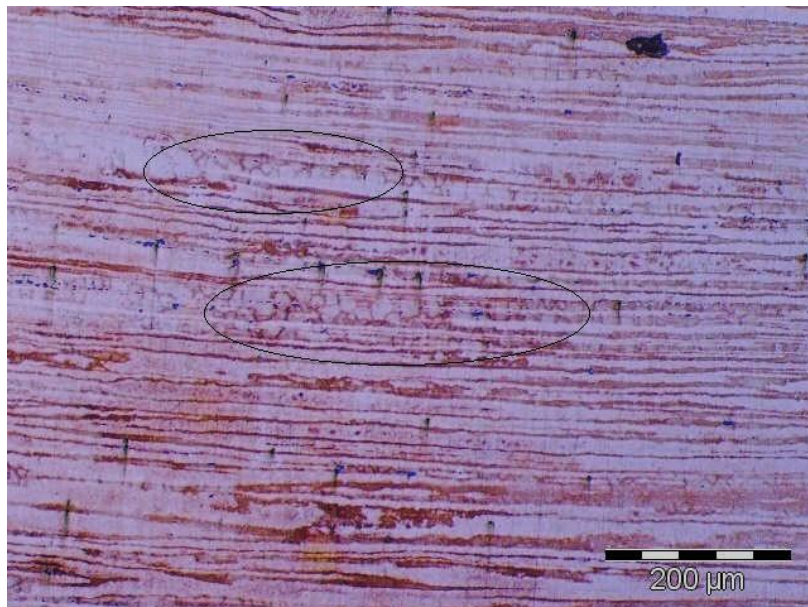


Figura 85 – Microestrutura das peças forjadas em etapa única a 350 °C. Ataque HF 0,2%.

A figura 86 apresenta a microestrutura da peça forjada em três etapas de deformação, com temperatura constante de 350 °C. Pode se perceber, nos detalhes indicados na imagem, alguns grãos recristalizados, distribuídos entre os grãos encruados.

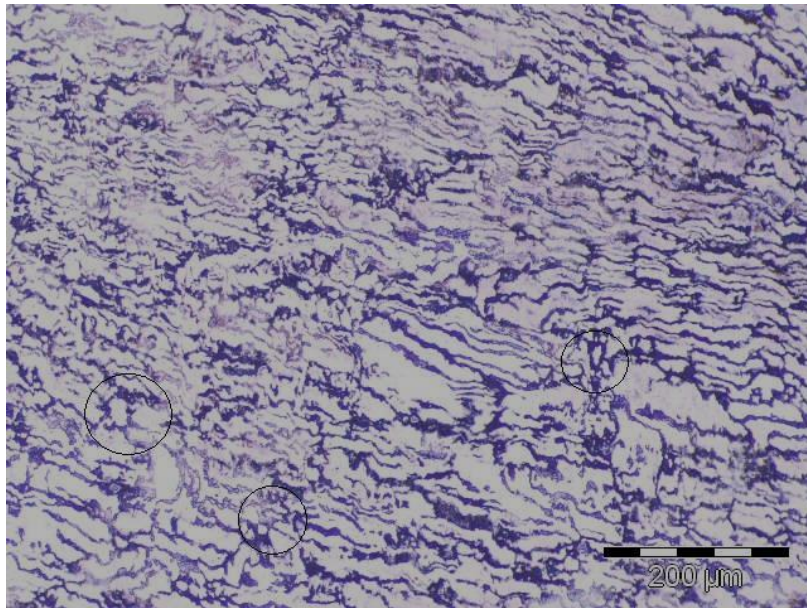


Figura 86 - Microestrutura das peças forjadas em três etapas, com temperaturas constantes de 350 °C. Ataque HF 0,2%.

No entanto, estes grãos recristalizados não se apresentam como uma linha contínua, como pode se observar na figura 85, a qual se refere a forjamento em etapa única em 350 °C. Na figura 86, o que mais chama a atenção é o coalescimento dos grãos não recristalizados, que, em alguns casos, destoam do tamanho médio verificado nas demais peças caracterizadas. Neste sentido, acredita-se que a resistência mecânica inferior encontrada nestas peças se deve ao somatório destes dois fatores: recristalização parcial de grão e crescimento do grão original, devido à exposição do material às altas temperaturas.

8. CONCLUSÕES

Em relação ao processo de extrusão, finalizada a caracterização das peças obtidas e analisados os resultados, algumas conclusões podem ser extraídas do trabalho experimental.

Entre as duas condições de fornecimento da liga de magnésio AZ61, fundida e recristalizada, percebe-se que a condição que requer maior força de extrusão, independentemente da geometria da ferramenta utilizada, é a liga no estado recristalizado.

Na liga fundida, a geometria de ferramenta que apresenta a maior força de extrusão é aquela que possui um ângulo de cone de 90° .

A geometria de ferramenta que minimiza esta força, para a liga fundida, não ficou claramente definida, devido à proximidade dos resultados obtidos. A mais baixa força requerida, em termos absolutos, foi encontrada para a matriz com 60° de angulação de cone, mas tendo a matriz com cone de 30° obtido um resultado ligeiramente superior que, se levado em consideração o desvio padrão das medidas, torna impossível afirmar qual geometria realmente necessita de menor força de conformação.

Em relação às propriedades mecânicas das peças extrudadas com liga AZ61 fundida, as amostras que obtiveram o mais alto desempenho foram as extrudadas com matriz de 90° de ângulo de cone, seguido de nova igualdade estatística entre as ferramentas com angulação de 60° e 30° .

Desta forma, percebe-se que a ferramenta com 90° de ângulo de cone requer maior força para extrudar as peças, o que sugere maior severidade de deformação. Esta severidade se reflete nas propriedades mecânicas superiores encontradas nas peças extrudadas com esta liga.

Em relação à microestrutura, os processos impostos não foram efetivos para promover a recristalização dos grãos com estrutura fundida, já que as micrografias não indicaram grãos recristalizados. Apenas na amostra retirada da peça processada com ferramenta de 90° se pode observar uma tênue formação de grãos recristalizados, o que pode ser considerado uma explicação para o desempenho de propriedades mecânicas ter sido mais elevado, em comparação direta com as outras peças obtidas.

No que se refere às extrusões da liga recristalizada AZ61, as peças geradas tiveram, independentemente da geometria da ferramenta empregada, propriedades mecânicas superiores que as peças originadas das ligas fundidas.

Em relação à força de extrusão, a matriz que requereu menor força de extrusão para a liga recristalizada foi a de 60° de ângulo de cone. As maiores forças foram encontradas para os ângulos de 90° e de 30°, respectivamente a maior força e a força intermediária, considerando-se apenas os valores médios. No entanto, devido aos desvios padrão encontrado, não se pode afirmar com plena certeza qual destas duas matrizes necessitou de maior força para extrudar as peças.

Referente às propriedades mecânicas, caracterizadas as peças, concluiu-se que as peças com maior resistência mecânica foram extrudadas com matriz com ângulo de ferramenta de 60°, seguidos das extrudadas com matriz de angulação de cone de 30° e por fim, 90°.

Nas peças extrudadas com microestrutura previamente recristalizada, chega-se a uma situação ideal: a ferramenta com ângulo de cone de 60° minimiza a força de extrusão e proporciona as melhores propriedades mecânicas finais na peça. Esta, portanto, é a configuração de ferramenta indicado por este trabalho, para extrusões nas condições testadas.

As simulações computacionais e os cálculos manuais predisseram com eficácia a ordem de minimização de força de extrusão. No entanto, foi identificado erro em relação à grandeza dos valores, onde, tanto um, quanto outro, indicaram valores bastante abaixo do que foi encontrado na prática experimental.

Em relação ao processo de forjamento da liga de magnésio AZ61, todas as peças forjadas apresentaram completo preenchimento da cavidade da matriz, independentemente do número de etapas de conformação e da temperatura de processamento utilizada.

O sistema de aquecimento de ferramentos funcionou perfeitamente, impedindo a troca de calor entre peça e matriz.

Quanto à sanidade das peças, as rotas testadas produziram peças isentas de defeitos superficiais, exceto a rota onde a temperatura empregada foi de 250 °C e a deformação feita de uma única vez. Nesta rota, trincas surgiram nas bordas da peça, próximos ao canal de rebarba.

Embora a caracterização mecânica destas peças ficasse impossibilitada, devido às trincas, a dureza encontrada nesta rota de trabalho foi a maior, em termos absolutos, dentre todas as rotas testadas.

No que se refere às propriedades mecânicas, a rota que gerou melhores resultados de resistência mecânica e ao escoamento foi a que se processaram peças forjando-as com três etapas de deformação e em temperaturas decrescentes.

Na sequência, a segunda melhor rota, em termos de propriedades mecânicas, foi aquela em que a deformação foi efetuada em uma única etapa, com temperatura de 300 °C. Nestas duas rotas, as micrografias revelaram grãos fortemente encruados, sem a presença de grãos recristalizados.

Os piores resultados foram encontrados nas peças processadas a 350 °C, em uma e três etapas. Nestas peças, as micrografias revelaram a presença de microestrutura parcialmente recristalizada, em contraste com os grãos originais encruados.

Na rota onde três etapas de conformação foram utilizadas, percebeu-se ainda um crescimento exagerado de grãos, sendo este um forte motivo para a perda de dureza e resistência mecânica verificada nas peças.

Por fim, com base nos resultados, sugere-se que a rota ideal de processamento seja feito com divisão da deformação total em várias etapas, com temperatura decrescendo 50 °C em cada estágio.

9. CONSIDERAÇÕES FINAIS DO TRABALHO

O surgimento de empresas especializadas no forjamento e extrusão de ligas de magnésio deve ser visto como tópico estratégico pelo governo brasileiro.

A implantação de um segmento voltado para a produção de peças conformadas em ligas de magnésio beneficia, em primeiro plano, o setor de forjarias no Brasil, que ganha um novo nicho de mercado, com plenas condições de competir em pé de igualdade com os produtos importados, já que existem no país forjarias extremamente competitivas e equipadas, que facilmente poderiam se adaptar para a prática do forjamento de ligas de magnésio.

Depois, seriam beneficiadas também as empresas da indústria automotiva e aeronáutica, principalmente, que carecem de produtos importados para montar seus produtos. Neste ramo, podem-se citar empresas como Embraer, General Motors, Ford, Fiat, Volkswagen, Honda e outras tantas montadoras.

A consolidação deste ramo industrial ainda beneficiaria as empresas produtoras de matéria-prima, que teriam um segmento inteiramente novo para fornecer seus produtos, em todas as variações geométricas necessárias para suprir toda a demanda que iria surgir.

Existiriam também benefícios ao governo brasileiro, sob o ponto de vista econômico e social. Econômico, devido ao crescimento econômico do setor industrial, ainda mais se tratando da produção de peças de alto valor agregado, e também pela geração de impostos, sem aumento da carga tributária. É um ganho social também, devido à geração de novos empregos que essa abertura de mercado iria trazer, em um setor onde a média salarial é relativamente alta, dada a necessidade de conhecimento específico da área para o desempenho da função.

Por fim, indiretamente, a população em geral também sairia beneficiada, já que com a nacionalização de componentes conformados em ligas de magnésio, existe a tendência de diminuição de preços, fazendo, ao final do processo, diminuir os custos de produção e, conseqüentemente, diminuir o preço final dos produtos que chegam ao consumidor comum.

Desta forma, ao final deste trabalho, espera-se que esta pesquisa possa auxiliar na criação e no desenvolvimento de uma cultura forjadora de ligas de magnésio no

Brasil, país onde o parque fabril de conformação é uma realidade consolidada, faltando apenas o desenvolvimento da tecnologia aplicada.

10. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A realidade atual em relação aos estudos de pós-graduação, no Brasil e no mundo, é a de se continuar os níveis de estudo para além do doutorado. Hoje, no Brasil, já está fortemente consolidado o *PNPD – Programa Nacional de Pós-doutorado*, programa este que vai ao encontro da tendência mundial. Por este motivo e tendo em vista, também, o constante surgimento de novas descobertas na área da conformação de ligas de magnésio, algumas sugestões para trabalhos futuros são aqui deixadas.

Em relação a extrusão:

- Realizar simulações numéricas computacionais, utilizando dados levantados experimentalmente, com vistas a obter resultados mais próximos da realidade prática;
- Realizar passes sequenciais de extrusão convencional, avaliando a fração de grãos recristalizados em cada etapa de processamento;
- Realizar extrusões em temperaturas mais baixas, diminuindo o crescimento de grão durante o aquecimento da matéria-prima;
- Realizar processos de deformação plástica severa (*Severe Plastic Deformation - SPD*) na liga de magnésio fundida, como a extrusão angular (*equal channel angular pressing – ECAP*), avaliando a influência deste processo no refino de grão da liga;
- Estudar outras ligas de magnésio, com maior teor de elementos de liga, como a AZ80 e a ZK60, por exemplo, que conferem maior resistência mecânica nas peças conformadas.

No forjamento:

- Forjar peças com velocidades de ferramenta variadas, analisando a influência da velocidade de deformação no preenchimento de cavidades da matriz, propriedades mecânicas e microestrutura do material;

- Avaliar efeito da textura em peças forjadas;
- Realizar pesquisas com hidro-conformação de ligas de magnésio;
- Levantamento de mapa de processamento (*processing map*) das ligas de magnésio (curvas de escoamento com três variáveis, prevendo dano).
- Forjar e avaliar a forjabilidade de ligas de magnésio fundidas;
- Forjar outras ligas de magnésio, com maior teor de elementos de liga, como a AZ80 e a ZK60, por exemplo, que conferem maior resistência mecânica nas peças conformadas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] SILLEKENS, W.H.; LETZIG, D. The MagForge Project: European Community Research on Forging of Magnesium Alloys. **Proceedings of the 7th International Conference on Magnesium Alloys and their Applications**. Pg. 999 – 1005. Dresden, Alemanha, 2006.
- [2] FISCHER, G.; BECKER, J.; STICH, A. **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**, pg. 993 – 999. Alemanha, 2000.
- [3] FRIEDRICH, H.E.; MORDIKE, B.L. **Magnesium Technology Metallurgy**, Design Data Applications. Springer, Berlin 2006.
- [4] ASM METALS HANDBOOK, **Properties and Selection Nonferrous Alloys and Special Purpose Materials**. V.02, 10th Edition, 1992.
- [5] AVEDESIAN, M. M.; BAKER, H. **Magnesium and Magnesium Alloys**, ASM International, Ohio USA, 1999.
- [6] KAINER, K.U.: **Magnesium – Alloys and Technologies**. Willey-VCH. Alemanha, 2003.
- [7] VIEHWEGER, B., KARABET, A., DURING, M., SCHAEFFER, L.; Forging of Mg-Alloys AZ31 and AZ80. **Mat-wiss. u. Werkstofftech.** 36, 211-217, 2005.
- [8] CARAM Jr., Rubens. Estrutura e Propriedades dos Materiais. **Apostila da disciplina EM342**. Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 2000. Disponível em: <http://www.fem.unicamp.br/~caram/capitulo3.pdf> Acessado em 18 de fevereiro de 2010.
- [9] PADILHA, A. F. **Materiais de Engenharia – Microestrutura e Propriedades**. Editora Hemus. São Paulo, 2000.

- [10] CALLISTER, W. **Ciência e engenharia de materiais, uma introdução** 5ª Ed. LTC, 2002.
- [11] SIEBEL, G. **Technology of Magnesium and Its Alloys**, Editora Beck, Londres, 1940. Cito em: KAINER, K.U.: “Magnesium – Alloys and Technologies”. Wiley-VCH. Alemanha, 2003.
- [12] ROBERTS, C. S.: **Magnesium and Its Alloys**, Editora Wiley, Nova Iorque, 1960. Cito em: KAINER, K.U.: “Magnesium – Alloys and Technologies”. Wiley-VCH. Alemanha, 2003.
- [13] RAYNOR, G. V.: **The Physical Metallurgy of Magnesium and Its Alloys**, Editora Pergamon, Londres, 1959. Cito em: KAINER, K.U.: “Magnesium – Alloys and Technologies”. Wiley-VCH. Alemanha, 2003.
- [14] CHAPMAN, J. A. PhD. Thesis, University of Birmingham, 1963. Cito em: KAINER, K.U.: **Magnesium – Alloys and Technologies**. Wiley-VCH. Alemanha, 2003.
- [15] ASM METALS HANDBOOK, **Heat Treatment**. V.04, 10th Edition, 1992.
- [16] SMITH, W. **Structure and properties of engineering alloys**. McGraw-Hill, Inc. New York, 1993.
- [17] EL-MORSY, A.; ISMAIL, A.; WALY, M.: Microstructural and mechanical properties evolution of magnesium AZ61 alloy processed through a combination of extrusion and thermo mechanical processes. **Materials Science and Engineering A**, 486, 528–533, 2008.
- [18] YIN, D.; ZHANG, K.; Wang, G.; HAN, W.; Warm deformation behavior of hot-rolled AZ31 Mg alloy. **Materials Science Engineering A**, 392, 320–325, 2005.
- [19] LEE, S.; CHEN, Y.; WANG, J.; Isothermal sheet formability of magnesium alloy AZ31 and AZ61. **Journal of Materials Processing Technology**, 124, 9–24, 2002.

- [20] TAKUDA, H.; FUJIMOTO, H.; HATTA, N.; Modelling on flow stress of Mg–Al–Zn alloys at elevated temperatures. **Journal of Materials Processing Technology**, 80-81, 513-516, 1998.
- [21] CHANDRASEKARAN, M.; JOHN, Y.M.; Effect of materials and temperature on the forward extrusion of magnesium alloys. **Materials Science Engineering A**, 381, 308–319, 2008.
- [22] PÉREZ-PRADO, M.T.; RUANO, O.A.; Texture evolution during annealing of magnesium AZ31 alloy. **Scripta Materialia**, 46, 149–155, 2002.
- [23] GREGER, M.; KOCICH, R.; ČÍŽEK, L. Forging and rolling of magnesium alloy AZ61. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**, V. 20, issue 1-2, pg. 447-450, 2007.
- [24] SWIOSTEK, J.; GOKEN, J.; LETZIG, D.; KAINER, K. U.; Hydrostatic extrusion of commercial magnesium alloys at 100 °C and its influence on grain refinement and mechanical properties. **Materials Science and Engineering A**, 424, pg. 223–229, 2006.
- [25] NARAYANASAMYA, R., SATHIYANARAYANANA, S., PONALAGUSAMY, R.; A study on barrelling in magnesium alloy solid cylinders during cold upset forming. **Journal of Materials Processing Technology**, 101, pg. 64-69, 2000.
- [26] HUANG G. S., ZHANG L., SONG B., PAN F. S.; Cold stamping for AZ31B magnesium alloy sheet of cell phone house. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, 20, pg. 608-612, 2010.
- [27] MORI, K., NISHIJIMA, S., TAN, C. J.; Two-stage cold stamping of magnesium alloy cup shaving small corner radius. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 49, pg.767–772, 2009.

- [28] ASM METALS HANDBOOK, **Forming and Forging**. V.14, 10th Edition, 1992.
- [29] BEHRENS, B.A., SCHMIDT, I. Improving the properties of forged magnesium parts by optimized process parameters. **Journal of Materials Processing Technology**, 187–188, pg. 761–765, 2007.
- [30] SKUBISZ, P., SINCZAK, J., BEDNAREK, S. Forgeability of Mg–Al–Zn magnesium alloys in hot and warm closed die forging. **Journal of Materials Processing Technology**, 177, pg. 210–213, 2006.
- [31] OGAWA, N., SHIOMI, M., OSAKADA, K. Forming limit of magnesium alloy at elevated temperatures for precision forging. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 42, pg. 607–614, 2002.
- [32] KAI M.; HORITA, Z.; LANGDON, T. G.; Developing grain refinement and superplasticity in a magnesium alloy processed by high-pressure torsion. **Materials Science Engineering A**, 488, 117–124, 2008.
- [33] BUSSIBA, A.; BEN ARTZY, A.; SHTECHMANN, A.; IFERGAN, S.; KUPIEC, M.; Grain refinement of AZ31 and ZK60 Mg alloys towards superplasticity studies. **Materials Science Engineering A**, 302, 56–62, 2001.
- [34] SHAHZAD, M.; WAGNER, L.; Influence of extrusion parameters on microstructure and texture developments, and their effects on mechanical properties of the magnesium alloy AZ80. **Materials Science and Engineering A**, 506, 141–147, 2009.
- [35] XING, J.; YANG, X.; MIURA, H.; SAKAI, T.; Ultra-fine grain development in an AZ31 magnesium alloy during multidirectional forging under decreasing temperature conditions. **Materials Transactions**, 46: 1646–1650, 2005.

- [36] MIURA, H.; YU, G.; YANG, X.; SAKAI, T.; Microstructure and mechanical properties of AZ61 Mg alloy prepared by multi directional forging. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, 20, 1294-1298, 2010.
- [37] HIRAI, K.; SOMEKAWA H.; TAKIGAWA, Y.; HIGASHI, K. Effects of Ca and Sr addition on mechanical properties of a cast AZ91 magnesium alloy at room and elevated temperature. **Materials Science and Engineering A**, 403, pg. 276–280, 2005.
- [38] KONDORI, B.; MAHMUDI, R.; Effect of Ca additions on the microstructure, thermal stability and mechanical properties of a cast AM60 magnesium alloy. **Materials Science and Engineering A**, 527, pg. 2014–2021, 2010.
- [39] JING, B.; YANGSHAN, S.; SHAN, X.; FENG, X.; TIANBAI, Z. Microstructure and tensile creep behavior of Mg–4Al based magnesium alloys with alkaline-earth elements Sr and Ca additions. **Materials Science and Engineering A**, 419, pg. 181–188, 2006.
- [40] FUJITA, M., SAKATE, N., HIRAHARA, S., YAMAMOTO, Y. Development of magnesium forged road wheel. Technical Notes. **Japan Society of Automotive Engineers**, Review 16, pg. 283-301, 1995.
- [41] SCHAEFFER, L.; **Conformação Mecânica**. Imprensa Livre. Porto Alegre. 1999.
- [42] SCHAEFFER, L.; **Problemas Práticos de Conformação Mecânica**. Expansão Editorial. Porto Alegre, 1997.
- [43] SCHAEFFER, L., ROCHA, A. S.; **Conformação Mecânica – Cálculos Aplicados em Processos de Fabricação**. Imprensa Livre. Porto Alegre, 2007.
- [44] LENHARD JR., A. L.; **Análise da influência das propriedades do material e parâmetros de processo na simulação numérica do processo de forjamento**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007.

- [45] YOSHIMURA, H., TANAKA, K., Precision forging of aluminum and steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v.98, p. 196-204, 2000.
- [46] RANDON, V., NETO, V. P., Ligas avançadas utilizadas no desenvolvimento de peças para a indústria aeronáutica empregam processos sofisticados. **Revista Metalurgia e Materiais**, Caderno Técnico, Out, pg 591-593, 2005.
- [47] PROJETO BRAGECRIM, Bulk metal formed parts for power plants. Projeto enviado ao CNPq/CAPES, 2008.
- [48] MORAES, A. S. de; **Estudo teórico-experimental da calibração de barras redondas laminadas a quente**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2010.
- [49] SHAN, D.B., XU, W.C., LU, Y. Study on precision forging technology for a complex-shaped light alloy forging. **Journal of Materials Processing Technology**, 151, 289–293, 2004.
- [50] SUZUKI, A., SADDOCK, N.D., JONES, J.W.; POLLOCK, T.M. Solidification paths and eutectic intermetallic phases in Mg–Al–Ca ternary alloys. **Acta Materialia**, Volume 53, Issue 9, pg. 2823-2834, 2005.
- [51] FIGUEIREDO, A. P.; **Análise da solidificação de ligas de magnésio para aplicação na fabricação de motores**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2008.
- [52] HAN, L.; HU, H.; NORTHWOOD, D. O. Effect of Ca additions on microstructure and microhardness of an as-cast Mg–5.0 wt.% Al alloy. **Materials Letters**, 62, pg 381–384, 2008.
- [53] ANYANWUA, I. A.; GOKANB, Y.; SUZUKI, A.; KAMADOA, S.; KOJIMA, Y.; TAKEDA, S.; ISHIDA, T. Effect of substituting cerium-rich mischmetal with lanthanum on high temperature properties of die-cast Mg–Zn–Al–Ca–RE alloys. **Materials Science and Engineering A**, 380, pg. 93–99, 2004.

- [54] FERRI, T. V.; FIGUEIREDO, A. P.; FERREIRA, C. R. F.; HORMAZA, W.; SANTOS, C. A.; SPIM, J. A. Mechanical properties as a function of microstructure in the new Mg-Al-Ca-La alloy solidified under different conditions. **Materials Science & Engineering A, Structural Materials: properties, microstructure and processing**, v. 527, p. 4624-4632, 2010.
- [55] ASTM E112-10. **Standard Test Methods for Determining Average Grain Size**. ASTM International. Norma Técnica, 2010.
- [56] ASTM E9 – 89a. **Standard Test Methods of Compression Testing of Metallic Materials at Room Temperature**. Norma Técnica, 2000.
- [57] ASTM E8M – 09. **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**. Annual Book of ASTM Standards; v.03.01, 2001.
- [58] GOMES, T. S.; **Estudo do efeito de um tratamento térmico de envelhecimento na liga de magnésio AZ61 extrudada em condições diferentes de deformação**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2012.
- [59] LIMA, D. R. S. de; **Desenvolvimento de tecnologia de forjamento de aço AISI 8640 destinado à produção de brocas de perfuração**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007.
- [60] FERESHTEH-SANIEE, F., JAAFARI M., Analytical, numerical and experimental analyses of the closed-die forging. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 125-126, pg 334-340, 2002.
- [61] CAPAN, L.; BARAN, M.; Calculation method of the press force in a round shaped closed-die forging based on similarities to indirect extrusion. **Journal of Materials Processing Technology**, 102. p. 230 – 233, 2000.

- [62] CHO, H. Y., MIN, G.S., JO, C.H., KIM, M. H. Process design of the cold forging of a billet by forward and backward extrusion. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 135, 375–381, 2003.
- [63] MOON, Y.H.; TYNE, C.J.V. Validation via FEM and plasticina modeling of upper bound criteria of a process-induced side-surface defect in forgings. **Journal of Materials Processing Technology**, v.99, p. 185-196, 2000..
- [64] YURGEL, C. C. **Substituição do processo de usinagem pelo processo de forjamento à quente na fabricação da pré-forma de brocas de furação de rochas**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007.
- [65] GEIER, M. **Considerações sobre o atrito para processos de forjamento a frio através do ensaio de compressão do anel**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007.
- [66] FUJIKAWA, S. Application of CAE for hot-forging of automotive components. **Journal of Materials Processing Technology**, v.98, p. 176-181, 2000.
- [67] MSC.Software Corporation. Dytran: Manual Theory, 2007. Cito in: MORAES, A. S. de; **Estudo teórico-experimental da calibração de barras redondas laminadas a quente**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2010.
- [68] MSC.Software Corporation. Marc r1 – Volume A: Theory and User Information, 2007. Cito in: MORAES, A. S. de; **Estudo teórico-experimental da calibração de barras redondas laminadas a quente**. Dissertação de Mestrado. PPGE3M, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2010.
- [69] SCHAEFFER, L., BRITO, A. M. G., GEIER, M., Numerical simulation using finite elements to develop and optimize forging process. **Steel Research International**, v. 76, 199-204, 2005.

- [70] FRANÇA, F. C. V., Tendências para o mercado brasileiro de magnésio. **11º Seminário Brasileiro de Metais Não-Ferrosos – ABM**. Apresentação oral. São Paulo, 2009.
- [71] REROM. **Calculation Principles**. Catálogo técnico. Pg 01- 19, 2011.
- [72] FIGUEIREDO, R. B., BEYERLEIN, I. J., ZHILYAEV, A. P., LANGDON, T. G. Evolution of texture in a magnesium alloy processed by ECAP through dies with different angles. **Materials Science & Engineering. A**, Structural Materials: properties, microstructure and processing, v. 527, p. 1709-1718, 2010.
- [73] FIGUEIREDO, R. B.; LANGDON, T. G. Grain refinement and mechanical behavior of a magnesium alloy processed by ECAP. **Journal of Materials Science**, v. 45, p. 4827-4836, 2010.
-