

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

ANÁLISE NUMÉRICA DO FORJAMENTO EM MATRIZ ABERTA  
PARA A PRODUÇÃO DE EIXOS VAZADOS

Tiago Cristofer Aguzzoli Colombo

Dissertação para obtenção do título de Mestre  
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

ANÁLISE NUMÉRICA DO FORJAMENTO EM MATRIZ ABERTA  
PARA A PRODUÇÃO DE EIXOS VAZADOS

Tiago Cristofer Aguzzoli Colombo  
Engenheiro de Materiais

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (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 Mestre em Engenharia.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre  
2012

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre 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. Eng<sup>o</sup>. Alfredo Rocha de Faria  
Instituto Tecnológico da Aeronáutica

Dr. Eng<sup>o</sup>. Eduardo Netto de Souza  
Villares Metals S. A.

Dr. Eng<sup>o</sup>. Alberto Moreira Guerreiro de Brito  
Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Prof. Dr. Eng. Telmo Roberto Strohaecker  
Coordenador do PPGE3M

“Deus ao mar o perigo e o abismo deu,  
mas nele é que Espelhou o Céu.”

F. Pessoa

## AGRADECIMENTOS

À Deus, pelo dom da vida.

Aos meus pais, Sirlei e Valter, pelo apoio incondicional e por sempre estarem presentes nas horas que mais precisei, e à minha namorada Kelyn, por estar sempre ao meu lado.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Ing. Lirio Schaeffer, pela oportunidade propiciada, pela confiança em mim depositada, orientação, experiência e dedicação fornecidos ao longo deste trabalho.

Ao Dr. Eng. Alberto Guerreiro Moreira de Brito, ao Prof. Dr. Eng. Alexandre Rocha e ao Prof. Dr. Eng. Jaime A. Spim Jr. (*in memorian*), pela paciência e colaboração ao longo deste trabalho.

À equipe do Laboratório de Transformação Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, em especial aos amigos Me. Eng. Alexsandro Moraes, Tecg. Ângela S. Marques, Me. Eng. Carla T. Soares, Dr. Eng. Diego S. Lima, Eng. Fábio J. Corrêa, Me. Eng. Fábio A. Lora, Me. Eng. Gianpaulo A. Medeiros, Tecg. Paulo Böesch, Me. Eng. Tiago S. Gomes, Me. Eng. Tomás F. de Souza e aos graduandos Hugo Tenório, Diones Orides e Murillo Peteffi.

Aos funcionários do LdTM, Ágatha Bittencourt, Marco A. Villanova e Luis E. P. Ribas por todo auxílio e amizade.

Aos membros do Instituto de Conformação Mecânica (IBF) da Universidade Técnica de Aachen (RWTH), em especial ao Prof. Gerhardt Hirt, ao Me. Eng. Maurício L. Santaella e ao Dip. Math. David Schäfer, por toda amizade e auxílio prestados durante a missão de trabalho realizada em Aachen.

Ao Me. Eng. Marcelo D. Michelon por toda amizade e colaboração enquanto trabalhávamos juntos aos sábados.

Ao CNPq e à CAPES pela bolsa de mestrado financiada para a realização deste trabalho e pelo financiamento ao projeto BRAGECRIM.

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

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS .....	VIII
LISTA DE TABELAS .....	XIII
LISTA DE EQUAÇÕES .....	XV
LISTA DE SÍMBOLOS .....	XVII
LISTA DE ABREVIATURAS .....	XIX
RESUMO .....	XX
ABSTRACT .....	XXI
1. INTRODUÇÃO .....	22
2. JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS .....	24
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	27
3.1. Aerogeradores de Energia .....	27
3.1.1 Elementos de Máquinas em Aerogeradores de Energia.....	30
3.2. Forjamento em Matriz Aberta .....	32
3.2.1 Considerações sobre as tensões e deformações no FMA.....	38
3.2.2 Cálculo de força e energia .....	41
3.3. Métodos Analíticos em Conformação Mecânica .....	42
3.3.1 Método dos Elementos Finitos.....	44
3.3.2 FEM aplicado à Conformação Mecânica.....	48
3.3.3 PEP/LARSTRAN.....	49
3.4. Evolução microestrutural durante o trabalho a quente .....	53
3.4.1 Cinéticas de recristalização:.....	55

3.5.	Aços baixa liga .....	57
3.5.1	Características do aço baixa liga AISI 4140 (DIN 42CrMo4): .....	58
4.	MATERIAIS E MÉTODOS.....	60
4.1.	Modelagem numérica.....	62
4.1.1	Definição dos parâmetros de simulação e condições de contorno.....	63
4.1.2	Propriedades de material nas simulações.....	64
4.2.	Experimentos Numéricos .....	66
4.2.1	Primeiro Experimento Numérico: Sequência operacional de forjamento .....	67
4.2.2	Segundo Experimento Numérico: Par de matrizes .....	72
4.2.3	Terceiro Experimento Numérico: Geometria de matrizes .....	73
4.2.4	Quarto Experimento Numérico: Otimização de Ferramental.....	75
4.2.5	Quinto Experimento Numérico: Otimização de Ângulo de Giro .....	77
4.3.	Validação Experimental das Simulações .....	77
5.	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS .....	80
5.1.	Primeiro Experimento Numérico: Sequência operacional de forjamento .....	80
5.2.	Segundo Experimento Numérico: Par de matrizes.....	84
5.3.	Terceiro Experimento Numérico: Geometrias de matrizes.....	88
5.4.	Quarto Experimento Numérico: Otimização de ferramental .....	96
5.5.	Quinto Experimento Numérico: Ângulo de Rotação.....	100
5.6.	Validação Experimental das Simulações .....	104
6.	CONCLUSÕES .....	110
7.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	113
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	114

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Forjamento experimental realizado no Instituto de Conformação Mecânica (IBF) da Universidade Técnica de Aachen (RWTH-Aachen): (a) geratriz vazada sendo levada ao forno, (b) e (c) diferentes etapas de conformação e (d) peça final, forjada. Fonte: [MEDEIROS, 2012].	25
Figura 2: Componentes básicos de um aerogerador de energia. Adaptado de [TONG, 2010].	28
Figura 3: Aumento anual da capacidade de geração de energia proveniente de aerogeradores instalados em alto-mar. Adaptado de [TONG, 2010].	29
Figura 4: Mapa de velocidade média anual dos ventos no Brasil, em $m.s^{-1}$ . Adaptado de [FEITOSA, 2003].	30
Figura 5: Eixo maciço aplicado em aerogeradores de energia, após usinado. Cortesia: <i>Villares Metals</i> .	31
Figura 6: Exemplos de componentes produzidos por FMA: (a) eixo de um gerador de energia e (b) virabrequim de grande porte. Fonte: [FIA, 2007].	33
Figura 7: Operações básicas de FMA: (a) Recalque e (b) estiramento. Adaptado de: [ASM HANDBOOK 14].	34
Figura 8: Processo de estiramento de um lingote. Adaptado de [CETLIN, 2005].	35
Figura 9: Tipos de matrizes comumente utilizadas em FMA: (a) planas, (b) côncavas, (c) geometria V e (d) combinação de diferentes geometrias. Adaptado de [CETLIN, 2005].	36
Figura 10: Relações geométricas no FMA. Adaptado de [DIETER, 1986].	38
Figura 11: Malha de elementos finitos em um modelo numérico de um processo de recalque. Fonte: [GOMES, 2012].	45
Figura 12: (a) Modelo bidimensional de uma estrutura, (b) modelo de elementos finitos com malha gerada e (c) modelo de elementos finitos com malha refinada. Fonte: [BUDYNAS, 2006].	46



Figura 13: Fluxograma de interação dos parâmetros de materiais nos softwares de simulação numérica. ....	52
Figura 14: Mudança no comportamento da curva de escoamento de um metal .....	54
Figura 15: Transformações microestruturais dos materiais na conformação a quente. Adaptado de [PADILHA, 2005].....	55
Figura 16: a) Geometria da geratriz e b) geometria pretendida para o eixo vazado.....	60
Figura 17: Vistas frontal e isométrica do modelo inicial adotado. ....	62
Figura 18: Modelo numérico adotado nas simulações, com geometria discretizada.....	62
Figura 19: (a) Região de fixação dos nós e (b) nós fixos (em vermelho). ....	64
Figura 20: Curvas de escoamento do aço DIN 42CrMo4 no banco de dados do PEP/Larstran. ....	65
Figura 21: Fluxograma dos diferentes experimentos numéricos realizados. ....	66
Figura 22: Sequência operacional-A aplicada. ....	68
Figura 23: Sequência operacional-B aplicada. ....	68
Figura 24: Posicionamento inicial das matrizes e do mandril em relação à geratriz, para o Primeiro Experimento Numérico (em milímetros). ....	69
Figura 25: Dimensões e vista isométrica da geratriz utilizada (em milímetros). ....	69
Figura 26: Dimensões e vista isométrica do mandril (em milímetros). ....	69
Figura 27: Dimensões e vista isométrica da matriz superior (em milímetros). ....	70
Figura 28: Dimensões e vista isométrica da matriz inferior (em milímetros). ....	70
Figura 29: Região de análise dos resultados numéricos de distribuição de deformação equivalente e de fração recristalizada dinamicamente. ....	71
Figura 30: Vista frontal do modelo utilizando um par de matrizes V-120°. ....	72

Figura 31: Dimensões referentes à matriz V-135° (em milímetros).....	73
Figura 32: Dimensões referentes à matriz côncava (em milímetros). .....	74
Figura 33: Dimensões referentes à matriz radial-trapezoidal (em milímetros).....	75
Figura 34: Modelos numéricos das diferentes geometrias de matrizes utilizadas: (a) V-120°, (b) V-135°, (c) côncava e (d) radial-trapezoidal. ....	75
Figura 35: (a) Posicionamento no início da simulação utilizando a $B = 0,3$ e (b) posicionamento no início da simulação utilizando $B = 0,6$ . ....	76
Figura 36: Aspectos dimensionais da peça forjada utilizando: (a) sequência operacional-A e (b) sequência operacional-B. ....	80
Figura 37: Diâmetro interno da peça forjada em $Z = 100$ utilizando: (a) sequência operacional-A e (b) sequência operacional-B. ....	81
Figura 38: Corte longitudinal ilustrando a distribuição de temperatura utilizando: (a) sequência operacional-A e (b) sequência operacional-B. ....	82
Figura 39: Distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal em $Z = 100$ mm, para (a) Sequência operacional-A e (b) Sequência operacional-B. ....	83
Figura 40: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção transversal em $Z = 100$ mm para: (a) Sequência operacional-A e (b) Sequência operacional-B. ....	84
Figura 41: (a) Aspectos dimensionais e (b) diâmetro interno em $Z = 100$ mm para a peça forjada com matriz V120-V120.....	85
Figura 42: Distribuição de deformação ao longo da seção transversal em $Z = 100$ mm para o par de matrizes: (a) Plana- V-120° e (b) V-V120°. ....	86
Figura 43: Perfil de deformação equivalente ao longo da linha central das peças forjadas com os diferentes pares de matrizes.....	87
Figura 44: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção transversal em $Z = 100$ mm para o par de matrizes: (a) Plana- V-120° e (b) V-V120°. ....	88

Figura 45: Cortes transversais para as diferentes matrizes analisadas: (a) V-120°, (b) V-135°, (c) côncava e (d) radial-trapezoidal. ....	89
Figura 46: Vistas isométricas e laterais das peças forjada com diferentes geometrias de matrizes: (a) V-120°, (b) V-135°, (c) côncava e (d) radial-trapezoidal. ....	91
Figura 47: Distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal em $Z = 100\text{mm}$ para as geometrias de matrizes (a) V-120°, (b) V-135°, (c) Côncava e (d) Radial-trapezoidal. ....	92
Figura 48: Perfil de deformação equivalente ao longo da linha central das peças forjadas com as diferentes geometrias de matrizes empregadas.....	93
Figura 49: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção transversal em $Z = 100\text{mm}$ para as geometrias de matrizes: (a) V-120°, (b) V-135°, (c) Côncava e (d) Radial-trapezoidal. ....	95
Figura 50: Distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal no centro das peças forjadas com as diferentes razões de mordida: (a) $B = 0,3$ e (b) $B = 0,6$ . ....	97
Figura 51: Perfil de deformação equivalente ao longo da linha central das peças forjadas com as diferentes razões de mordida analisadas.....	98
Figura 52: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção transversal no centro das peças forjadas com as diferentes razões de mordida: (a) $B = 0,3$ e (b) $B = 0,6$ . ....	99
Figura 53: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção longitudinal das peças forjadas com as diferentes razões de mordida: (a) $B = 0,3$ e (b) $B = 0,6$ . ....	100
Figura 54: Diâmetro interno da peça forjada em $Z = 150$ utilizando o ângulo de giro de: (a) 30°, (b) 45° e (c) 60°. ....	101
Figura 55: Distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal em $Z = 150$ mm utilizando o ângulo de giro de: (a) 30°, (b) 45° e (c) 60°. ....	102
Figura 56: Perfil de deformação equivalente ao longo da linha central das peças forjadas com os diferentes ângulos de giro analisados.....	102

Figura 57: Distribuição de fração volumétrica de material recristalizado dinamicamente ao longo da seção transversal em $Z = 150$ mm utilizando o ângulo de giro de: (a) $30^\circ$ , (b) $45^\circ$ e (c) $60^\circ$ .....	104
Figura 58: Resultados numéricos para distribuição degrau de deformação equivalente ao longo da seção longitudinal do corpo de prova de compressão. ....	104
Figura 59: Resultados numéricos para distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção longitudinal do corpo de prova de compressão.....	104
Figura 60: Resultados numéricos para distribuição de tamanho de grão ao longo da seção longitudinal do corpo de prova de compressão. ....	105
Figura 61: Micrografias óticas referentes à: (a) região A; (b) região B; (c) região C e (d) região D.....	106
Figura 62: Comparativo de evolução de microestrutura para a peça forjada: (a) resultados numéricos e (b) resultados experimentais. ....	107

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Tipos, geometrias e aplicações de alguns elementos utilizados no FEM. Adaptado de [BUDYNAS, 2006] .....	47
Tabela 2: Coeficientes de material do aço DIN 42CrMo4 para a Equação 16 [FRANZKE, 2009]. .....	50
Tabela 3: Coeficientes de material do aço DIN 42CrMo4 para a Equação 17 [FRANZKE, 2009]. .....	50
Tabela 4: Coeficientes de material do aço DIN 42CrMo4 para a Equação 18 [FRANZKE, 2009]. .....	50
Tabela 5: Composição química do aço AISI 4140 conforme AISI/SAE [ASM HANDBOOK 1, 2002].....	59
Tabela 6: Propriedades mecânicas típicas do aço AISI 4140. Adaptado de [McPHERSON, 2008] .....	59
Tabela 7: Parâmetros de processo utilizados nas simulações numéricas. ....	63
Tabela 8: Composição química do aço DIN 42CrMo4 do banco de dados do software de simulação.....	64
Tabela 9: Composição química dos corpos de prova de aço AISI 4140 utilizados no procedimento experimental. ....	77
Tabela 10: Parâmetros utilizados nas simulações de compressão dos corpos de prova a quente. ....	79
Tabela 11: Alongamento médio e cargas de conformação para as diferentes sequências operacionais analisadas. ....	81
Tabela 12: Alongamento médio e cargas de conformação para os diferentes pares de matrizes adotados.....	85

Tabela 13: Alongamento médio e cargas de conformação para as diferentes geometrias de matrizes analisadas.....	90
Tabela 14: Alongamento médio e cargas de conformação para as diferentes razões de mordida adotadas.....	96
Tabela 15: Alongamento médio e cargas de conformação para os processos utilizando os diferentes ângulos de giros analisados.....	100
Tabela 16: Tamanho de grão médio e desvio-padrão obtidos experimentalmente, nas diferentes regiões analisadas. ....	107

## LISTA DE EQUAÇÕES

Equação 1: Deformação verdadeira em altura.....	39
Equação 2: Deformação verdadeira em largura. ....	39
Equação 3: Deformação verdadeira no comprimento.....	39
Equação 4: Cálculo da deformação equivalente em um sólido. ....	39
Equação 5: Velocidade de deformação.....	39
Equação 6: Velocidade média de deformação.....	40
Equação 7: Fator de alargamento da barra no FMA.....	40
Equação 8: Lei da constância de volume. ....	40
Equação 9: Fator de alargamento no FMA em função da variação do comprimento da barra.	40
Equação 10: Cálculo da razão de mordida no FMA.....	40
Equação 11: Cálculo da força necessária de conformação no FMA. ....	41
Equação 12: Cálculo da área de contato para barras de seções retangulares. ....	41
Equação 13: Cálculo da área de contato para barras de seções circulares. ....	41
Equação 14: Equação de Siebel para cálculo da resistência à deformação.....	41
Equação 15: Cálculo do trabalho de conformação no FMA. ....	41
Equação 16: Equação de Hensel-Spittel 1, para descrição de curva de escoamento a quente.	50
Equação 17: Equação de Hensel-Spittel 2, para descrição de curva de escoamento a quente.	50
Equação 18: Equação de Ludwik-Hollomon, para descrição de curva de escoamento a frio..	50
Equação 19: Equação para curva de escoamento dependente da microestrutura.....	51

Equação 20: Parâmetro de Zener-Hollomon. ....	55
Equação 21: Cálculo para tamanho de grão recristalizado dinamicamente. ....	56
Equação 22: Cinética de recristalização dinâmica. ....	56
Equação 23: Deformação crítica para início da recristalização dinâmica. ....	56
Equação 24: Cinética de recristalização estática. ....	56
Equação 25: Cálculo do tempo necessário para 50% de recristalização estática. ....	57
Equação 26: Cálculo para tamanho de grão recristalizado estaticamente. ....	57
Equação 27: Cálculo para crescimento de grão. ....	57



## LISTA DE SÍMBOLOS

$\dot{\phi}$ : velocidade de deformação ( $s^{-1}$ )

$\mu$ : coeficiente de atrito [-]

$A_d$ : área contato matriz-peça ( $mm^2$ )

$b$ : largura da matriz (mm)

$B$ : razão de mordida [-]

$d_0$ : diâmetro inicial da barra (mm)

$F$ : força para conformação (kN)

$h$ : altura (mm)

$h_0$ : altura inicial da geratriz (mm)

$h_1$ : altura final da geratriz (mm)

$k_f$ : tensão de escoamento (MPa)

$k_w$ : resistência à deformação (MPa)

$l_0$ : comprimento inicial da geratriz (mm)

$l_1$ : comprimento final da geratriz (mm)

$Q_{DRX}$ : Energia de ativação para início da recristalização dinâmica ( $J.mol^{-1}$ )

$Q_{GG}$ : Energia de ativação para crescimento de grão ( $J.mol^{-1}$ )

$S$ : fator de alargamento [-]

$S_B$ : largura de contato matriz-peça (mm)

$V$ : volume ( $mm^3$ )

$V_F$ : velocidade de ferramenta ( $mm.s^{-1}$ )

$w_0$ : largura inicial da geratriz (mm)

$w_1$ : largura final da geratriz (mm)

$W_f$ : trabalho de conformação (N.mm)

$X_{DRX}$ : cinética de recristalização dinâmica [-]

$X_{SRX}$ : cinética de recristalização estática [-]

$Z$ : parâmetro de Zener-Hollomon [-]

$\varphi$ : deformação verdadeira [-]

$\varphi_c$ : deformação crítica para início da recristalização dinâmica [-]

$\varphi_{eq}$ : deformação equivalente [-]

$\varphi_h$ : deformação em altura [-]

$\varphi_l$ : deformação no comprimento [-]

$\varphi_m$ : deformação equivalente na máxima tensão de escoamento [-]

$\varphi_{max}$ : deformação na tensão máxima [-]

$\varphi_{ss}$ : deformação no início do estado estacionário [-]

$\varphi_w$ : deformação em largura [-]

## LISTA DE ABREVIATURAS

AISI: *American Iron and Steel Institute*

ALPID: *Analysis of Large Plastic Incremental Deformation*

DIN: *Deutsches Institut für Normung*

DRX: *Fração recristalizada dinamicamente*

ETAQ: *Grau de deformação equivalente*

FMA: *Forjamento em Matriz Aberta*

HB: *Dureza Brinell*

IBF: *Institut fuer Bildsame Formgebung*

LdTM: *Laboratório de Transformação Mecânica*

MEF: *Método dos Elementos Finitos*

LVDT: *Linear variable differential transformer*

PEP: *Programmer's Environment for Pre-Postprocessing*

RT: *Matriz de geometria radial-trapezoidal*

RWTH: *Rheinisch-Westfaelische Technische Hochschule*

UFRGS: *Universidade Federal do Rio Grande do Sul*

V-120°: *Matriz de geometria V com abertura de 120°*

V-135°: *Matriz de geometria V com abertura de 135°*

## RESUMO

Este trabalho foi desenvolvido como parte das atividades relacionadas ao projeto de cooperação internacional Brasil-Alemanha intitulado "*Bulk metal formed parts for power plants*" pertencente ao BRAGECRIM (Iniciativa Brasil-Alemanha para Pesquisa Colaborativa em Tecnologia de Manufatura), realizado em parceria entre o Laboratório de Transformação Mecânica (LdTM) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul e o Instituto de Conformação Mecânica (IBF) da Universidade Técnica de Aachen (RWTH), Alemanha. Este projeto visa o desenvolvimento do processo de forjamento a quente em matriz aberta para a produção de um eixo vazado para aplicação em aerogeradores de energia, em substituição à eixos maciços usualmente obtidos por fundição, visando aumento de desempenho mecânico e redução de peso da estrutura. Neste trabalho buscou-se analisar, por meio de simulação numérica computacional empregando o método de elementos finitos, diferentes parâmetros de forjamento, de modo a indicar a configuração operacional que se mostra mais adequada para a produção de um eixo vazado para a aplicação pretendida. Para isto, foram realizados cinco experimentos numéricos, avaliando a influência de parâmetros de forjamento na qualidade do produto forjado. Alguns parâmetros analisados foram: a sequência operacional de forjamento, geometrias e combinações de matrizes utilizadas industrialmente, razão de mordida, etc. Para as simulações termomecânicas foi utilizado o software de Elementos Finitos PEP/Larstran acoplado ao módulo de simulação de microestrutura *Strucsim*. O material utilizado nas simulações foi o aço DIN 42CrMo4 (AISI 4140). Os resultados mostraram que, dentre as diferentes combinações e geometrias de matrizes analisadas, o emprego de um par de matrizes côncavas, aplicando a sequência operacional-A analisada, tende a propiciar um produto de mais alta qualidade, promovendo maior uniformidade de deformação e microestrutura mais homogênea. Também, a razão de mordida influencia diretamente na qualidade do produto, sendo que uma razão de mordida na ordem de 0,6 induz graus de deformação maiores e mais profundos na peça forjada, ao mesmo tempo em que exige maiores cargas de conformação. Comparativos entre resultados da simulação e resultados experimentais de ensaios de compressão a quente de corpos de prova cilíndricos foram realizados para validação do software de simulação numérica. Os resultados experimentais mostraram que o software de simulação numérica pode prever com boa aproximação o fluxo de material e a evolução microestrutural durante o forjamento a quente do aço DIN 42CrMo4.

**Palavras-chave:** forjamento a quente; DIN 42CrMo4; forjamento em matriz aberta; recristalização; eixos vazados; simulação numérica.

## ABSTRACT

This work was developed as a part of the activities related to the international cooperation project between Brazil and Germany titled "Bulk formed metal parts for power plants" belonging to BRAGECRIM (Brazil-Germany Initiative for Collaborative Research in Manufacturing Technology). This project is in partnership between the Metal Forming Laboratory (LdTM) from the Federal University of Rio Grande do Sul (UFRGS) and the Institute of Metal Forming (IBF), from Technical University of Aachen (RWTH), Germany. The project aims the development of an open die forging process to produce a hollow shaft for application in wind turbines, replacing the solid shafts usually obtained by casting, in order to increase the mechanical performance and providing weight reduction to wind turbines. The present work aimed to analyze different forging parameters, using Finite Element Method, in order to indicate most suitable forging configuration to the production of a hollow shaft. Five numerical experiments were performed, evaluating the influence of various forging parameters on the quality of the forged product, such as the forging sequence, tool geometries and tool combinations and bite ratio. For thermomechanical simulations the Finite Element software PEP/Larstran was used, coupled to the microstructure simulation module Strucsim. The material used for the numerical simulations was the DIN 42CrMo4 steel (AISI 4140). The results showed that, among the different parameters analyzed, the use of concave dies, applying the operational sequence-A, tends to provide a forged with higher quality, promoting uniform strain distribution and homogeneous microstructure. Also, results showed that a bite ratio around 0,6 provides higher and deeper strain degrees, but requires higher forming loads. Hot compression tests using cylindrical specimens were performed to validate the numerical simulation software, including microstructure evolution. Comparison between simulation and experimental results showed that the numerical simulation software can predict with good approximation the material flow and microstructure evolution during hot forging for DIN 42CrMo4 steel.

**Key-words:** hot forging; DIN 42CrMo4 steel; open die forging; recrystallization; hollow shafts; numerical simulation.

# 1. INTRODUÇÃO

As crescentes preocupações mundiais com o aquecimento global, a poluição ambiental e o risco presente de acidentes em plantas de energia nuclear têm aumentado o interesse no desenvolvimento de fontes de energia renováveis e ambientalmente amigáveis, como a energia eólica, solar, hídrica, geotérmica e de biomassa, para substituírem as fontes de combustíveis fósseis.

Dentre estas e outras alternativas, a energia eólica tem sido alvo de grande destaque e inúmeras pesquisas nas últimas décadas. Se comparada às fontes de energia tradicionais, a energia eólica oferece inúmeras vantagens e benefícios. Por exemplo, ao contrário dos combustíveis fósseis que emitem gases poluentes, e da energia nuclear que envolve material radioativo, a energia eólica é uma forma limpa, abundante e ecologicamente amigável de geração de energia. Em razão destas e outras inúmeras características, espera-se que a energia eólica assuma uma participação muito maior na geração de energia mundial nas próximas décadas.

Para que a energia eólica se consolide também como forma de geração de energia viável economicamente, o grande desafio é a redução do custo envolvido na sua geração, que ainda é mais alto do que o custo da energia proveniente de fontes tradicionais. Segundo o Instituto de Pesquisa de Energia Elétrica dos Estados Unidos, até o ano de 2015 pelo menos, a energia eólica estará custando cerca de 30% mais do que a energia proveniente do carvão e cerca de 14% mais do que a energia proveniente do gás natural. Para solucionar este problema, aerogeradores de energia eólica de maior porte têm sido desenvolvidos e instalados, aumentando a capacidade de geração de energia de cada aerogerador individualmente, conseqüentemente diminuindo o custo por quilowatt-hora de energia gerada.

No entanto, aerogeradores modernos de grande porte para geração de energia eólica somente são viáveis de serem produzidos com a utilização de elementos de máquinas também de grande porte, entre os quais destacam-se eixos e engrenagens. Devido às suas dimensões e massa, que pode chegar a toneladas, tais componentes somente são produzidos através de processos como fundição ou forjamento em matriz aberta. Como eixos de grande porte aplicados em aerogeradores de energia eólica são expostos a grandes esforços e carregamentos cíclicos, os mesmos devem possuir o mínimo possível de defeitos internos, de modo a evitar possíveis sítios de nucleação de trincas que possam levar a falhas catastróficas do componente.

Lingotes de grande porte provenientes de processos de fundição e solidificação comumente apresentam defeitos internos na forma de vazios e rechupes, possíveis de serem eliminados por meio de trabalho mecânico posterior, especialmente o forjamento em matriz aberta. Para a produção de geometrias circulares através de forjamento em matriz aberta, é difícil a otimização do processo através da prática de tentativa e erro, comumente presente no cotidiano industrial, principalmente quando se trata de componentes de grande porte. O Método de Elementos Finitos serve como uma solução para esta questão, economizando tempo e custos na fabricação de ferramental para protótipos físicos que seriam necessários sem o uso desta técnica.

Dentro deste contexto, este trabalho se propõe a analisar, por meio do método de elementos finitos, o processo de forjamento a quente em matriz aberta para a obtenção de um eixo vazado para possível aplicação em aerogeradores de energia, buscando identificar possíveis melhorias no processo e otimização da rota de fabricação, possibilitando a obtenção de uma peça com melhores propriedades mecânicas, economia de matéria-prima, eliminação de etapas de *try-out* que seriam necessárias sem o uso deste método.

## 2. JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS

Este trabalho foi desenvolvido como parte do projeto intitulado "*Bulk metal formed parts for power plants*" pertencente ao programa de cooperação internacional BRAGECRIM (Iniciativa Brasil-Alemanha para Pesquisa Colaborativa em Tecnologia de Manufatura), realizado em parceria entre o Laboratório de Transformação Mecânica (LdTM) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul e o Instituto de Conformação Mecânica (IBF) da Universidade Técnica de Aachen (RWTH), Alemanha, sendo que parte desta pesquisa foi desenvolvida nas instalações deste parceiro alemão do projeto.

O foco principal deste projeto é a análise e otimização do complexo processo de forjamento a quente em matriz aberta para o desenvolvimento de eixos vazados para aplicação em aerogeradores de energia, o que pode levar a uma significativa redução de peso e conseqüente economia de material em comparação com os eixos sólidos forjados ou eixos vazados fundidos atualmente utilizados para esta aplicação. O desenvolvimento deve ser focado na otimização do fluxo de metal e evolução de uma microestrutura homogênea ao longo de toda peça forjada, sendo que para isso é imprescindível o uso de simulação numérica computacional, por meio do Método de Elementos Finitos. Outros aspectos relacionados ao processo que também foram levados em consideração é o estudo de efeitos de escala e a futura transferência de tecnologia para um parceiro industrial.

Nas primeiras etapas do projeto foram desenvolvidos no Laboratório de Transformação Mecânica (LdTM) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) estudos visando o forjamento em matriz aberta de peças compactas maciças (20 kg) e vazadas (1 kg). Os estudos foram realizados utilizando-se simulação numérica para o desenvolvimento dos processos e testes de forjamento dos componentes visando validar as simulações numéricas realizadas no software PEP/Larstran, principalmente nos aspectos relacionados ao fluxo de material e evolução de microestrutura durante a conformação. Foram também realizados ensaios visando o levantamento de dados dos materiais para alimentação dos programas de simulação, tais como ensaios de compressão a quente para obtenção de curvas de escoamento e ensaio de teste do anel, para obtenção de coeficientes de atrito.

Na sequência, foram realizados procedimentos experimentais de forjamento para a produção de um protótipo de eixo vazado com cerca de 140 kg. Com base em trabalhos da literatura e em experimentos preliminares em menor escala e com plasticina, o modelo de ferramental utilizado consistiu basicamente na utilização de uma matriz superior plana, uma matriz inferior de geometria V e uma geratriz cilíndrica vazada sustentada por um mandril cônico.



Foi desenvolvido um modelo numérico no software de simulação numérica PEP/Larstran reproduzindo o modelo de ferramental inicial proposto, contendo a descrição paramétrica para a simulação do forjamento a quente em matriz aberta do eixo vazado e a definição de critérios para a avaliação dos resultados dessa simulação. Baseado nos resultados prévios de simulação, o forjamento de um eixo vazado foi executado com sucesso em uma prensa de 6,3 MN de capacidade de carga existente no Instituto de Conformação Mecânica (IBF) da Universidade Técnica de Aachen, com o auxílio de um manipulador. A Figura 1 ilustra algumas etapas do processo de forjamento realizado. Os trabalhos de Medeiros [MEDEIROS, 2012] e Schäfer [SCHÄFER, 2011], no qual o autor desta dissertação é coautor, apresentam a descrição detalhada da metodologia utilizada e os resultados obtidos nestes experimentos prévios.

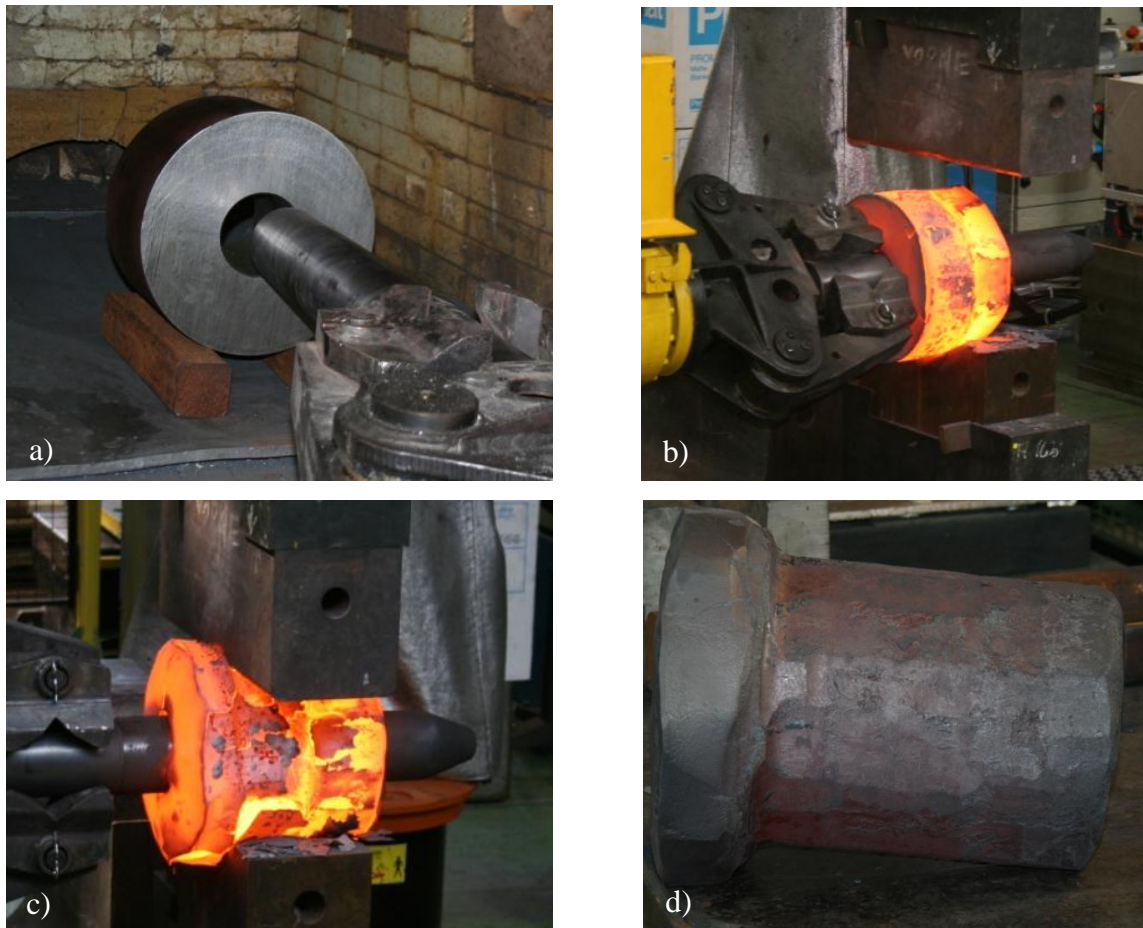


Figura 1: Forjamento experimental realizado no Instituto de Conformação Mecânica (IBF) da Universidade Técnica de Aachen (RWTH-Aachen): (a) geratriz vazada sendo levada ao forno, (b) e (c) diferentes etapas de conformação e (d) peça final, forjada. Fonte: [MEDEIROS, 2012].

Com base nos resultados iniciais obtidos no projeto, o objetivo principal desta dissertação é investigar a influência de diferentes parâmetros do processo de Forjamento em Matriz Aberta na qualidade do produto forjado, empregando o Método de Elementos Finitos.

Os aspectos relacionados à qualidade do produto analisados foram: uniformidade e intensidade do campo de deformações; uniformidade de microestrutura; aspectos dimensionais e cargas de conformação.

O Método de Elementos Finitos permite avaliar de forma mais rápida e eficiente aspectos relacionados ao processo do que em um ambiente industrial, por método de tentativa e erro, já que o mesmo exigiria muitos recursos financeiros, demandaria muito tempo e seria difícil de controlar e monitorar.

### 3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Visando a compreensão dos conceitos aqui apresentados, neste capítulo serão apresentados os fundamentos teóricos dos materiais e técnicas utilizados para a realização deste trabalho.

#### 3.1. Aerogeradores de Energia

Aerogeradores de energia são equipamentos eletromecânicos que convertem a força proveniente do vento em energia elétrica. A utilização da força do vento para a geração de energia não é uma tecnologia nova. O primeiro aerogerador operado automaticamente foi projetado e construído por Charles Brush em 1888. Este aerogerador era composto de 144 lamina de cedro, possuindo um diâmetro de rotação de 17 m, e capaz de gerar picos de energia de 12 kW. No entanto, o conceito de aerogeradores modernos conhecidos nos dias de hoje começou a ser desenvolvido na década de 1950. Em 1957 foi apresentado o aerogerador Gedser de 200 kW, introduzindo o conceito aerodinâmico de um aerogerador moderno, consistindo de um eixo horizontal, a favor do vento e contendo 2 ou 3 pás, sustentados por uma torre tubular. Desde então muitas pesquisas têm sido realizadas nesta área, impulsionadas pela demanda mundial por fontes renováveis de geração de energia [HANSEN, 2012; HAU, 2006; TONG, 2010].

Basicamente, o sistema de geração de energia em aerogeradores de energia ocorre da seguinte forma: a energia cinética proveniente de uma massa de ar, no caso o vento, move as pás de um rotor, girando-o. Ao girá-lo, um eixo conectado ao rotor também gira, em baixa rotação, transformando a energia cinética em energia mecânica. Um segundo eixo, de alta rotação, conectado a uma caixa de engrenagens multiplicadora de velocidade, é acoplado mecanicamente a um gerador elétrico, resultando na transformação de energia mecânica em energia elétrica [HANSEN, 2012; HAU, 2006; RENERGY, 2011]. A Figura 2 ilustra os principais componentes de um aerogerador. Pela Figura 2 podemos observar o eixo de baixa rotação, acoplado ao cubo do rotor e à caixa de engrenagens, que, junto com outros componentes rotativos como o eixo de alta rotação, rolamentos e outros dispositivos (não ilustrados na Figura 2), compõem o sistema de transmissão de um aerogerador [MANWELL, 2002].

O custo de geração de energia utilizando aerogeradores também tem diminuído ao longo dos anos, sendo que em determinadas regiões já se encontra bastante competitivo em relação às fontes de energia tradicionais, mesmo sem incentivos fiscais. No entanto, atualmente uma das limitações dos aerogeradores de energia, ao contrário da maioria dos geradores tradicionais, é a capacidade de produzir energia apenas através do vento que está imediatamente disponível, não possibilitando a armazenagem de energia de maneira eficaz para uso posterior [MANWELL, 2002].

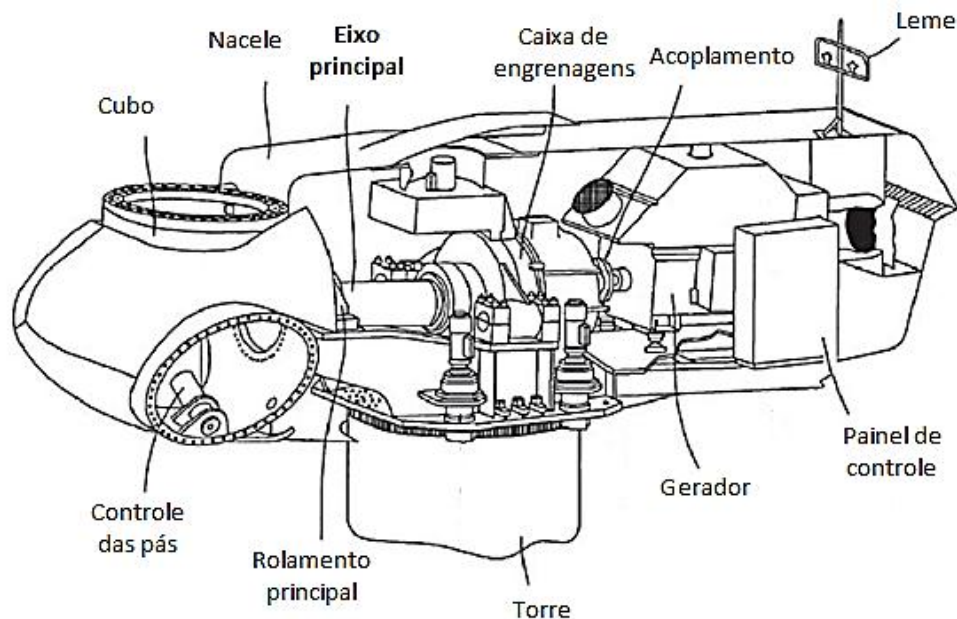


Figura 2: Componentes básicos de um aerogerador de energia. Adaptado de [TONG, 2010].

Em relação à geração de energia, houve um aumento considerável na potência dos aerogeradores de energia comerciais nas últimas décadas, de cerca de 25 kW em meados de 1990 para cerca de 1 a 6 MW atualmente. Há em desenvolvimento aerogeradores de grande porte com previsão de potência de 7 a 10 MW. O foco atual da indústria de aerogeradores de grande porte tem sido também a instalação de aerogeradores em alto mar, ou aerogeradores *offshore*, na terminologia inglesa. Em alto mar, a velocidade dos ventos é cerca de 20% maior do que em terra, o que possibilita uma maior geração de energia por parte dos aerogeradores [TONG, 2010]. Estes aspectos propiciaram um grande crescimento na capacidade de geração de energia proveniente de aerogeradores *offshore* nos últimos anos. A Figura 3 ilustra o incremento anual de geração de energia proveniente de aerogeradores instalados em alto mar, em escala mundial.

Em relação ao Brasil, onde há a necessidade de aumento da matriz energética de modo a sustentar o crescimento econômico projetado para os próximos anos, é fundamental que se invista em tecnologias renováveis de geração de energia, fazendo uso da geografia favorável para a utilização do potencial energético proveniente dos ventos, tanto em terra como em alto-mar. Há inclusive um mapa de ventos para o território brasileiro, com dados sobre a velocidade média anual dos ventos em diferentes regiões do país, conforme ilustra a Figura 4.

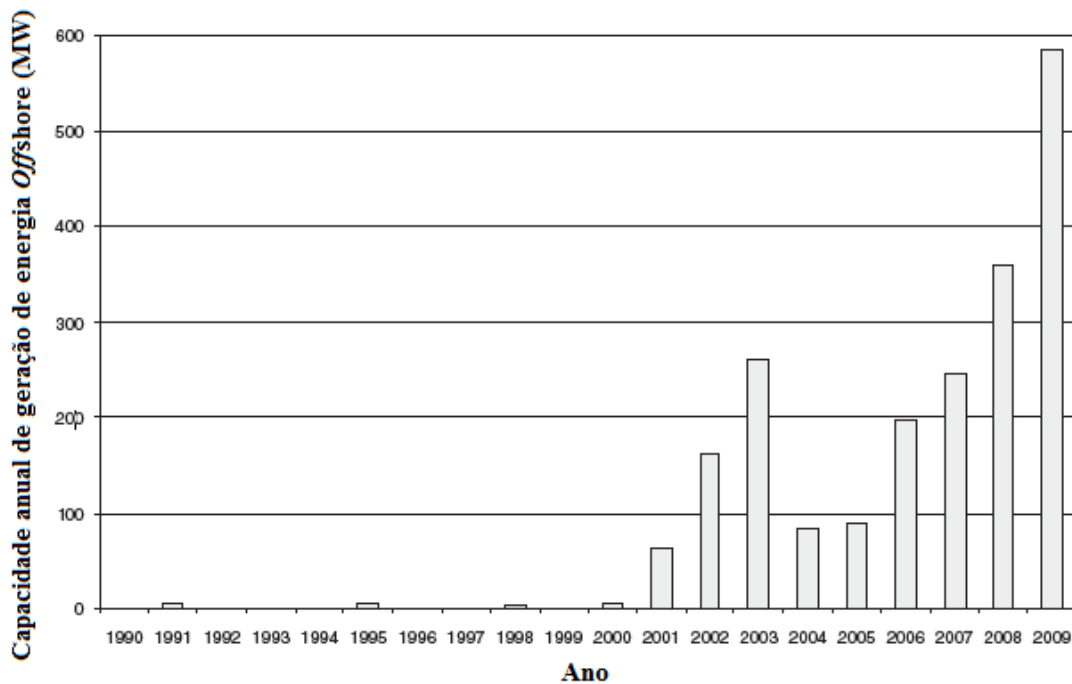


Figura 3: Aumento anual da capacidade de geração de energia proveniente de aerogeradores instalados em alto mar. Adaptado de [TONG, 2010].

No entanto, ao mesmo tempo em que a geração de energia através de aerogeradores propicia inúmeros benefícios e vantagens em relação à geração de energia através de meios convencionais, há também inúmeras dificuldades e desafios tecnológicos que necessitam ser resolvidos para que haja confiabilidade de aerogeradores na geração de energia a longo prazo, especialmente em relação aos componentes mecânicos que compõem um aerogerador de energia de grande porte, já que os mesmos são submetidos a inúmeras variações de esforços mecânicos, devido às flutuações na intensidade e direção dos ventos. Consequentemente, a utilização de componentes de alta resistência mecânica e à fadiga são primordiais devido ao contínuo aumento de tamanho dos aerogeradores modernos, principalmente em relação ao diâmetro do rotor, altura da torre e em relação ao peso da estrutura [TONG, 2010].

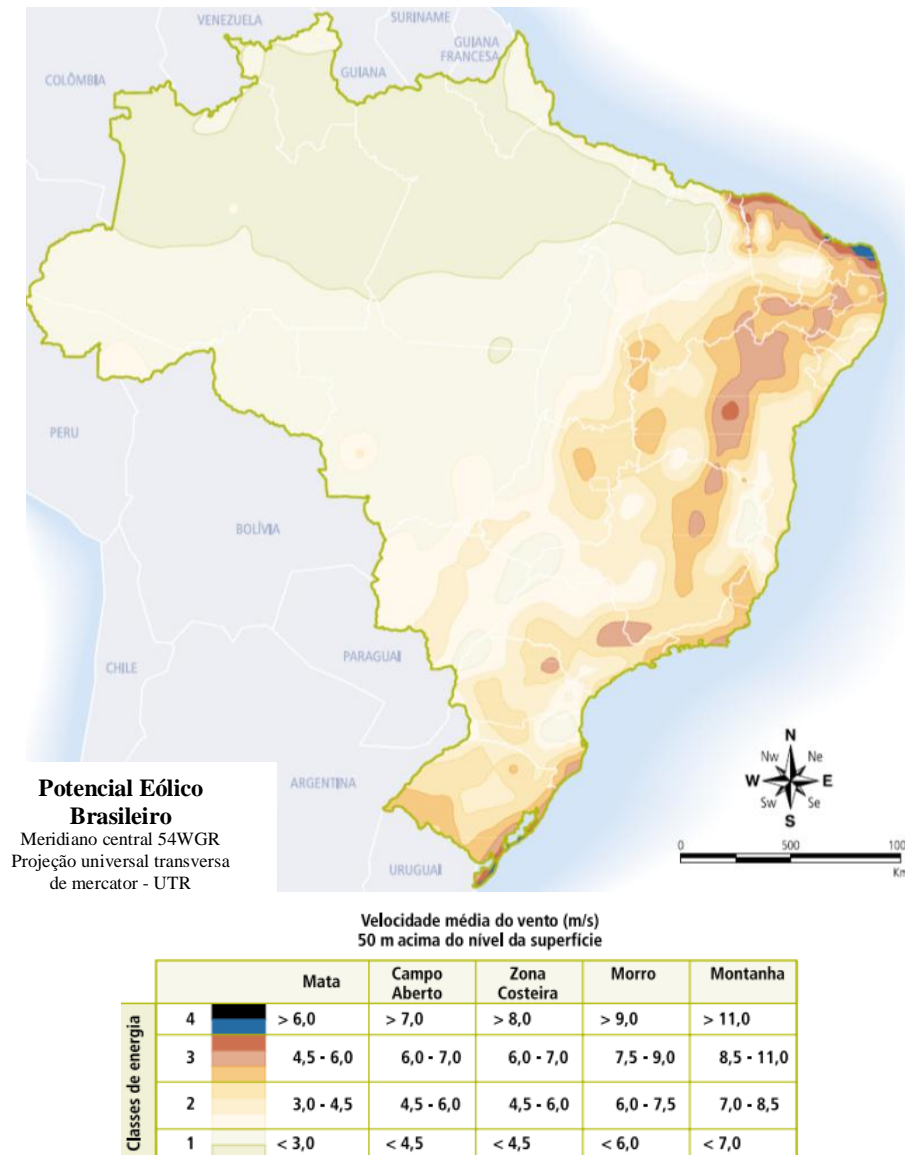


Figura 4: Mapa de velocidade média anual dos ventos no Brasil, em  $m \cdot s^{-1}$  Adaptado de [FEITOSA, 2003].

### 3.1.1 Elementos de Máquinas em Aero geradores de Energia

Muitos dos principais componentes empregados em aerogeradores de energia de grande porte são compostos de elementos de máquinas bastante conhecidos e que possuem vasta aplicabilidade. Dentre os principais, podemos citar: eixos, engrenagens, acoplamentos, molas, freios, rolamentos e anéis.

Eixos são elementos de rotação, usualmente (mas não necessariamente) de geometria cilíndrica, empregados em aplicações que exijam transmissão de torque. Eixos promovem rotação ou oscilação de outros elementos, sendo geralmente acoplados a engrenagens, polias, volantes, manivelas e outros componentes. Eixos podem apresentar perfis lisos ou variáveis,

podem ser maciços ou vazados, podendo diferir muito de dimensões e peso, sendo aplicados nos mais diversos campos da engenharia, em equipamentos que possuam algum elemento rotativo em sua composição, como máquinas extrusoras, caixas de transmissão, laminadoras, acionadores de turbinas, etc. [BUDYNAS, 2006; HAU, 2006; MANWELL, 2002]. Em aerogeradores, eixos fazem parte do sistema de transmissão, acoplados a caixas de engrenagens, geradores e outras conexões, como o exemplo ilustrado na Figura 2, transmitindo o movimento das pás do rotor para a caixa de engrenagens [MANWELL, 2002]. A Figura 5 ilustra um eixo maciço aplicado em aerogeradores de energia.

Os materiais utilizados para a fabricação de eixos dependem da aplicação a qual os eixos serão submetidos. Para aplicações menos severas, que não exigem alta resistência mecânica, são utilizados aços carbono planos trefilados ou laminadas a quente. Em aplicações severas, aços-liga de alta resistência tratáveis termicamente costumam ser utilizados, podendo ser citadas as ligas AISI 1340-50, 3140-50, 4140, 4340, 5140 e 8650 [BUDYNAS, 2006].

Em relação à fabricação, eixos de até 80 mm de diâmetro costumam ser trefilados a frio. Acima de 80 mm, geralmente o processo de fabricação é laminação a quente. Para a fabricação de eixos de grande porte de dimensões muito maiores os processos de fundição e forjamento em matriz aberta necessitam ser empregados [BUDYNAS, 2006; MANWELL, 2002].



Figura 5: Eixo maciço aplicado em aerogeradores de energia, após usinado. Cortesia: *Villares Metals*.

As tensões às quais os eixos de transmissão de rotação estão sujeitos costumam ser tensões de torção e flexão. No entanto, componentes empregados em aerogeradores possuem o agravante de que as condições de velocidade do vento e giro do rotor não são constantes, promovendo esforços cíclicos distribuídos ao longo da estrutura. Portanto, as etapas de

projeto, dimensionamento e seleção de materiais de elementos de máquinas aplicados em aerogeradores devem prever não somente a resistência a tensões estáticas, mas também o comportamento em fadiga destes elementos. A escolha do processo de fabricação mais adequado deve levar em conta não somente aspectos macroscópicos do produto final, mas também microscópicos de modo que sejam eliminados defeitos internos que possam servir como concentradores de tensões no interior do material, de modo a acarretarem a nucleação e crescimento de trincas de fadiga no interior do componente [FIA, 2007].

### 3.2. Forjamento em Matriz Aberta

Componentes metálicos de grande porte como eixos de turbinas presentes em aviões e navios, vasos de pressão, domos e flanges de reatores nucleares, rolos de laminação, virabrequins, anéis e outros componentes comumente utilizados na indústria mecânica pesada, como a indústria automobilística e a indústria de geração de energia, são produzidos pelo processo de forjamento em matriz aberta.

O forjamento em matriz aberta (FMA) consiste no processo de conformação mecânica no qual um lingote é forjado sucessivamente entre duas matrizes planas ou de geometria simples, ocorrendo a redução da área da seção transversal ao mesmo tempo em que ocorre o estiramento do lingote [CHO, 1998; CHOI, 2006; GLASS, 1998]. A forma da peça a ser forjada é obtida pela manipulação do lingote, através de operações como avanços e rotações com o auxílio de manipuladores, entre sucessivos golpes de uma prensa [MARTINS, 2005]. Como a peça a ser estirada costuma ser maior do que as matrizes, a deformação em cada intervalo de tempo costuma ser restrita a uma pequena região da peça. O FMA é adotado quando algum dos quesitos abaixo está presente [FIA 2007; MARTINS, 2005; SCHAEFFER, 2001]:

- **Quantidade:** Para a produção de pequenos lotes de peças, o FMA costuma ser mais atraente do que processos como fundição, usinagem, forjamento em matriz fechada ou operações de soldagem. Dependendo do tamanho do componente e sua geometria, mesmo lotes de 100 peças podem ser economicamente viáveis de serem produzidos. Em situações em que o forjamento em matriz fechada será o processo a ser utilizado para produção, o FMA pode ser adotado para a fabricação de protótipos de componentes, para estudos de modificação de requisitos funcionais, geométricos e de propriedades, antes da etapa de fabricação de ferramental, reduzindo custos com retrabalho das matrizes;



- **Requisitos de propriedades:** As propriedades mecânicas exigidas do produto forjado não podem ser alcançadas por outro processo de fabricação, que não seja o forjamento. Na prática, o FMA é escolhido entre outros processos quando o componente será submetido a carregamentos cíclicos que se aproximem da metade do limite de resistência da liga a ser utilizada. Para este nível de carregamento, componentes forjados superam os mesmos componentes produzidos por fundição tanto em desempenho quanto em integridade estrutural. Além disso, componentes fabricados por processos como fundição, soldagem, usinagem, que não apresentaram comportamento adequado quando submetidos à altas tensões, são candidatos a serem produzidos por FMA.

Além dos fatores acima citados, outros requisitos do componente podem exigir que o mesmo seja produzido por FMA, como por exemplo [FIA, 2007; MARTINS, 2005]:

- O prazo de entrega dos produtos é curto e não viabiliza o tempo de projeto e produção de matrizes fechadas;
- Aplicações que exijam aumento de propriedades mecânicas tanto longitudinalmente quanto transversalmente;
- Componentes que necessitem possuir alta resistência à fadiga em carregamento por torção, como eixos, virabrequins, etc.

A Figura 6 ilustra dois exemplos clássicos de componentes produzidos por FMA. A Figura 6-a ilustra um eixo aplicado em geradores elétricos, pesando 114 ton., com comprimento de 19,2 m e diâmetro maior de 1,83 m, e a Figura 6-b ilustra um virabrequim de cerca de 27 ton., também produzido por FMA.

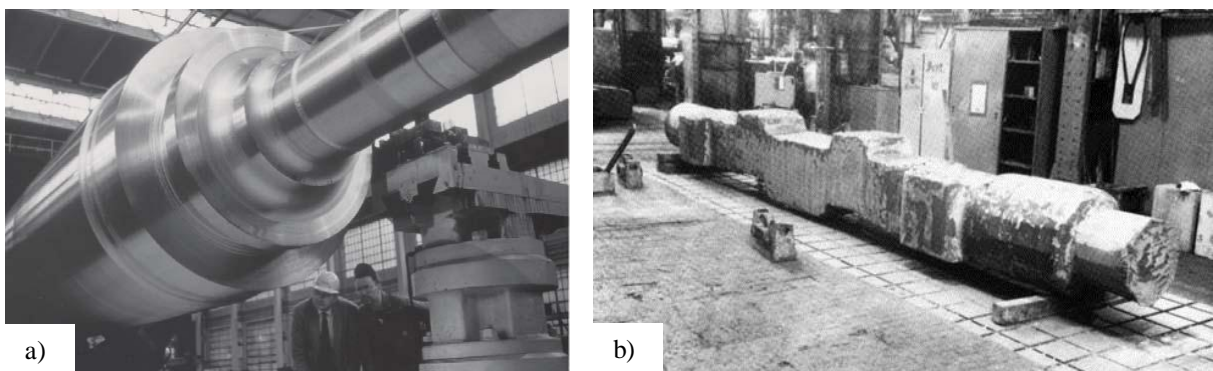


Figura 6: Exemplos de componentes produzidos por FMA: (a) eixo de um gerador de energia e (b) virabrequim de grande porte. Fonte: [FIA, 2007].

As duas operações básicas do processo de FMA são o recalque e o estiramento. Durante o recalque a altura do lingote é reduzida, acarretando o escoamento do material no sentido transversal, causando o aumento do diâmetro do mesmo. O estiramento baseia-se na redução da área da seção transversal com o aumento do comprimento do lingote, através de compressões sucessivas que forçam o escoamento de material no sentido longitudinal da peça [FROTA Jr., 2009]. A Figura 7 ilustra resumidamente estas duas operações de FMA.

Após o processo de estiramento, é comum realizar um processo final de acabamento para remover as ondulações na superfície da peça formadas durante as sucessivas deformações às quais a peça foi submetida.

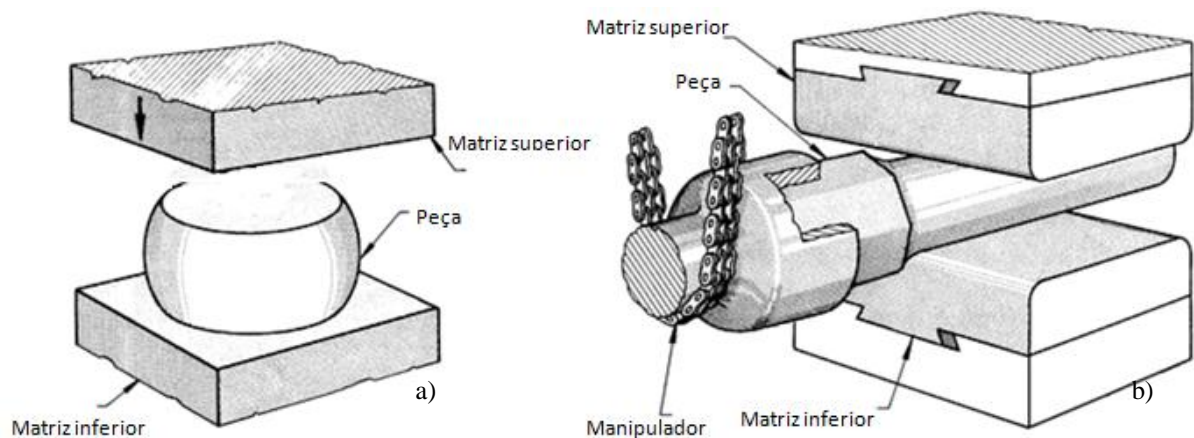


Figura 7: Operações básicas de FMA: (a) Recalque e (b) estiramento. Adaptado de: [ASM HANDBOOK 14].

As principais vantagens do processo de FMA em relação a outros processos de fabricação concorrentes são [DUDRA, 1990; FIA, 2007; MARTINS, 2005]:

- Baixo custo de operação se comparado a outros processos de fabricação;
- Eficácia na produção de componentes com dimensões muito grandes, cuja fabricação através de outros processos é muito difícil ou mesmo inviável;
- O tamanho da peça que pode ser produzida por FMA é limitado apenas pela capacidade dos equipamentos disponíveis para aquecimento, manuseio e conformação, e o tamanho máximo de lingote que pode ser fundido;
- Pode propiciar melhora nas propriedades mecânicas nas peças a serem fabricadas, como aumento de resistência mecânica, ductilidade, tenacidade e resistência à fadiga. Também pode propiciar a eliminação de defeitos internos do material, usualmente presentes em lingotes de grande porte provenientes de processos de solidificação, que podem servir como sítios para nucleação de trincas.

Quanto às limitações, as principais encontradas no FMA são [MARTINS, 2005]:

- Simplicidade geométrica das peças a serem fabricadas, se comparadas a outros processos como fundição, forjamento em matriz fechada ou metalurgia do pó;
- Não permite baixas tolerâncias geométricas, sendo necessário o uso de processos subsequentes de usinagem para que se obtenha a geometria final da peça.
- Baixa cadência produtiva;
- Necessidade de operadores com grande conhecimento técnico na área.

A Figura 8 ilustra o processo de estiramento de um tarugo. O processo é realizado através de sucessivas deformações e avanços das matrizes. Após cada intervalo de passes de deformação, o tarugo é rotacionado e o processo se inicia novamente, e assim sucessivamente.

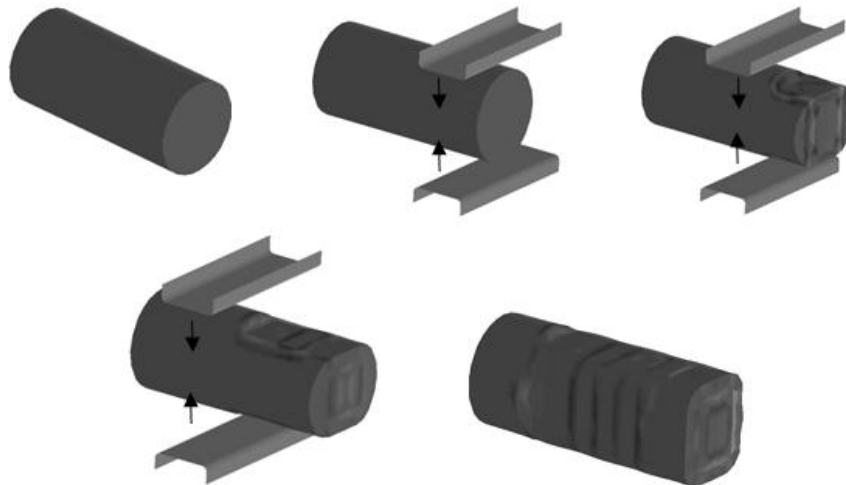


Figura 8: Processo de estiramento de um lingote. Adaptado de [CETLIN, 2005].

Em relação aos equipamentos utilizados no FMA, os martelos de forja pneumáticos e as prensas hidráulicas são mais comumente utilizados para a produção de peças de até cinco toneladas. Para peças maiores, usualmente são adotadas as prensas hidráulicas. As matrizes utilizadas no FMA costumam ser um par de matrizes planas ou de geometrias simples, uma inferior, fixada à mesa da prensa e uma superior, móvel. Também, matrizes de geometria em V com diferentes ângulos de abertura e combinações de matriz plana e em V costumam ser adotadas. A Figura 9 ilustra diferentes geometrias de matrizes comumente utilizadas em FMA [CETLIN, 2005].

Conforme citado anteriormente, pelo FMA é possível otimizar as propriedades mecânicas dos produtos forjados. Pelo forjamento é possível eliminar a estrutura bruta de fusão proveniente do lingotamento. Essa eliminação da estrutura bruta de fusão ocorre pela “quebra” da estrutura dendrítica, devido a uma compressão dos braços das dendritas provocada pela deformação a quente, causando uma redução do espaçamento interdendrítico.

Através do processo de forjamento é possível aliviar a segregação química de ligas pelos fenômenos de recristalização ou pela quebra da estrutura bruta de fusão, propiciando uma microestrutura mais homogênea [LIMA, 2006; LIN, 2008]. Portanto, um requisito essencial do processo de FMA é a obtenção da forma final desejada ao forjado, mas tão importante quanto isto é obter uma distribuição de deformação uniforme somado a uma microestrutura refinada, otimizando as propriedades mecânicas do forjado [GUAN, 2009].

Outro grande benefício do forjamento a quente, especialmente o FMA, é a possibilidade de fechamento de vazios e poros no interior de grandes lingotes. Há uma grande quantidade de trabalhos prévios na literatura, com enfoque na otimização do processo de FMA. LEE e colaboradores [LEE, 2011] avaliaram o fechamento de vazios internos em lingotes de grande porte pelo Método de Elementos Finitos. Através de seus resultados, foi estabelecido um critério de valor de deformação equivalente igual ou superior a 0,6 como sendo eficaz para o fechamento de vazios internos durante o forjamento. Os resultados obtidos das simulações numéricas foram também validados através de procedimentos experimentais.

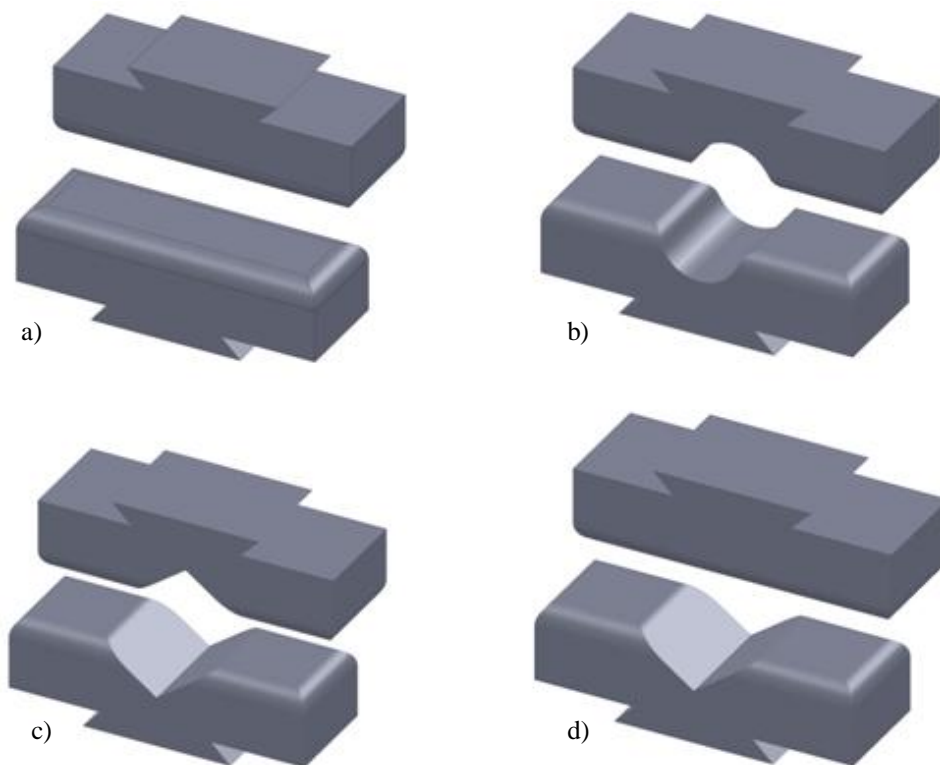


Figura 9: Tipos de matrizes comumente utilizadas em FMA: (a) planas, (b) côncavas, (c) geometria V e (d) combinação de diferentes geometrias. Adaptado de [CETLIN, 2005].

Cho e colaboradores [CHO, 1998] analisaram o FMA incremental de grandes lingotes pelo Método de Elementos Finitos e modelos físicos com plasticina, avaliando a influência de

parâmetros de geometria de matrizes na consolidação da linha central de lingotes. Seus resultados mostram que a razão de mordida (B) ideal, que é a razão da largura de contato matriz-peça ( $S_B$ ) pela altura ou diâmetro inicial do lingote, se encontra entre 0,4 e 0,6. Shah e colaboradores [SHAH, 1986] avaliaram a influência da largura de matrizes planas e do grau de redução na eliminação de vazios internos em grandes lingotes, através do Método de Elementos Finitos e experimentos com plasticina. Seus resultados demonstram que a razão de mordida (B) ideal para eliminação de vazios internos é de 0,6.

Sinatora e colaboradores [SINATORA, 2006] investigaram o efeito da geometria de matrizes no estiramento de cilindros, adotando uma geometria plana e uma geometria V com ângulo de abertura de  $135^\circ$ . Neste trabalho novamente foi utilizado o Método de Elementos Finitos e os resultados foram comparados com experimentos conduzidos com plasticina. Suas conclusões foram que as matrizes com geometria em V promovem reduções na área da seção transversal dos cilindros mais rapidamente do que geometrias planas. Também, para a mesma redução em diâmetro, matrizes planas fornecem deformações equivalentes mais concentradas no centro da seção transversal, enquanto que matrizes em V fornecem valores de deformações equivalentes mais homogêneos e intensos ao longo de toda seção transversal. Ainda, de acordo com os resultados obtidos, matrizes em V propiciaram maior alongamento do cilindro do que as matrizes planas.

Frota [FROTA Jr, 2009] avaliou o processo de FMA para a produção de grandes lingotes através do Método de Elementos Finitos, aplicando etapas de recalque e estiramento. Neste trabalho, o autor também avaliou a eficiência do processo de FMA em induzir deformações na linha central do lingote e no fechamento de vazios, utilizando diferentes geometrias de matrizes e técnicas de forjamento. Seus resultados mostraram que, na operação de recalque de grandes lingotes, a eficiência no fechamento de vazios depende diretamente da posição onde estes vazios se localizam, sendo que na operação de recalque, vazios na posição inferior são mais difíceis de fechar. As matrizes curvas se mostraram mais adequadas para fechamento de vazios nesta região. Também foi avaliado o fechamento de vazios durante a etapa de estiramento, comparando matrizes planas e matrizes de geometria V com ângulo e abertura de  $135^\circ$ . As matrizes de geometria V com ângulo e abertura de  $135^\circ$  se mostraram mais eficientes para o fechamento de vazios, no entanto as cargas de conformação necessárias para o processo foram muito superiores.

Estes resultados evidenciam a importância tecnológica envolvida no controle do processo de FMA de peças de grande porte e a influência de parâmetros como geometria de matrizes e grau de deformação na qualidade do produto obtido. Também, conforme pôde ser

visto, é cada vez mais comum o uso de simulação numérica computacional aplicada ao FMA, já que nos últimos anos o tamanho dos lingotes a serem forjados tem aumentado significativamente, como no caso de componentes para aplicação em aerogeradores de energia, juntamente com a exigência cada vez maior de produtos com mais alta qualidade, exigindo conseqüentemente análises mais criteriosas do processo de FMA para atender as demandas de desempenho destes componentes.

O FMA continua atraindo muitas pesquisas atualmente, principalmente relacionadas à evolução microestrutural durante o processo, previsão de tamanho de grão, eliminação de defeitos internos, previsão do comportamento mecânico do componente final forjado e FMA de novas ligas metálicas.

### 3.2.1 Considerações sobre as tensões e deformações no FMA

A Figura 10 ilustra as principais relações geométricas que servem de base para a determinação de parâmetros importantes no processo de FMA.

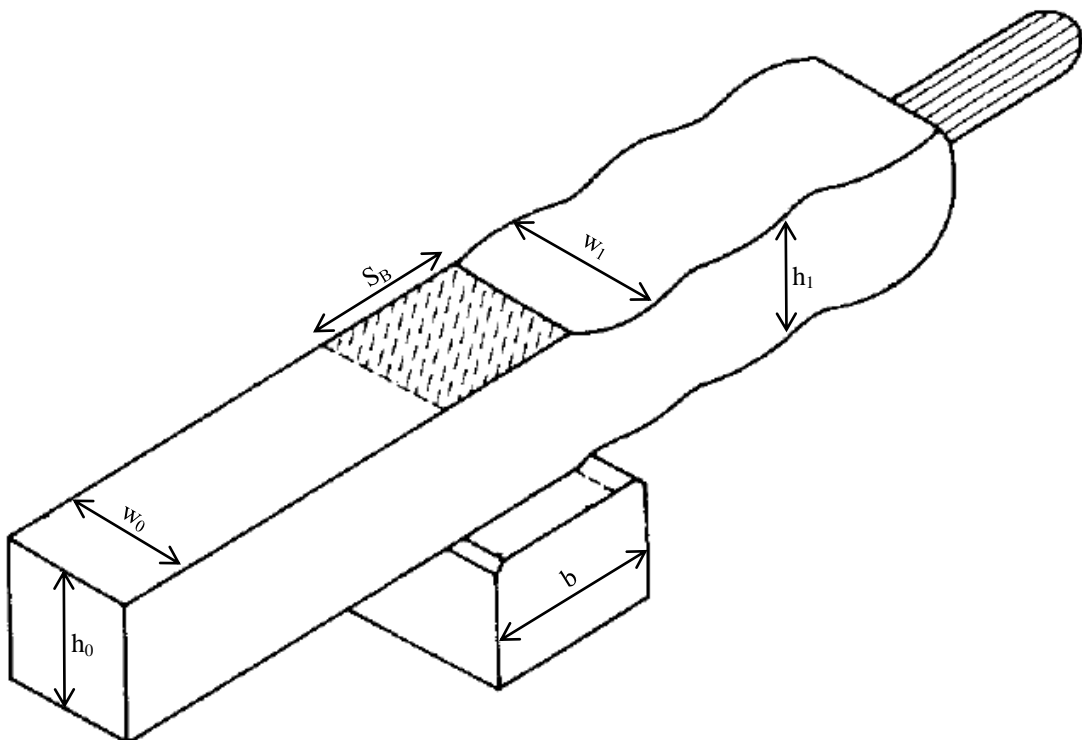


Figura 10: Relações geométricas no FMA. Adaptado de [DIETER, 1986].

As deformações verdadeiras podem ser calculadas por [DIETER; 1986, SCHAEFFER, 2001]:

Equação 1: Deformação verdadeira em altura.

$$\varphi_h = \ln \frac{h_1}{h_0}$$

Equação 2: Deformação verdadeira em largura.

$$\varphi_w = \ln \frac{w_1}{w_0}$$

Equação 3: Deformação verdadeira no comprimento.

$$\varphi_l = \ln \frac{l_1}{l_0}$$

Onde  $h_0$  e  $h_1$  são a altura inicial e a altura final da geratriz, respectivamente,  $w_0$  e  $w_1$  são a largura inicial e a largura final da geratriz, respectivamente e  $l_0$  e  $l_1$  são o comprimento inicial e o comprimento final da geratriz, respectivamente.

A deformação equivalente pode ser calculada por [SCHAEFFER, 2001]:

Equação 4: Cálculo da deformação equivalente em um sólido.

$$\varphi_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{2} [(\varphi_1 - \varphi_2)^2 + (\varphi_2 - \varphi_3)^2 + (\varphi_3 - \varphi_1)^2]^{1/2}$$

Onde  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$  e  $\varphi_3$  são as deformações principais normais.

A velocidade de deformação pode ser calculada por:

Equação 5: Velocidade de deformação.

$$\dot{\varphi} = \frac{V_F}{h}$$

Onde  $V_F$  é a velocidade de deslocamento da ferramenta e  $h$  é a altura instantânea.

Quando ocorre variação na velocidade de deslocamento da ferramenta durante a deformação, a velocidade de deformação pode ser calculada por [SCHAEFFER, 2001]:

Equação 6: Velocidade média de deformação.

$$\dot{\varphi}_m = \frac{V_{F_0} + V_{F_1}}{h_0 + h_1}$$

Onde  $V_{F_0}$  e  $V_{F_1}$  são as velocidade de deslocamento da ferramenta no início e no final da deformação, respectivamente.

Um outro fator importante no FMA é o fator de alargamento ( $S$ ), que relaciona o aumento da largura da geratriz com a redução em altura, e pode ser calculado por [DIETER, 1986]:

Equação 7: Fator de alargamento da barra no FMA.

$$S = \frac{\ln(w_1/w_0)}{\ln(h_0/h_1)}$$

A Equação 7 pode ser reescrita em função do aumento no comprimento da barra. Para isto, é utilizada a lei da constância de volume, descrita por:

Equação 8: Lei da constância de volume.

$$\varphi_h + \varphi_w + \varphi_l = 0 \text{ ou } \ln \frac{h_1}{h_0} + \ln \frac{w_1}{w_0} + \ln \frac{l_1}{l_0} = 0$$

Portanto, a Equação 7 pode ser reescrita como:

Equação 9: Fator de alargamento no FMA em função da variação do comprimento da barra.

$$1 - S = \frac{\ln(l_1/l_0)}{\ln(h_0/h_1)}$$

Se  $S = 1$ , toda a deformação resulta em alargamento da barra, enquanto que se  $S = 0$ , toda a deformação resulta em alongamento da barra.

A razão de mordida ( $B$ ) é a razão da largura de contato matriz-peça ( $S_B$ ) pela altura ou diâmetro inicial da geratriz:

Equação 10: Cálculo da razão de mordida no FMA.

$$B = \frac{S_B}{h_0}$$



Conforme visto anteriormente, a literatura recomenda valores de B na ordem de 0,6 para que o processo de FMA seja efetivo na eliminação de defeitos internos da geratriz.

### 3.2.2 Cálculo de força e energia

No processo de FMA, a força de forjamento pode ser calculada por [SCHAEFFER, 2001]:

Equação 11: Cálculo da força necessária de conformação no FMA.

$$F = A_d \cdot kw$$

Onde  $A_d$  é a área de contato e  $kw$  é a resistência à deformação.

Sendo que:

Equação 12: Cálculo da área de contato para barras de seções retangulares.

$$A_d = S_B \cdot w_0$$

Equação 13: Cálculo da área de contato para barras de seções circulares.

$$A_d = S_B \cdot d_0$$

Onde  $d_0$  é o diâmetro inicial da barra.

A resistência à deformação ( $kw$ ) é comumente calculada pela equação de Siebel:

Equação 14: Equação de Siebel para cálculo da resistência à deformação.

$$kw = kf \cdot \left( 1 + \frac{\mu \cdot S_B}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{h_1}{4 \cdot w_0} \right)$$

Onde  $\mu$  é o coeficiente de atrito entre as ferramentas e a barra e  $kf$  é a tensão de escoamento do material da barra.

O trabalho de conformação ( $W_r$ ) pode ser calculado por:

Equação 15: Cálculo do trabalho de conformação no FMA.

$$W_r = kf \cdot V \cdot \left[ \varphi_h + \frac{\mu \cdot V}{4 \cdot w_0} \cdot \left( \frac{1}{h_1^2} - \frac{1}{h_0^2} \right) + \frac{w_0}{8 \cdot V} \cdot (h_0^2 - h_1^2) \right]$$

Onde  $V$  é o volume do material deformado.

### 3.3. Métodos Analíticos em Conformação Mecânica

Devido à grande complexidade e não-linearidades envolvidas nas tensões e deformações em processos de conformação mecânica, é comum adotar-se simplificações matemáticas para cálculos relacionados ao processo de conformação. Um exemplo de simplificação é considerar apenas as deformações plásticas no material, desconsiderando as deformações elásticas envolvidas no processo. Outra simplificação é a desconsideração do encruamento para processos de conformação a quente. Também, praticamente todos os métodos analíticos consideram o material como isotrópico e homogêneo. [BRAGA, 2005; DIETER, 1986].

Há diferentes métodos analíticos desenvolvidos, podendo ser aplicados em diferentes situações, tais como na determinação de forças necessárias para se realizar deformações, em diferentes geometrias de sólidos e na previsão de limites de conformação. Cada método adota diferentes simplificações no seu desenvolvimento matemático, gerando diferentes complexidades matemáticas e diferentes graus de imprecisão [BRAGA, 2005; FROTA Jr, 2007]. De um modo geral, cada teoria consiste em 3 conjuntos de equações:

- Equação de equilíbrio estático de forças;
- Equações de Levy-Mises relacionando tensão e velocidade de deformação;
- Equações de critério de escoamento.

Os métodos de análise mais comuns encontrados na literatura estão descritos brevemente abaixo. Descrições mais detalhadas destes métodos podem ser encontrados na literatura [DIETER, 1986; MARTINS, 2005]:

- *Método da Energia Uniforme*: é baseado na determinação do trabalho total necessário para a realização do processo de conformação. Nesse método são adotadas as seguintes simplificações:
  - 1 – Material é considerado homogêneo e isotrópico;
  - 2 – Material possui comportamento mecânico rígido-plástico, desprezando deformações elásticas;
  - 3 – Deformação plástica é uniforme;

- 4 – Efeitos relacionados ao atrito são desprezados, embora possam ser incluídos indiretamente através de fatores de correção;
  - 5 – Estados de tensão característicos da conformação mecânica são reduzidos a casos equivalentes de tração ou compressão uniaxial.
- *Teoria do Campo de Linhas de Deslizamento*: baseia-se no cálculo pontual de tensão em condições de deformação plana, sem utilizar a hipótese de deformação homogênea. As simplificações adotadas neste método de análise são:
    - 1 – Material é considerado homogêneo e isotrópico;
    - 2 – Material possui comportamento mecânico rígido-perfeitamente plástico, desprezando deformações elásticas e também o efeito do encruamento;
    - 3 – Generalidade das aplicações deste método referem-se à solução de problemas em condição de deformação plástica plana;
    - 4 – Efeitos decorrentes da variação de temperatura, da velocidade de deformação e do tempo decorrido no processo são desprezados.
  - *Método do Limite Superior*: baseado na teoria da análise de limites, utiliza campos de tensão e velocidade para estimar os limites dentro dos quais a força necessária para o processo de conformação deve se encontrar. Possui aplicação mais ampla, desde problemas bidimensionais simples a casos tridimensionais com complexidade geométrica moderada. Suas simplificações baseiam-se em:
    - 1 – Material é considerado homogêneo e isotrópico;
    - 2 – Material possui comportamento mecânico rígido-plástico, desprezando deformações elásticas e seus respectivos efeitos;
    - 3 – São consideradas duas condições de atrito nas interfaces de contato entre a geratriz e as ferramentas: ausência de atrito e existência de atrito máximo.
  - *Método dos Elementos Finitos*: atualmente a técnica mais eficiente e utilizada. De um modo resumido baseia-se em dividir o material em diversos elementos idealizados, adotando formulações de escoamento plástico.

### 3.3.1 Método dos Elementos Finitos

O método de elementos finitos (FEM, da terminologia inglesa *Finite Element Method*) é uma ferramenta de solução numérica aplicável a um grande número de problemas de engenharia, nas mais distintas áreas, como análise estrutural, fenômenos de transporte, escoamento de fluídos e processos termomecânicos.

De acordo com Kobayashi e colaboradores [KOBAYASHI, 1989], o conceito básico do FEM é a discretização. *“Um número de pontos finitos são identificados no domínio da função, e os valores da função e suas derivadas são especificados nestes pontos, quando apropriado. Estes pontos são conhecidos como pontos nodais, ou nós. O domínio da função é aproximadamente representado por número finito de subdomínios chamados de elementos finitos. O domínio é então um conjunto de elementos ligados entre si de forma adequada sobre as suas fronteiras. A função é aproximada localmente através destes elementos por funções contínuas que são unicamente em termos dos valores dos nós associados com o elemento em particular.”*

As ideias básicas do FEM iniciaram na década de 40, durante os avanços em análise estrutural na indústria aeronáutica. Pesquisas de A. Hrenikoff, D. McHenry e N.M. Newmark em meados de 1940 resultaram na solução de problemas de tensões em sólidos contínuos usando uma rede de elementos em linha (barras e vigas), método denominado de *framework*, precursor dos elementos finitos. Logo após, em 1943, Courant publicou resultados referentes ao uso de interpolações polinomiais seccionadas sobre sub-regiões triangulares para modelar problemas relacionados à torção. Em 1956, Turner e colaboradores apresentaram resultados de pesquisas onde derivaram matrizes de rigidez para treliças, vigas e outros elementos. Em meados de 1960, pesquisadores como Turner, Argyris, Kelsey e Clough utilizaram o MEF na resolução de problemas relacionados à análise de tensões, fluxo de fluídos, transferência de calor e outros processos, sendo que Clough foi o primeiro a adotar o termo elemento finito [BUDYNAS, 2006; CHANDRUPATLA, 1991; KOBAYASHI, 1989; MARTINS, 2005].

De uma maneira mais simplificada, no MEF uma estrutura (no caso, a modelagem de uma peça a ser analisada, ou de um produto a ser forjado) é dividida (discretizada) em pequenas subestruturas bem definidas denominadas de elementos. Através de funções polinomiais e operações de matrizes, o comportamento de cada elemento é analisado em termos do material do elemento e das características geométricas. Esforços podem ser aplicados nos elementos, ou nas conexões entre um elemento e outro. São nestas conexões, conhecidas por nós, que as características dos elementos são processadas, as condições de

contorno são estabelecidas e onde as forças são aplicadas. A Figura 11 ilustra um esboço de uma malha de elementos finitos em um modelo numérico de um processo de recalque, típico de forjamento em matriz aberta.

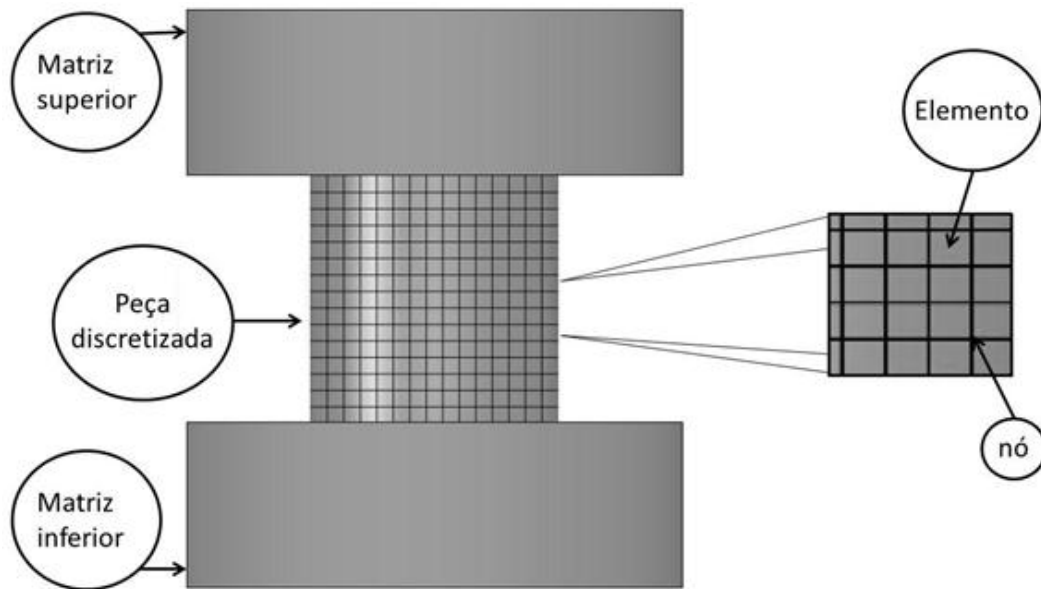


Figura 11: Malha de elementos finitos em um modelo numérico de um processo de recalque.  
Fonte: [GOMES, 2012].

O caminho da solução de um problema de elementos finitos pode ser dividido em 5 passos:

- 1º) Identificação do problema;
- 2º) Definição do elemento;
- 3º) Estabelecimento da equação do elemento;
- 4º) Montagem das equações do elemento;
- 5º) Cálculo numérico das equações globais.

Uma análise por FEM consiste em 3 etapas de atividade: pré-processamento, processamento e pós-processamento. O pré-processamento envolve a preparação dos dados referentes ao processo em questão, como as coordenadas nodais, montagem do modelo numérico, estabelecimento de condições de contorno, carregamento e inserção de propriedades dos materiais. Na etapa de processamento são realizadas as soluções das equações, resultado na avaliação das variáveis nodais. A etapa de pós-processamento envolve a computação e plotagem dos resultados obtidos na etapa de processamento, como geometria deformada, distribuições de temperatura, tensões, deformações, etc. Uma análise completa de elementos finitos é uma interação lógica entre estas três etapas. [CHANDRUPATLA, 1991].

A rede de elementos e nós que discretizam um sólido é denominada de malha, ou *mesh*, na terminologia inglesa. A densidade de malha aumenta à medida que a malha é “refinada”, ou seja, aumenta o número de elementos ao longo de toda a malha ou em uma região específica da malha. Os resultados de uma análise pelo FEM geralmente são melhores, quando se utiliza uma malha com maior número de elementos, principalmente em regiões de um sólido com grande gradiente de tensões ou em zonas de grandes mudanças de geometria. A Figura 12 ilustra um exemplo de uma geometria discretizada em elementos finitos com duas diferentes densidades de malha, uma mais grosseira (Figura 12-b) e uma mais refinada (Figura 12-c).

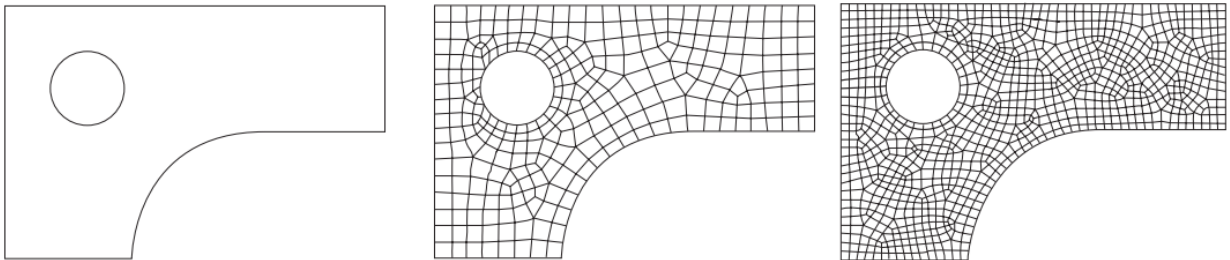

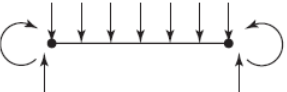
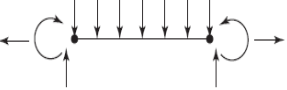




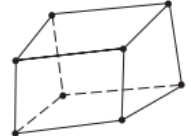
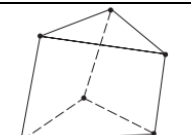
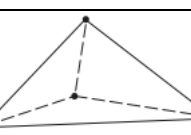


Figura 12: (a) Modelo bidimensional de uma estrutura, (b) modelo de elementos finitos com malha gerada e (c) modelo de elementos finitos com malha refinada. Fonte: [BUDYNAS, 2006].

Há variadas geometrias de elementos aplicadas no FEM, para aplicações específicas. Basicamente, há quatro categorias de elementos: *elementos de linha*, *elementos de superfície*, *elementos sólidos* e *elementos para propósitos especiais*. A Tabela 1 resume alguns tipos, geometrias e aplicações de elementos utilizados no FEM.

Para a solução de problemas tridimensionais, os elementos mais utilizados costumam ser do tipo *sólidos*, principalmente tetraédricos ou hexaédricos. Elementos hexaédricos apresentam uma estrutura que se adapta facilmente a geometrias complexas e curvilíneas. No entanto, por apresentarem um maior número de nós, exigem um tempo maior de processamento computacional. Elementos tetraédricos, por possuírem um menor número de elementos, exigem menores tempos de processamento computacional, e são mais indicados para geometrias mais simples [BRAGA, 2005; BUDYNAS, 2006].

Tabela 1: Tipos, geometrias e aplicações de alguns elementos utilizados no FEM.  
Adaptado de [BUDYNAS, 2006]

	Tipo de elemento	Forma	Nº de nós	Aplicações
Linha	Treliça		2	Barra sujeita a tensão ou compressão
	Viga		2	Flexão
	Frame		2	Carregamento axial, torção e flexão.
Superfície	Quadrilátero		4	Tensões ou deformações planas axissimétricas, placas planas em flexão.
	Quadrilátero		8	Tensão ou deformação plana, placas finas ou casca em flexão.
	Triangular		3	Tensões ou deformações planas axissimétricas, placas planas em flexão.
	Triangular		6	Tensões ou deformações planas axissimétricas, placas planas em flexão.
Sólido	Hexagonal (tijolo)		8	Sólidos.
	Pentagonal		6	Sólidos.
	Tetragonal		4	Sólidos.

### 3.3.2 FEM aplicado à Conformação Mecânica

A aplicação do FEM nos processos de conformação mecânica iniciou como uma extensão para o regime de deformação plástica da técnica de análise estrutural. No entanto, estas técnicas eram desenvolvidas para sistemas lineares, e não eram adequadas para analisar as não-linearidades associadas às grandes deformações plásticas características dos processos de conformação mecânica, onde as deformações não são proporcionais às tensões [MARTINS, 2005; SOUZA, 2011].

Na década de 70, pesquisadores como Lee e Kobayashi e Zienkiewicz e Godbole desenvolveram uma formulação que despreza a região de deformação elástica e trata o escoamento do metal durante a deformação plástica de uma forma similar ao escoamento de fluidos viscosos incompressíveis. Esta formulação ficou conhecida como *formulação de escoamento plástico*. Nesta formulação, os materiais são descritos por leis de comportamento rígido-plásticas e rígido-viscoplásticas e a tensão na equação constitutiva é expressa em função da velocidade de deformação [BONET, 1997; MARTINS, 2005]. Muitos softwares comerciais e acadêmicos de elementos finitos utilizam esta formulação atualmente, tais como FORGE, SIMUFACT.FORMING, I-FORM e PEP/LARSTRAN.

O FEM somente se consolidou na área de conformação mecânica com o desenvolvimento do software ALPID (do inglês *Analysis of Large Plastic Incremental Deformation*) utilizado na indústria aeroespacial norte-americana. Com a otimização do método ao longo das décadas e o avanço na capacidade de processamento de computadores de alto desempenho, diversas otimizações foram possibilitadas, como a possibilidade de modelagens tridimensionais, a inclusão dos efeitos da velocidade de deformação no processo e acoplamentos térmicos, ampliando a aplicação do FEM para processos de conformação a morno e a quente, sendo que o método é atualmente a base para otimização de parâmetros na conformação mecânica [FROTA Jr, 2009; MARTINS, 2005].

Entretanto, na modelagem numérica de processos como o forjamento em matriz aberta, a confiabilidade dos resultados das simulações depende da correta inserção de fatores relacionados ao processo e condições de contorno nas simulações, como as características de contato entre peça e matrizes, condições de atrito, mudanças nas propriedades mecânicas dos materiais com a variação da temperatura, parâmetros térmicos, curvas de escoamento, etc. Esta é uma dificuldade encontrada no método, já que esses fatores influenciam diretamente no processo e são muitas vezes difíceis de serem obtidos experimentalmente.



### 3.3.3 PEP/LARSTRAN

O software *Programmer's Environment for Pre-Postprocessing/Larstran* ou PEP/Larstran é um sistema de simulação numérica de processos termomecânicos baseado no Método de Elementos Finitos, que permite a criação e simulação de modelos 2D e 3D de diferentes processos de conformação mecânica.

O PEP/Larstran é composto por três componentes: pré e pós-processador (PEP) e *solver* ou processador (Larstran). No pré-processador é realizada basicamente a modelagem de geratrizes e matrizes que compõem o processo e a montagem do modelo e a inserção dos dados de entrada para a simulação, como temperaturas, propriedades de materiais, atritos, condições de contorno, curvas de escoamento, graus de deformação, controles de simulação, tipo de acoplamento, etc. O *solver* importa as informações inseridas no pré-processador, realiza os cálculos necessários e remalhamentos quando necessários, soluciona o problema e exporta os resultados na forma de um arquivo binário. Através do pós-processador então é possível importar as informações e resultados contidos no arquivo binário originado do *solver* e plota os resultados através de uma interface gráfica com animações.

O software permite cálculo de problemas com os seguintes acoplamentos [FRANZE, 2009]:

- Mecânico (regime viscoplástico);
- Térmico (somente cálculos de temperatura);
- Elástico (comportamento elástico linear, lei de Hook);
- Elastoplástico (regime elastoplástico, Prandl-Reuss);
- Termomecânico (interação térmica e mecânica, levando em consideração dissipação e calor emitido pela geratriz ao meio externo).

O banco de dados de materiais possibilita que a curva de escoamento dos materiais inseridos seja descrita de diferentes formas:

- Valores tabulados, em que a tensão de escoamento é em função da temperatura, deformação e velocidade de deformação. Quando a simulação necessita de valores de tensões de escoamento diferentes dos tabulados, o software calcula estes valores através de interpolação e extrapolação dos dados tabulados.
- Formulação matemática para descrição da curva de escoamento segundo Hensel-Spittel.

Para processos de conformação a quente, o PEP/Larstran permite a utilização de duas variações da formulação matemática para descrição de curva de escoamento proposta por Hensel e Spittel [FRANZE, 2009; KOPP, 1996].

Equação 16: Equação de Hensel-Spittel 1, para descrição de curva de escoamento a quente.

$$kf = P_0 \cdot \exp(P_1 \cdot T) \cdot \dot{\varphi}^{-P_2} \cdot \varphi^{P_3} \cdot \exp(P_4 \cdot \varphi)$$

Onde: kf = tensão de escoamento;  $\varphi$  = deformação verdadeira;  $\dot{\varphi}$  = velocidade de deformação; T = temperatura e  $P_i$  = coeficiente dependente do material.

Tabela 2: Coeficientes de material do aço DIN 42CrMo4 para a Equação 16 [FRANZKE, 2009].

Parâmetro	Valor
P0	6514,3
P1	-0,0035996
P2	0,12575
P3	0,29614
P4	-0,6758

Equação 17: Equação de Hensel-Spittel 2, para descrição de curva de escoamento a quente.

$$kf = P_0 \cdot \exp(P_1 \cdot T) \cdot \dot{\varphi}^{-P_2 + P_3 \cdot T} \cdot \varphi^{P_4} \cdot \exp(P_5 \cdot \varphi)$$

Tabela 3: Coeficientes de material do aço DIN 42CrMo4 para a Equação 17 [FRANZKE, 2009].

Parâmetro	Valor
P0	5286,5468
P1	-0,0033768
P2	-0,056437
P3	0,00019763
P4	0,29515
P5	-0,6707

Para processos de conformação a frio é utilizada a equação de Ludwik-Hollomon:

Equação 18: Equação de Ludwik-Hollomon, para descrição de curva de escoamento a frio.

$$kf = P_0 + P_1 \cdot \varphi^{P_2}$$

Tabela 4: Coeficientes de material do aço DIN 42CrMo4 para a Equação 18 [FRANZKE, 2009].

Parâmetro	Valor
P0	80,0
P1	800,0
P2	0,3

Pela incorporação de modelos matemáticos de evolução microestrutural em softwares de simulação numérica de processos termomecânicos é possível obter um cenário completo do processo de conformação, tanto em características como força, deformações, tensões, geometrias, quanto em relação à evolução microestrutural do material ao longo do processamento. O PEP/Larstran, acoplado com o módulo de evolução microestrutural *Strucsim*, permite esse tipo de simulação. A cada incremento da simulação de conformação o software de elementos finitos alimenta o módulo de microestrutura com os valores instantâneos de deformação equivalente, velocidade de deformação e temperatura. O módulo de microestrutura então calcula a evolução microestrutural de acordo com estes valores e levando em consideração o estado microestrutural anterior. A cada nova condição de microestrutura, a tensão de escoamento do material é recalculada de acordo com a seguinte equação [SCHÄFER, 2010-a]:

Equação 19: Equação para curva de escoamento dependente da microestrutura.

$$kf = kf_m \cdot \left[ \frac{\varphi}{\varphi_m} \cdot \exp \left( 1 - \frac{\varphi}{\varphi_m} \right) \right]^{b_1 \cdot \{1 - \exp[b_2 \cdot (\ln Z)^{b_3}]\} + b_4}$$

Em que:  $\varphi_m = a_1 \cdot D_0^{a_2} \cdot Z^{a_3}$  e  $\sinh(c_2 \cdot kf_m) = d_1 \cdot Z^{c_1}$

Onde  $kf$  é a tensão de escoamento,  $kf_m$  é a tensão máxima de escoamento atingida,  $\varphi$  é deformação equivalente,  $\varphi_m$  é a deformação equivalente na máxima tensão de escoamento,  $C_i$  é um coeficiente dependente do material,  $Z$  é parâmetro de Zener-Holomon,  $D_0$  é o tamanho de grão inicial e  $a_i$ ,  $b_i$ ,  $c_i$ ,  $d_i$  são parâmetros dependentes do material, podendo ser determinados experimentalmente usando técnicas de regressão. Métodos de como obter estes parâmetros estão descritos na literatura [KARHAUSEN, 1992; KOPP, 1996].

A Figura 13 ilustra basicamente as etapas para incorporação dos modelos e dados de materiais no PEP/Larstran. O software PEP/Larstran acoplado ao módulo de simulação de microestrutura *Strucsim* tem sido bastante utilizado em pesquisas relacionadas à evolução microestrutural de aços durante o trabalho a quente. Karhausen e Kopp [KARHAUSEN, 1992] apresentaram os princípios fundamentais de simulação de processos de conformação mecânica a quente com previsão de microestrutura. Também, inseriram no PEP/Larstran as curvas de escoamento e parâmetros de evolução microestrutural do aço DIN 502CrV4 obtidos através de ensaios de compressão a quente.

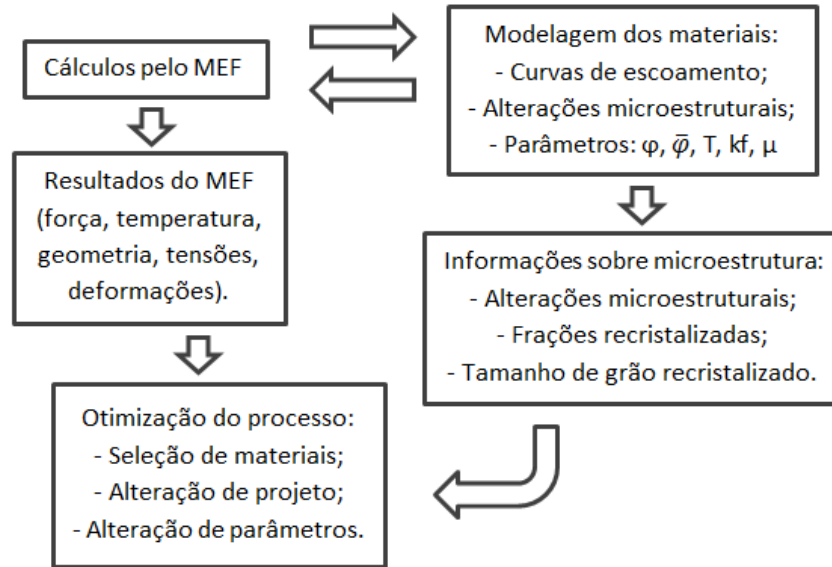


Figura 13: Fluxograma de interação dos parâmetros de materiais nos softwares de simulação numérica.

Quatro curvas de escoamento levantadas experimentalmente, utilizando corpos de prova com diferentes tamanhos de grão iniciais, foram então comparadas com curvas de escoamento obtidas por simulação numérica utilizando as mesmas condições adotadas experimentalmente. As curvas obtidas por simulação se mostraram muito próximas das curvas obtidas experimentalmente, demonstrando a potencialidade do software em prever o comportamento do material ao longo da deformação, levando em consideração alterações durante o escoamento provocadas pela evolução microestrutural ao longo do processo.

Recker e colaboradores [RECKER, 2010] utilizaram o software PEP/Larstran acoplado ao módulo de microestrutura *Strucsim* para prever a evolução microestrutural durante o FMA de um lingote maciço de 700 mm de diâmetro fabricado em aço DIN 26NiCrMoV, com tamanho de grão inicial de 1000  $\mu\text{m}$ , aplicando uma série de 4 passes de deformação até atingir o diâmetro final de 500 mm. Simulações numéricas no PEP/Larstran foram realizadas adotando as mesmas condições adotadas experimentalmente, para previsão de parâmetros como cargas de conformação, aspectos dimensionais e tamanho de grão final da peça forjada. Durante o forjamento experimental, as informações relacionadas ao alongamento da geratriz e distribuição de temperatura na superfície da peça foram monitoradas por um sistema de aquisição de dados denominado de LACAM. Com essas informações, o processo inteiro pode ser simulado e monitorado em detalhes. Cortes metalográficos foram realizados na peça forjada para comparação de tamanho de grão obtido experimentalmente com o tamanho de grão obtido pelos resultados da simulação, em diferentes regiões do lingote. Os resultados de simulação mostraram que nas extremidades

(pé e cabeça) do lingote a microestrutura é mais grosseira, e que nas regiões mais centrais do lingote a microestrutura é mais refinada, e que o tamanho de grão tende a aumentar das camadas mais internas para as camadas mais externas de material. Essa tendência pôde ser confirmada na prática, através de análise metalográfica da peça forjada. Também o tamanho de grão calculado numericamente mostrou concordância com os resultados obtidos experimentalmente, nas diferentes regiões da peça forjada analisadas.

### **3.4. Evolução microestrutural durante o trabalho a quente**

Em processos de conformação mecânica realizados a baixas temperaturas, como no caso do forjamento a frio, mecanismos de encruamento, como a movimentação de discordâncias, levam a um aumento da tensão necessária para continuar a deformação. No entanto, para processos realizados a altas temperaturas, como o forjamento e a laminação a quente, processos de difusão se tornam importantes e fenômenos microestruturais como recuperação e recristalização podem ocorrer, modificando o comportamento do material ao longo da deformação. Estes fenômenos que ocorrem com o emprego de deformação são conhecidos como recuperação dinâmica e recristalização dinâmica [LIANG-YUN, 2011; PADILHA, 2005].

Em muitos metais, especialmente aqueles que apresentam alta energia de falha de empilhamento, acima de  $0,1 \text{ J.m}^{-2}$ , o encruamento é limitado pela recuperação dinâmica. A recuperação dinâmica trata-se de um equilíbrio dinâmico entre as velocidades de geração e aniquilação de discordâncias ao longo da deformação, resultando em um rearranjo contínuo dessas discordâncias, o que acarreta em um amaciamento no material, limitando o efeito do encruamento [LINO, 2008].

Para materiais que apresentam baixa energia de falha de empilhamento, como é o caso dos aços na fase austenítica, a recuperação dinâmica é menos eficaz. Nestes materiais, o mecanismo de amaciamento governante é a recristalização dinâmica, que é o mecanismo microestrutural de formação de novos grãos ao longo da deformação a quente.

À medida que o material é deformado, um número grande de defeitos é gerado no material. Estes defeitos, que não são eliminados através da recuperação dinâmica, aumentam o potencial termodinâmico para o início da recristalização. Tão logo for atingida uma deformação crítica ( $\phi_c$ ), ocorre a nucleação de novos grãos livres de deformação, ao longo de sítios preferenciais, como contornos de grão [PADILHA, 2005]. Esse fenômeno gera um

forte amaciamento no material, na maioria das vezes visível através da curva de escoamento, ao mesmo tempo em que propicia um forte refinamento no tamanho de grão do material. Além da composição química e da microestrutura inicial do material, a recristalização dinâmica é fortemente dependente da temperatura, do grau de deformação aplicado e da velocidade de deformação empregada ao material [HODGSON, 2008; LINO, 2008]. A Figura 14 ilustra a mudança no comportamento da curva de escoamento de um aço carbono em função dos diferentes fenômenos microestruturais envolvidos.

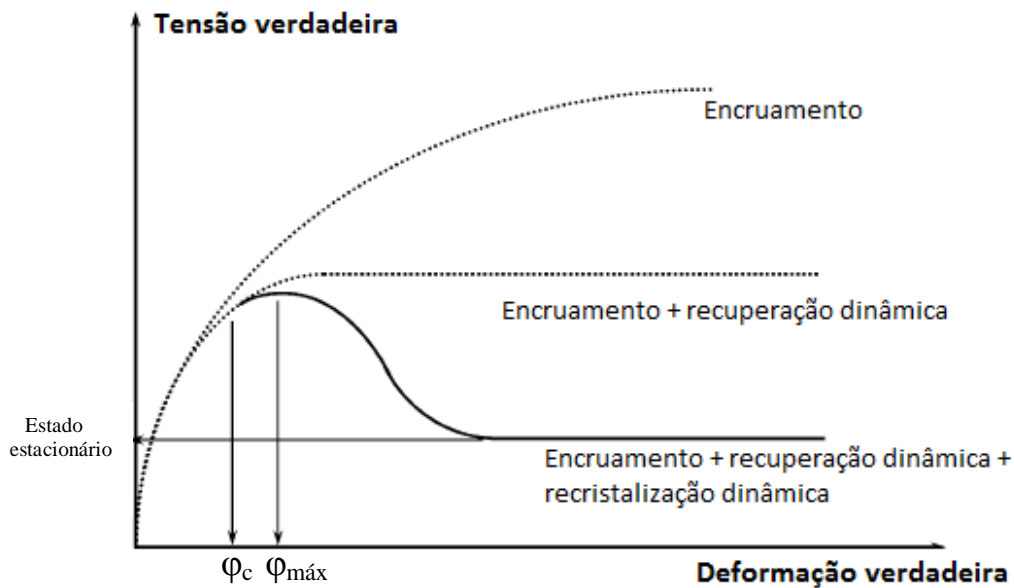


Figura 14: Mudança no comportamento da curva de escoamento de um metal durante trabalho a quente. Adaptado de [YANAGIDA, 2004].

Para aços estruturais, que necessitam possuir satisfatórias características mecânicas como alta resistência à tração, alongamento, tenacidade e resistência à corrosão, a influência da microestrutura nestas propriedades é de extrema relevância [SOLTANPOUR, 2012]. Sabe-se que uma microestrutura homogênea somada a um tamanho de grão refinado pode prover uma melhora em todas estas propriedades, principalmente para componentes sujeitos a esforços cíclicos. A Figura 15 ilustra as principais transformações microestruturais que podem ocorrer em materiais metálicos ao longo da conformação a quente.

Para componentes sujeitos a nucleação de trincas por fadiga, o tamanho de grão é inversamente proporcional à vida em fadiga, sendo que a taxa de crescimento de trinca por fadiga aumenta à medida que aumenta também o tamanho de grão. Também, à medida que o tamanho de grão diminui, o limite de escoamento de um aço também aumenta [McPHERSON, 2008]. Em processos como o forjamento e a laminação a quente, o controle

das condições relacionadas à recristalização pode fornecer a obtenção de uma microestrutura homogênea e tamanho de grão refinado, provendo um produto de mais alta qualidade e melhor desempenho mecânico [CHEN, 2012; WANG, 2008].

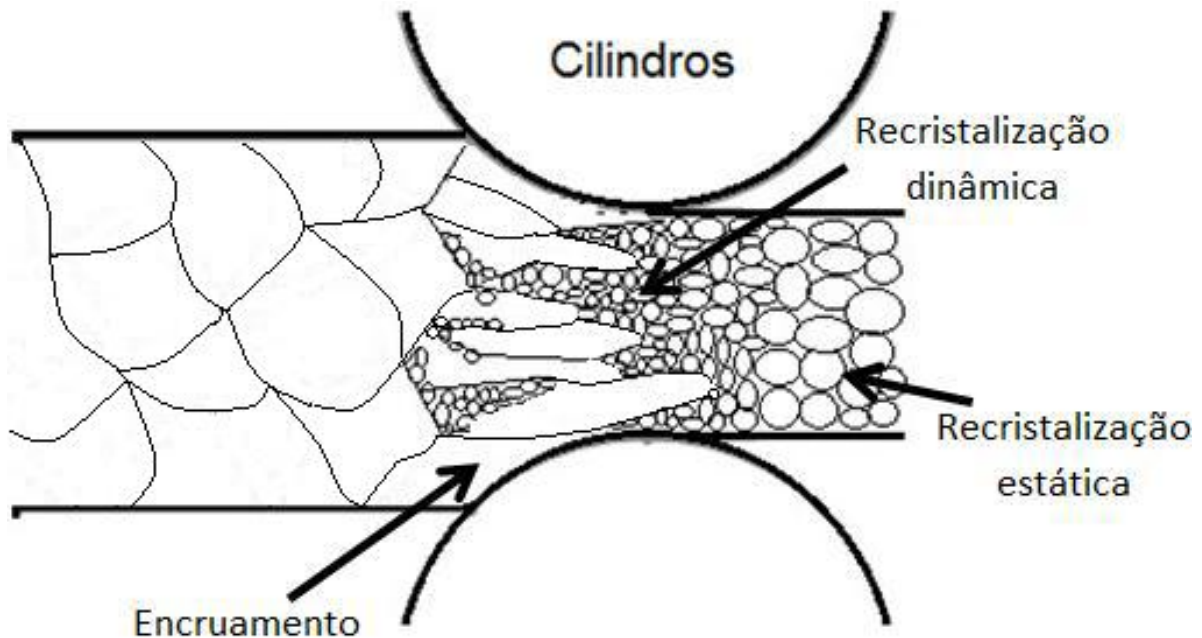


Figura 15: Transformações microestruturais dos materiais durante a laminação a quente. Adaptado de [PADILHA, 2005].

### 3.4.1 Cinéticas de recristalização:

Através de modelos matemáticos é possível prever a evolução microestrutural durante a conformação do material, descrevendo as cinéticas de recristalização dinâmica, estática e evolução de tamanho de grão.

A combinação de temperatura, velocidade de deformação e energia de ativação é dada pelo parâmetro de Zener-Hollomon [SOLTANPOUR, 2012]:

Equação 20: Parâmetro de Zener-Hollomon.

$$Z = \dot{\phi} \cdot \exp \frac{Q_{DRX}}{R \cdot T}$$

Onde  $\dot{\phi}$  é a velocidade de deformação ( $s^{-1}$ ),  $T$  é a temperatura absoluta de deformação (K),  $Q_{DRX}$  é a energia de ativação ( $J \cdot mol^{-1}$ ) e  $R$  é a constante universal dos gases ( $8,314 J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1}$ ).

O tamanho de grão recristalizado dinamicamente é diretamente dependente do parâmetro Z, e pode ser calculado por [SCHÄFER, 2010-a]:

Equação 21: Cálculo para tamanho de grão recristalizado dinamicamente.

$$d_{DRX} = b \cdot Z^{b_2}$$

Onde  $b$  e  $b_2$  são parâmetros dependentes do material.

A cinética de recristalização dinâmica segue uma equação do tipo Avrami modificada e pode ser calculada por [SCHÄFER, 2010-a]:

Equação 22: Cinética de recristalização dinâmica.

$$X_{DRX} = 1 - \exp \left[ d_1 \left( \frac{\varphi - \varphi_c}{\varphi_{ss} - \varphi_c} \right)^{d_2} \right]$$

Sendo que:

Equação 23: Deformação crítica para início da recristalização dinâmica.

$$\varphi_c = 5,6 \cdot 10^{-4} \cdot d_0^{0,3} \cdot Z^{0,17}$$

Onde  $\varphi_c$  é a deformação crítica para início da recristalização dinâmica,  $\varphi_{ss}$  é a deformação para início do estado estacionário,  $d_0$  é o tamanho de grão inicial e  $d_1$  e  $d_2$  são parâmetros dependentes do material.

Após a conformação, ou no intervalo entre etapas, fenômenos microestruturais continuam ocorrendo para eliminar o encruamento até atingir o estado estacionário de organização microestrutural. Estes fenômenos são a recuperação estática e a recristalização estática [SOLTANPOUR, 2012].

A cinética de recristalização estática também segue uma equação do tipo Avrami modificada e pode ser calculada por [BO, 2010; LIANG-YUN, 2011]:

Equação 24: Cinética de recristalização estática.

$$X_{SRX} = 1 - \exp \left[ -0,693 \left( \frac{t}{t_{0,5}} \right)^k \right]$$



Sendo que:

Equação 25: Cálculo do tempo necessário para 50% de recristalização estática.

$$t_{0,5} = f_1 \cdot d_0^{f_2} \cdot \varphi^{f_3} \cdot \exp \frac{Q_{SRX}}{R \cdot T}$$

O tamanho de grão recristalizado estaticamente pode ser calculado por:

Equação 26: Cálculo para tamanho de grão recristalizado estaticamente.

$$d_{SRX} = c_1 \cdot d_0^{c_2} \cdot \varphi^{c_3} \cdot Z_m^{c_5}$$

Onde  $d_0$  é o tamanho de grão inicial,  $t$  é o intervalo de tempo entre incrementos de deformação,  $t_{0,5}$  é o tempo para 50% de recristalização estática e  $k, c_i, f_i$  são parâmetros dependentes do material.

Quando a recristalização está completa, subsequente crescimento de grão ocorre no material que se encontra ainda em alta temperatura. De acordo com Sellars, o crescimento de grão pode ser calculado por [SELLARS, 1979]:

Equação 27: Cálculo para crescimento de grão.

$$d_{gg} = d_0^{hd_2} + h \cdot d_3 \cdot t \cdot \exp \frac{-Q_{gg}}{RT}$$

Onde  $d_0$  é o tamanho de grão inicial,  $t$  é o intervalo de tempo entre incrementos de deformação,  $t_{0,5}$  é o tempo para 50% de recristalização estática e  $h$  e  $d_i$  são parâmetros dependentes do material.

Todos os parâmetros dependentes do material presentes nas equações  $\{a_i, b_i, c_i, d_i, e_i, f_i, g_i, \dots\}$  devem ser determinados experimentalmente usando métodos de regressão. Métodos de como obter estes parâmetros estão descritos na literatura [LIANG-YUN, 2011; SELLARS, 1979; SOLTANPOUR, 2012; YANAGIMOTO, 2005].

### 3.5. Aços baixa liga

Aços baixa liga são aços que apresentam propriedades mecânicas superiores aos aços carbono planos devido à adição de elementos químicos como cromo, níquel e molibdênio em

sua composição química. Os teores de elementos de liga na composição química de um aço baixa liga variam de cerca de 2% em peso para até teores logo abaixo aos teores presentes em aços inoxidáveis, que contém um mínimo de 10% de cromo [ASM HANDBOOK 1, 2002]. Esta classe de aço apresenta como característica geral boa temperabilidade, elevada resistência mecânica, excelente usinabilidade e boa forjabilidade, sendo comumente utilizados em aplicações de engenharia nas quais altos valores de resistência e tenacidade são requeridos [LIMA, 2007, McPHERSON, 2008].

Os aços baixa liga podem ser classificados de acordo com: *a composição química* (aços níquel, aços níquel-cromo, aços cromo, aços cromo-molibdênio e assim por diante); o *tratamento térmico* empregado (aços temperados e revenidos, aços normalizados e revenidos, recozidos, etc) e a *soldabilidade* [ASM HANDBOOK 1, 2002; TOTTEN, 2006].

Como é grande a variedade de composições químicas e condições de tratamentos térmicos possíveis, é vasta também a gama de aços classificados como baixa liga. Cada tipo apresenta em sua composição química, elementos de liga que, nas quantidades adicionadas, conferem propriedades específicas ao aço.

### **3.5.1 Características do aço baixa liga AISI 4140 (DIN 42CrMo4):**

O aço AISI 4140, ou DIN 42CrMo4 conforme a norma alemã, é um aço hipoeutetóide pertence à família dos aços baixa liga com teor médio de carbono, cujos principais elementos de liga presentes na composição química são Cr e Mo. De modo geral, a adição do teor de Cr tende a promover maior profundidade de dureza, enquanto que o teor de Mo tende a promover uniformidade de dureza e maior resistência mecânica [LIMA, 2006; McPHERSON, 2008]. O aço AISI 4140 apresenta ótimo balanço de propriedades, das quais é possível citar como as principais: boa resistência mecânica, média usinabilidade, baixa soldabilidade, boa ductilidade e tenacidade. Este aço pode se enquadrar também como aço baixa liga tratável termicamente, sendo utilizado comumente na condição temperado e revenido, ou normalizado, temperado e revenido. Em razão destas características, é um material amplamente utilizado para aplicações em engenharia e elementos de máquinas como eixos, pinos, bielas, virabrequins, corpos pressurizados, pistões, engrenagens, flanges, rebites, etc. Pode também ser utilizado na fabricação de matrizes e ferramentas para conformação de ligas de alumínio, cobre e magnésio. [LIMA, 2006; CHEN, 2012]. A Tabela 5 apresenta a composição química básica para o AISI 4140.

Tabela 5: Composição química do aço AISI 4140 conforme AISI/SAE [ASM HANDBOOK 1, 2002].

<b>Elemento</b>	<b>C</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>Si</b>	<b>Cr</b>	<b>Mo</b>
<b>% peso</b>	0,38-0,43	0,75-1,00	0,035	0,040	0,15- 0,35	0,80-1,10	0,15- 0,25

O forjamento de aços baixa liga da série 41XX costuma ser realizado a quente, em temperaturas da ordem de 1100 a 1200°C, devido ao endurecimento do material pelo encruamento, e com acabamentos em temperaturas não menores do que 980°C, utilizando-se matrizes fabricadas em aço para trabalho a quente da série H11 ou H13. A Tabela 6 apresenta as propriedades mecânicas típicas do aço AISI 4140.

Tabela 6: Propriedades mecânicas típicas do aço AISI 4140. Adaptado de [McPHERSON, 2008]

<b>Propriedades</b>	<b>Valor</b>	<b>Condição</b>
<b>Densidade [<math>\rho</math>] (<math>\times 10^3 \text{ Kg.m}^{-3}</math>)</b>	7,7-8,0	Normalizado a 870°C
<b>Coefficiente de Poisson [<math>\nu</math>]</b>	0,27-0,3	Normalizado a 870°C
<b>Módulo de Young [E] (GPa)</b>	190-210	Normalizado a 870°C
<b>Resistência à tração [<math>\sigma_t</math>] (MPa)</b>	1020	Normalizado a 870°C
<b>Limite de escoamento [<math>\sigma_{esc}</math>] (MPa)</b>	655	Normalizado a 870°C
<b>Alongamento na ruptura (%)</b>	17	Normalizado a 870°C
<b>Redução em área (%)</b>	47	Normalizado a 870°C
<b>Dureza (HB)</b>	197	Temperado
<b>Resistência ao impacto (J) – Izod</b>	55	Temperado

O comportamento mecânico do aço 4140 pode ser também otimizado através de tratamentos térmicos e termomecânicos, com o objetivo de obter uma microestrutura homogênea e tamanho de grão refinado. Em seu trabalho, Smoljan [SMOLJAN, 2004] aplicou diferentes ciclos de tratamentos térmicos com o objetivo de reduzir o tamanho de grão do aço 4140. Através dos resultados obtidos, Smoljan mostrou que a resistência mecânica e a tenacidade do material estão diretamente ligadas ao refino microestrutural, sendo que quanto menor o tamanho de grão e mais homogêneo for ao longo do material, maior o ganho tanto em tenacidade em limite de escoamento do aço 4140.

## 4. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste trabalho, o Método de Elementos Finitos foi utilizado para analisar o processo de forjamento em matriz aberta para produção de eixos vazados para aplicação em aerogeradores de energia. Através do processo de forjamento em matriz aberta pretende-se, a partir da geometria ilustrada na Figura 16-a, obter-se a geometria final, conforme ilustrada na Figura 16-b, pela redução da seção transversal e estiramento da peça, procurando-se formar um flange de aproximadamente 50 mm, mantendo-se o diâmetro externo inicial nesta região do flange. Este processo é realizado incrementalmente, ou seja, apenas uma região da geratriz é deformada em cada passo do processo.

Pela lei de conservação de volume e pela geometria da peça final pretendida, e através de testes realizados previamente no Instituto de Conformação Mecânica da Universidade Técnica de Aachen [SCHÄFER, 2010-b], optou-se inicialmente por adotar um modelo que se baseia em utilizar uma geratriz cilíndrica vazada, sustentada por um mandril cônico inserido ao longo do diâmetro interno da geratriz, somado a duas matrizes, uma superior plana e outra inferior com geometria em V com ângulo de abertura de  $120^\circ$ , conforme ilustrado na Figura 17. De acordo com a literatura, esta combinação de matrizes é mais adequada do que um par de matrizes planas, já que esta combinação facilita o manuseio da geratriz durante o FMA, induz maiores graus de deformação no interior do forjado e é mais eficaz no fechamento de vazios internos [PARK, 1997].

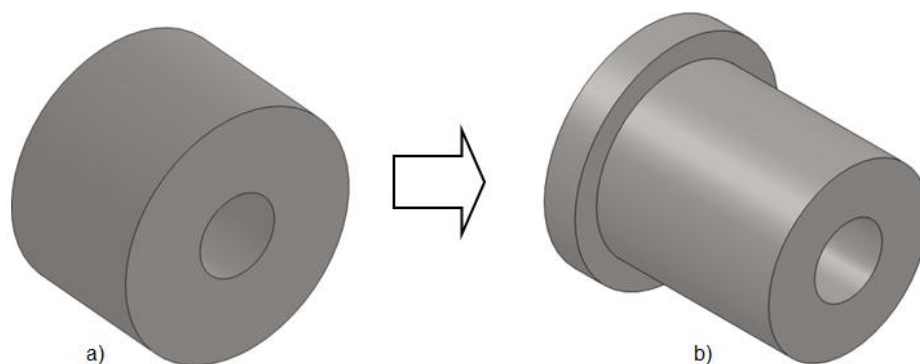


Figura 16: a) Geometria da geratriz e b) geometria pretendida para o eixo vazado.

A partir do modelo numérico inicialmente proposto, pretende-se otimizar o processo de forjamento em matriz aberta, buscando-se atingir uma determinada configuração de geometria e processo que possibilite um campo de deformações homogêneo ao longo da peça forjada, assegurando a consolidação da linha central do lingote, onde, conforme visto anteriormente, a

tendência de existência de defeitos como vazios e porosidades é maior. Também busca-se a condição de processo que propicie uma microestrutura refinada e homogênea, por meio da recristalização dinâmica, levando em consideração também aspectos dimensionais e cargas necessárias para conformação. Para atingir estes objetivos foram realizados cinco diferentes experimentos numéricos, avaliando em cada experimento numérico diferentes parâmetros do processo de FMA, citados resumidamente a seguir. Estes experimentos numéricos estão descritos com maiores detalhes no item 4.2.

**a) Primeiro experimento numérico:** Baseado no modelo de ferramental inicialmente proposto ilustrado na Figura 17, avalia-se neste experimento numérico duas diferentes sequências operacionais de forjamento, buscando-se avaliar a metodologia mais adequada para o processo que se deseja reproduzir;

**b) Segundo experimento numérico:** Utilizando a sequência operacional mais adequada obtida através dos resultados do Primeiro Experimento Numérico, compara-se o processo utilizando o par de matrizes inicialmente proposto, conforme ilustra a Figura 17, composto de uma matriz superior plana e uma matriz inferior de geometria V com abertura de  $120^\circ$ , e um segundo modelo utilizando um par de matrizes iguais, de geometria V com abertura de  $120^\circ$ , indicado pela literatura como mais adequado.

**c) Terceiro experimento numérico:** com base nos resultados obtidos no Segundo Experimento Numérico, são avaliadas diferentes geometrias de matrizes, baseadas em geometrias comumente utilizadas no processo de FMA e também em geometrias variadas, propostas por trabalhos da literatura, verificando-se qual geometria é a mais adequada ao processo em estudo;

**d) Quarto experimento numérico:** A geometria de ferramental mais adequada obtida pelos resultados do Terceiro Experimento Numérico foi otimizada com base em trabalhos da literatura, levando em consideração diferentes razões de mordida;

**e) Quinto experimento numérico:** Por último, com base nas relações geométricas otimizadas obtidas no Quarto Experimento Numérico, são realizados experimentos numéricos visando avaliação de diferentes ângulos de giro entre cada incremento de deformação, de modo a avaliar a influência deste ângulo de giro na qualidade do produto final forjado, levando em consideração todos os aspectos de qualidade do produto anteriormente citados.

#### 4.1. Modelagem numérica

A modelagem numérica tridimensional e as simulações termomecânicas foram realizadas utilizando o software de elementos finitos para conformação mecânica PEP/Larstran, acoplado ao módulo de simulação de microestrutura *Strucsim*. Para a discretização da geratriz, utilizou-se uma malha de elementos hexaédricos de 8 nós, com um tamanho de elemento de 20 mm, baseados nos resultados otimizados obtidos por Schäfer e Medeiros [MEDEIROS, 2012; SCHÄFER, 2011]. Esta malha foi definida após análises com tamanho maior de elemento, que mostraram resultados insatisfatórios devido a distorções na malha, e também após análises com um tamanho menor de elemento, que resultaram em um tempo muito elevado de simulação, não se tornando viável na prática, além de praticamente nenhuma variação nos resultados obtidos. A Figura 17 ilustra o modelo de geometrias inicialmente utilizado, e a Figura 18 ilustra o modelo numérico discretizado inicialmente utilizado.

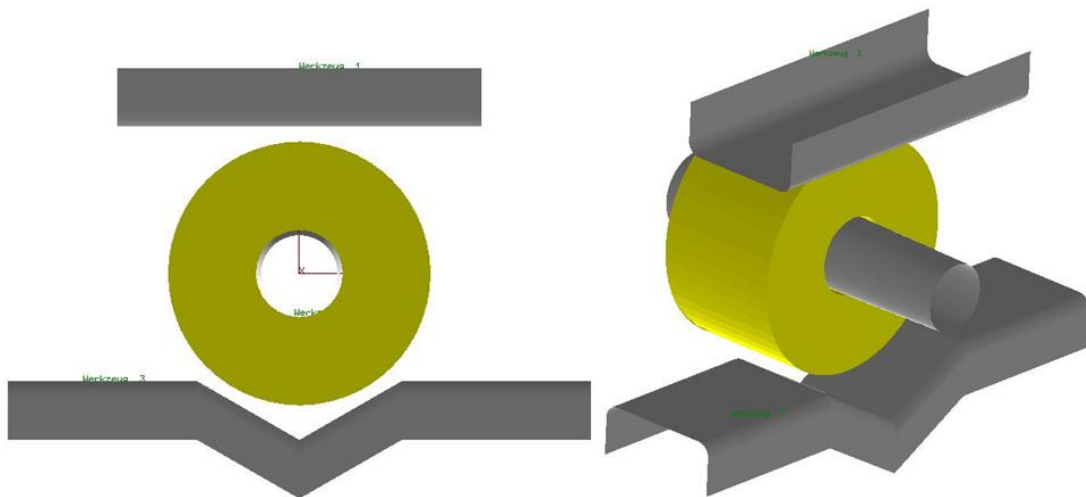


Figura 17: Vistas frontal e isométrica do modelo inicial adotado.

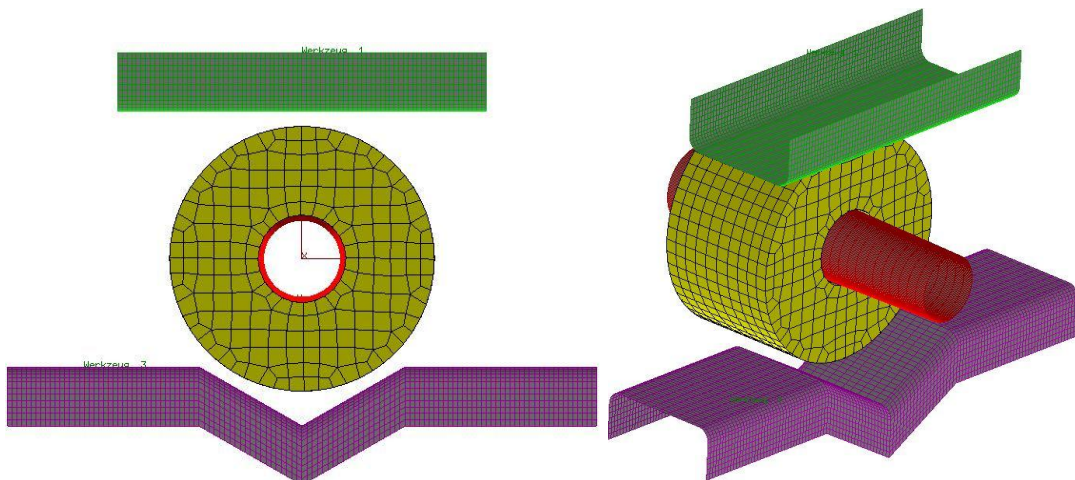


Figura 18: Modelo numérico adotado nas simulações, com geometria discretizada.

#### 4.1.1 Definição dos parâmetros de simulação e condições de contorno

A inserção de parâmetros mecânicos e térmicos corretos relacionados com o processo termomecânico nas simulações numéricas é necessária para que se obtenham resultados confiáveis. No software PEP/Larstran, estes parâmetros são: coeficiente de atrito coulumbiano entre geratriz e ferramentas, coeficientes térmicos, propriedades de materiais, curvas de escoamento, temperaturas da geratriz, da matriz e do meio ambiente e velocidades de matrizes.

Nas simulações realizadas, para todos experimentos numéricos, foi utilizado o valor de coeficiente de atrito coulumbiano de 0,3 (lubrificação deficiente), de acordo com o manual do software e com a literatura [FRANZKE, 2005; MARTINS, 2009; MEDEIROS, 2012]. Os valores de condutividade térmica, calor específico e coeficiente de expansão térmica utilizados foram de  $30,4 \text{ W.K}^{-1}.\text{m}^{-1}$ ,  $642 \text{ J. K}^{-1}.\text{kg}^{-1}$  e  $1,25.10^{-5} \text{ K}^{-1}$ , respectivamente, para o aço DIN 42CrMo4, de acordo com o manual do software e a literatura [FRANZKE, 2009; MEDEIROS, 2012; PHILIPP, 1993]. Estes valores também foram utilizados para todas as simulações, em todos os experimentos numéricos realizados. Os parâmetros de temperatura inicial da geratriz e temperatura das matrizes foram selecionados baseados nas temperaturas utilizadas em processos reais e em trabalhos da literatura [BRAGA, 2005; FROTA Jr, 2009]. Estes valores foram mantidos como padrão para todas as simulações numéricas realizadas. A Tabela 7 apresenta os parâmetros de processo inseridos nas simulações. Diferentemente do que ocorre no processo real, nas simulações com o PEP/Larstran o mandril é fixo e as matrizes se movimentam, tanto linearmente quanto em rotação, em relação ao eixo do mandril e transladadas na direção axial do mandril. Esta diferença de configuração deve-se à necessidade de definição de um sistema de coordenadas para movimento localizado no mandril [SCHÄFER, 2011].

Tabela 7: Parâmetros de processo utilizados nas simulações numéricas.

Parâmetro	Valor	Referência
<b>Coeficiente de atrito</b>	0,3	[MEDEIROS, 2012]
<b>Temperatura da geratriz</b>	1120°C	--
<b>Temperatura das matrizes</b>	30°C	--
<b>Material da geratriz</b>	DIN 42CrMo4	--
<b>Velocidade das matrizes</b>	15 mm.s <sup>-1</sup>	--
<b>Condutividade térmica</b>	30,4 W.K <sup>-1</sup> .m <sup>-1</sup>	[PHILLIP, 1993]
<b>Calor específico</b>	642 J. K <sup>-1</sup> .kg <sup>-1</sup>	[PHILLIP, 1993]
<b>Coeficiente de expansão térmica</b>	1,25.10 <sup>-5</sup> K <sup>-1</sup>	[PHILLIP, 1993]
<b>Tipo de elemento</b>	Hexaédrico, 8 nós	--
<b>Nº de elementos</b>	1960	--

Também, devido à necessidade de manter a geratriz fixa em algum ponto de referência, para que a mesma permanecesse imóvel ao longo da simulação, para todas as simulações em todos experimentos numéricos foi adotada uma condição de contorno de fixação manual de alguns nós da malha de elementos finitos, ao longo da região próxima ao diâmetro interno, do mesmo lado no qual o mandril possui o diâmetro maior, conforme ilustra a Figura 19. Esta condição de contorno estabelece que os nós selecionados possuem velocidade nos eixos X, Y e Z igual a zero.

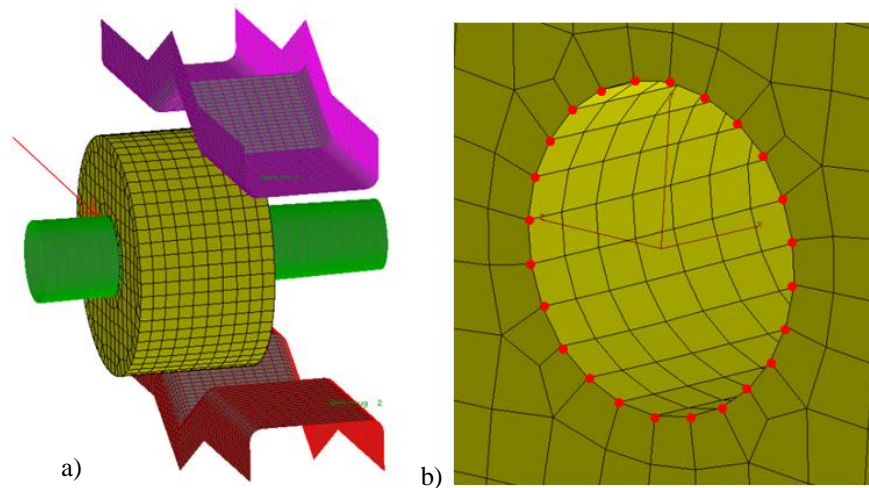


Figura 19: (a) Região de fixação dos nós e (b) nós fixos (em vermelho).

#### 4.1.2 Propriedades de material nas simulações

Eixos para aplicações de grande porte são comumente fabricados em aço AISI 4140 (DIN 42CrMo4). Este foi o material empregado nas simulações. As curvas de escoamento do material foram levantadas no Instituto de Conformação Mecânica da Universidade Técnica de Aachen, através de ensaios de compressão a quente, utilizando-se corpos de prova cilíndricos, com altura inicial de 15 mm e diâmetro inicial de 10 mm, até deformações verdadeiras em altura de 0,8, com condições controladas de temperatura e velocidade de deformação. A Tabela 8 apresenta a composição química do material presente no banco de dados do software PEP/Larstran.

Tabela 8: Composição química do aço DIN 42CrMo4 do banco de dados do software de simulação.

Elemento	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	P	N	S	Ni	O
% (em peso)	0,54	0,36	0,98	1,05	0,04	0,13	0,02	0,01	0,007	0,15	0,01

Os dados referentes às curvas de escoamento se encontram no banco de dados do software através de valores tabelados. As curvas de escoamento presentes no banco de dados



estão ilustradas na Figura 20, para diferentes temperaturas e diferentes velocidades de deformação.

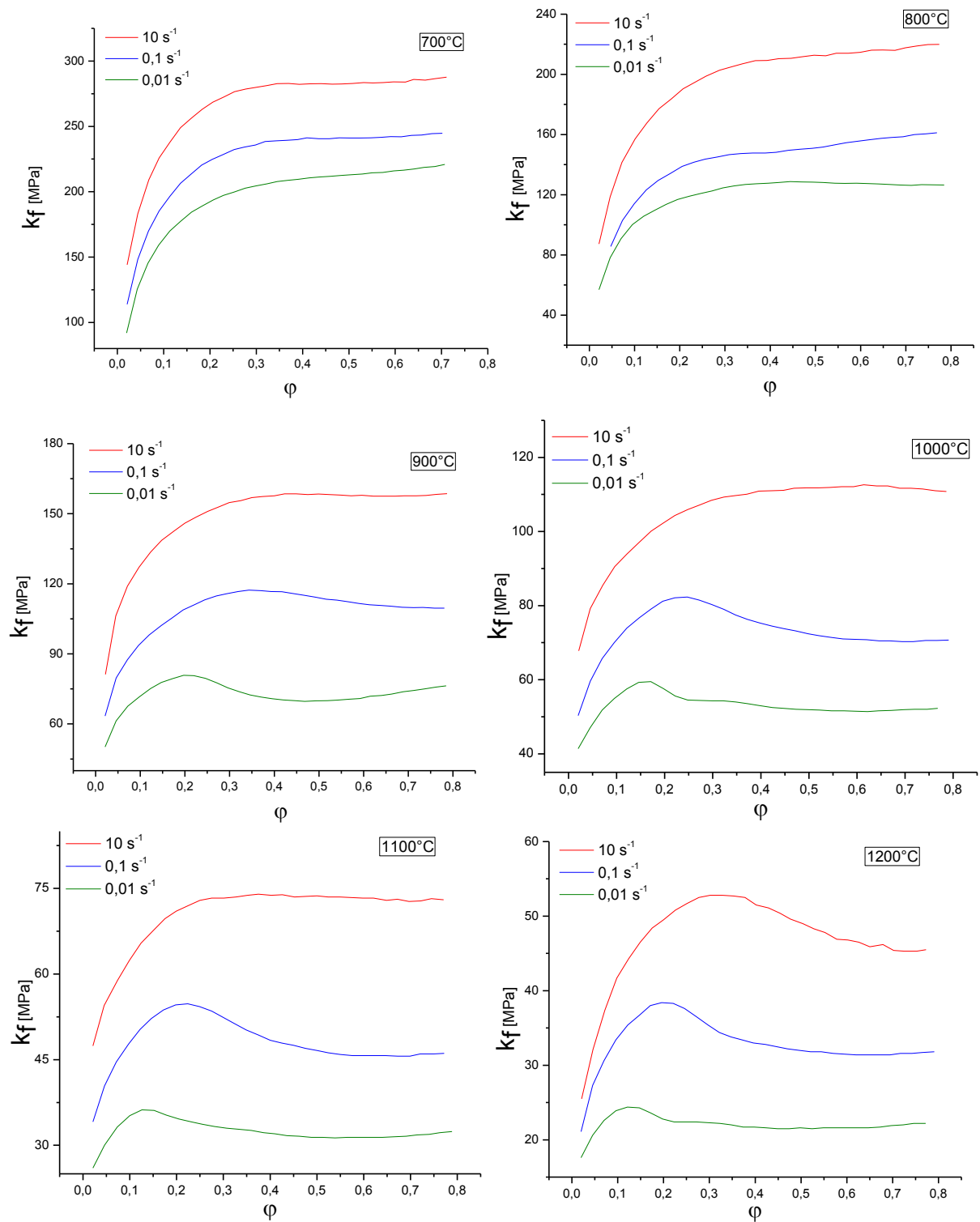


Figura 20: Curvas de escoamento do aço DIN 42CrMo4 no banco de dados do PEP/Larstran.

## 4.2. Experimentos Numéricos

O fluxograma ilustrado na Figura 21 apresenta a sequência de experimentos numéricos adotados neste trabalho.

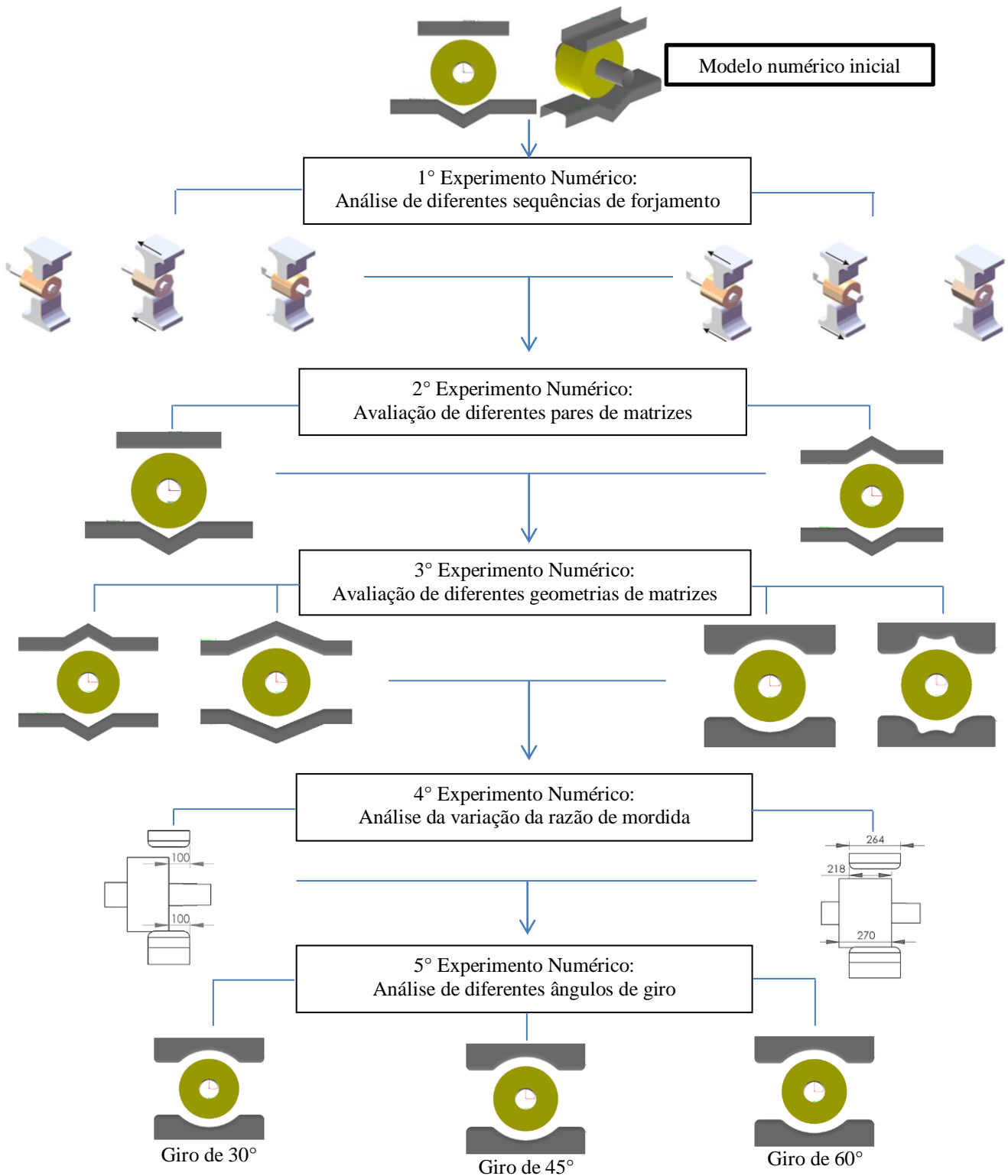


Figura 21: Fluxograma dos diferentes experimentos numéricos realizados.

#### 4.2.1 Primeiro Experimento Numérico: Sequência operacional de forjamento

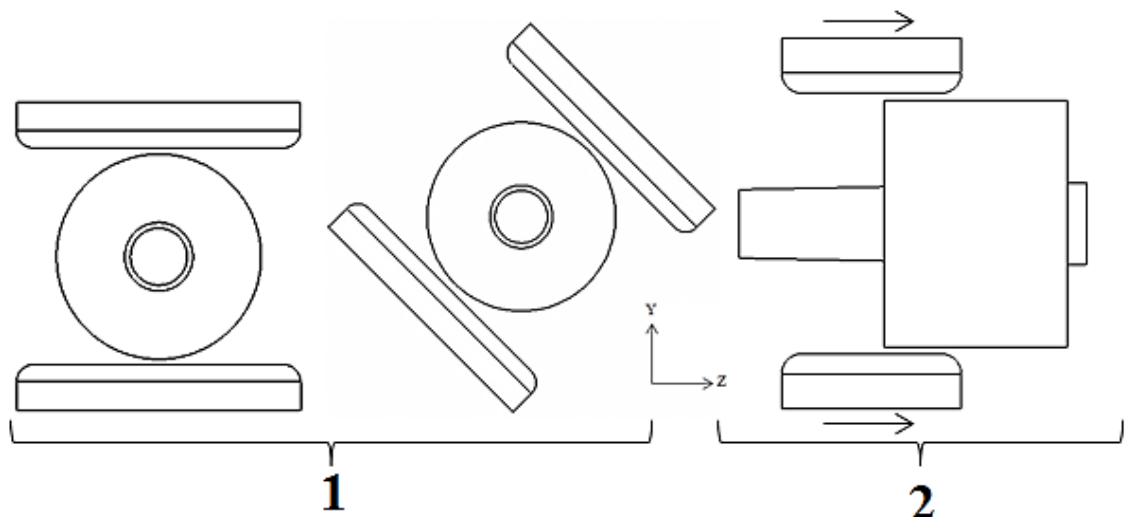
O objetivo deste experimento numérico é avaliar diferentes sequências operacionais de forjamento a quente para a produção de um eixo vazado, partindo-se de uma geratriz com cerca de 141 kg. São analisadas duas diferentes sequências operacionais, comparando-se os resultados relacionados aos aspectos geométricos da peça final, alongamento médio, cargas de conformação, perfil de deformações e recristalização ao longo do processo de conformação. Para ambas sequências operacionais, o modelo de ferramental adotado consiste em uma matriz superior plana, uma matriz inferior de geometria V com abertura de  $120^\circ$  e uma geratriz vazada sustentada por um mandril cônico, conforme ilustrado na Figura 18.

Um processo de FMA para a produção de peças de grande porte usualmente pode necessitar de cerca de dois ou três reaquecimentos, e a cada estágio do processo podem ocorrer inúmeras operações de redução na seção transversal da peça [DUDRA, 1990]. Para simplificar as análises, apenas a etapa de deformações relacionadas ao primeiro aquecimento é simulada, o que já é suficiente para se analisar os resultados pretendidos neste trabalho.

As duas sequências operacionais empregadas são descritas a seguir:

- **Sequência operacional-A:** Na sequência operacional-A, a geratriz é deformada completamente na primeira metade, rotacionando-o  $45^\circ$  a cada incremento de deformação. Após a primeira etapa de deformações as matrizes avançam 50 mm e o processo ocorre novamente, até deformar a segunda metade, lembrando que são mantidos 50 mm sem deformação na geratriz, para formação do flange.
- **Sequência operacional-B:** Na sequência operacional-B, a geratriz é deformada completamente na primeira e segunda metades. Após o primeiro incremento de deformação, as matrizes avançam 50 mm para o segundo incremento. Em seguida, as matrizes retornam às posições originais e rotacionam  $45^\circ$ . O processo se repete, com as matrizes deformando a primeira metade, avançando 60 mm e deformando a segunda metade, até a deformação completa ocorrer (nesta metodologia também são mantidos 50mm sem deformação na geratriz, para formação do flange).

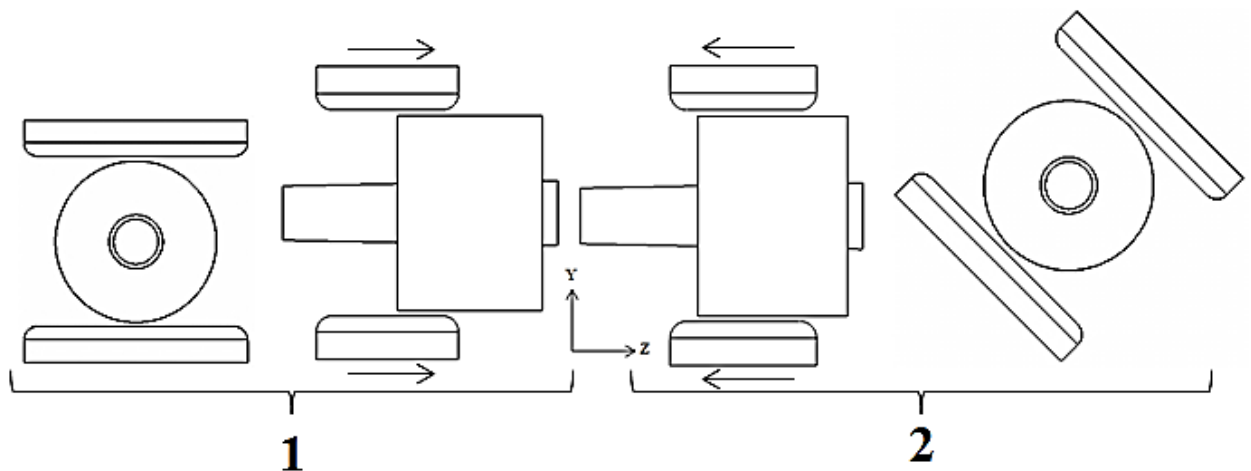
Para todas as simulações, a redução em diâmetro adotada foi de cerca de 8% em relação ao diâmetro inicial, ou seja, para cada passe há um incremento de deformação de 28,8 mm. Os parâmetros de entrada para as simulações são os mesmos descritos na Tabela 7, para ambas sequências operacionais.



São realizados 8 passes de estiramento subsequentes, com as matrizes rotacionando  $45^\circ$  após cada recalque, até completar  $360^\circ$ .

Após completada a deformação em  $360^\circ$ , as matrizes avançam 50 mm ao longo do eixo Z e o processo de estiramento descrito na etapa 1 ocorre novamente.

Figura 22: Sequência operacional-A aplicada.



Após o primeiro desbaste, as matrizes avançam 50 mm ao longo do eixo Z e os passes de estiramento ocorrem novamente, na segunda metade da geratriz.

Após avançarem e deformarem a segunda metade da geratriz, as matrizes retornam 50 mm ao longo do eixo Z, rotacionam  $45^\circ$ , e os passes de estiramento iniciam novamente, até toda geratriz ser forjada.

Figura 23: Sequência operacional-B aplicada.

As matrizes foram posicionadas centralizadas em relação à geratriz e ao mandril, a uma distância de 10 mm da geratriz. Esta distância de 10 mm entre cada matriz e a geratriz foi considerada nas simulações, ou seja, cada matriz se movimenta 24,4 mm ao longo do eixo Y em cada incremento, sendo os primeiros 10 mm até haver contato entre matriz e geratriz, e

então os próximos 14,4 mm de deformação da geratriz. A Figura 24 ilustra o posicionamento inicial das matrizes e do mandril em relação à geratriz, observando que cada matriz inicia a uma distância de 100 mm para fora da geratriz.

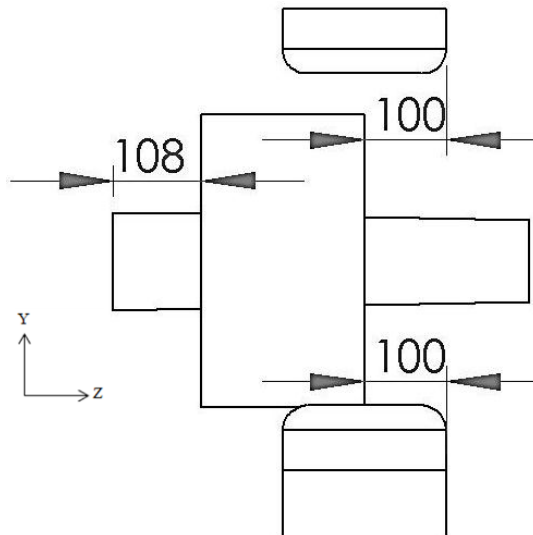


Figura 24: Posicionamento inicial das matrizes e do mandril em relação à geratriz, para o Primeiro Experimento Numérico (em milímetros).

Para as simulações, a modelagem da geratriz, mandril e matrizes foram realizadas com as dimensões ilustradas nas Figuras 25 a 28.

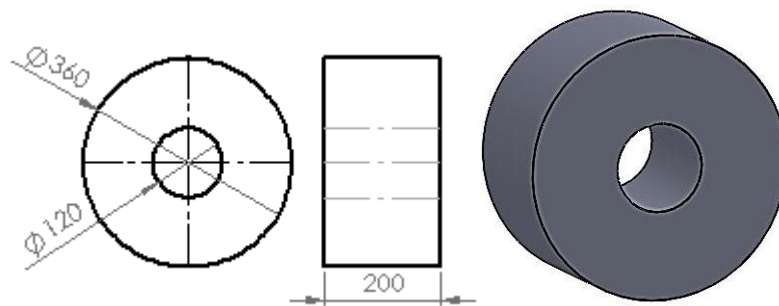


Figura 25: Dimensões e vista isométrica da geratriz utilizada (em milímetros).

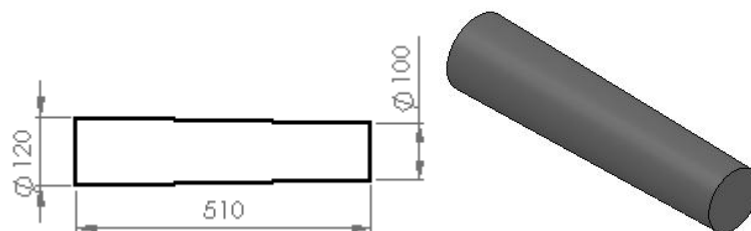


Figura 26: Dimensões e vista isométrica do mandril (em milímetros).

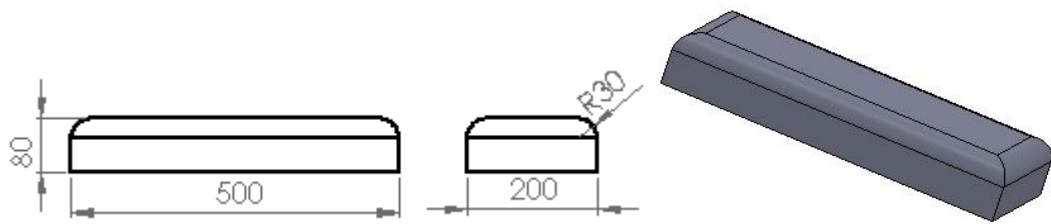


Figura 27: Dimensões e vista isométrica da matriz superior (em milímetros).

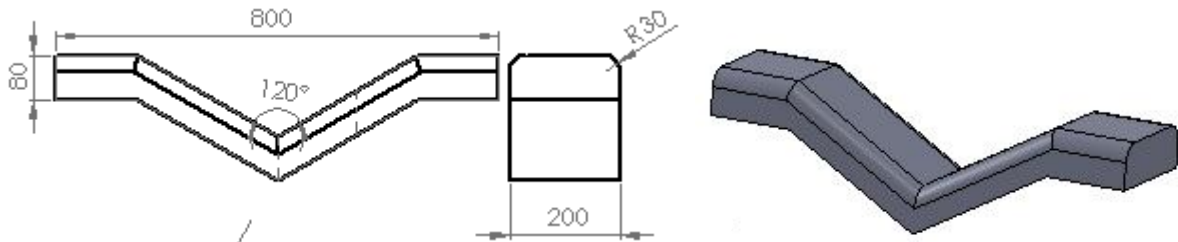


Figura 28: Dimensões e vista isométrica da matriz inferior (em milímetros).

Os resultados obtidos através das simulações numéricas foram comparados e avaliados com base nos critérios descritos a seguir:

- **Aspectos dimensionais e cargas de conformação:**

Os aspectos dimensionais das peças forjadas foram comparados levando-se em consideração o alongamento médio, distorções no diâmetro interno e externo e possíveis imperfeições na peça. O alongamento foi avaliado fazendo-se um corte longitudinal nas peças simuladas numericamente, e medindo-se o alongamento em cinco pontos diferentes na seção longitudinal. O alongamento considerado é a média aritmética dos valores encontrados.

Os valores de carga máxima para as diferentes condições de processo analisadas foram extraídos diretamente dos resultados numéricos apresentados pelo software de simulação.

- **Grau e distribuição de deformação equivalente e consolidação da linha central da peça:**

Foram realizados cortes transversais nas peças forjadas após as simulações para avaliar o grau e a distribuição de deformação equivalente induzida nas peças, ao longo da seção transversal na região central das peças ( $Z=100$  mm), conforme ilustra a Figura 29. Através dos resultados procurou-se avaliar qual condição de processo que tende a propiciar distribuição mais homogênea de deformação equivalente e grau de deformação suficiente para eficácia na consolidação da linha central da peça forjada, de acordo com o que é indicado na literatura.

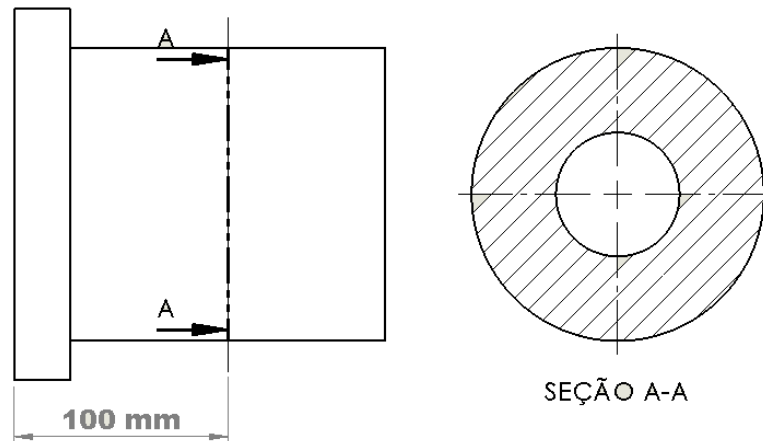


Figura 29: Região de análise dos resultados numéricos de distribuição de deformação equivalente e de fração recristalizada dinamicamente.

- **Evolução microestrutural:**

Da mesma forma como foram realizadas as análises de grau e distribuição de deformação equivalente, para analisar a evolução microestrutural foram realizados cortes transversais nas peças forjadas ao longo da seção transversal na região central das peças ( $Z=100$  mm), conforme ilustra a Figura 29. Os cálculos relacionados à evolução microestrutural foram realizados pelo módulo *Strucsim* acoplado ao PEP/Larstran. Os resultados analisados são relacionados à intensidade e homogeneidade de fração volumétrica de material recristalizado dinamicamente. Através dos resultados procurou-se avaliar qual condição de processo que tende a propiciar microestrutura mais refinada e homogênea ao longo da seção transversal da peça forjada.

Apesar de a recristalização estática e o crescimento de grão ao final do processo serem responsáveis pela microestrutura final e conseqüente comportamento mecânico da peça forjada, é de extrema relevância a análise da recristalização dinâmica, pois ela é diretamente relacionada à eficácia da deformação induzida no material, ou seja, um processo que propicie um grau de deformação equivalente maior e mais homogêneo no material conseqüentemente irá permitir que a recristalização ocorra em uma fração mais significativa do material e de maneira mais homogênea, propiciando a obtenção de uma microestrutura homogênea, refinada e livre de defeitos, requisitos importantes para componentes que serão expostos a grandes solicitações mecânicas e carregamentos cíclicos.

#### 4.2.2 Segundo Experimento Numérico: Par de matrizes

Este experimento numérico visa avaliar o modelo inicialmente proposto, ilustrado na Figura 17, consistindo de uma matriz superior plana e uma matriz inferior V-120° com um modelo que utiliza um par de matrizes idênticas de geometria em V com abertura de 120°, conforme ilustra a Figura 30. A literatura indica que um par de matrizes de mesma geometria, no caso se tratando de geometria em V, apresenta melhores resultados relacionados à consolidação da linha central de forjados de grande porte, se comparado com um par de matrizes de diferente geometria [DUDRA, 1990]. Portanto, este experimento numérico visa a comparação entre estes dois diferentes modelos no processo de FMA para a produção de um eixo vazado. As dimensões das duas matrizes em V são as mesmas do modelo inicialmente proposto, ilustradas na Figura 28.

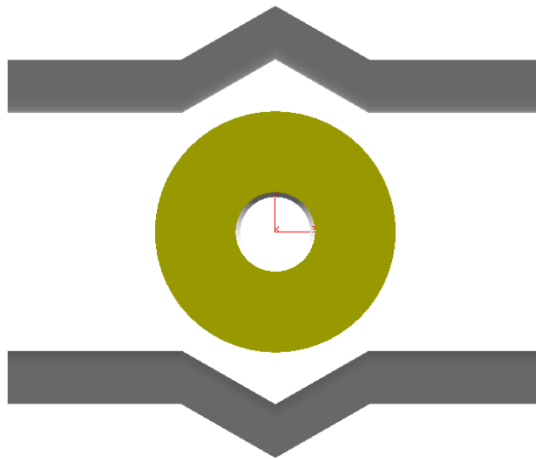


Figura 30: Vista frontal do modelo utilizando um par de matrizes V-120°.

Portanto, neste experimento numérico foram avaliados os dois diferentes pares de matrizes, o primeiro adotando matriz superior plana e matriz inferior em V com abertura de 120° e o segundo adotando as duas matrizes em V com abertura de 120°. Os resultados analisados são relacionados aos aspectos dimensionais da peça, cargas para conformação, distribuição de deformação e consolidação da linha central do forjado e evolução microestrutural, da mesma forma como descrito no item 4.2.1 Os parâmetros de processo utilizados são os apresentados na Tabela 7, com incrementos de deformação de 28,8 mm, aplicando-se a metodologia de forjamento mais adequada de acordo com os resultados do Primeiro Experimento Numérico.



### 4.2.3 Terceiro Experimento Numérico: Geometria de matrizes

O objetivo deste experimento numérico é analisar o processo de FMA comparando-se ao conjunto de matrizes de geometria V com abertura de  $120^\circ$  com outras quatro diferentes geometrias de matrizes baseadas em trabalhos da literatura. Foram avaliadas as influências de diferentes geometrias de matrizes, comparando os seguintes resultados: aspectos dimensionais da peça, cargas para conformação, distribuição de deformação e consolidação da linha central do forjado e evolução microestrutural, conforme descrito no Item 3.2.1. As geometrias avaliadas foram: V- $120^\circ$ , V- $135^\circ$ , côncava e radial-trapezoidal.

- **Matriz V- $135^\circ$ :**

A matriz denominada como V- $135^\circ$  consiste em uma matriz de geometria V com ângulo de abertura de  $135^\circ$ , cujas dimensões estão ilustradas na Figura 31. Esta geometria foi baseada nos trabalhos de Sinatora e colaboradores [SINATORA, 2006] e Frota Jr. [FROTA Jr, 2009]. Sinatora e colaboradores compararam, através de simulação numérica e experimentos físicos com plasticina, duas diferentes geometrias de matrizes para o forjamento a quente de grandes lingotes, uma plana e uma geometria em V com abertura de  $135^\circ$ . Seus resultados mostraram que um par de matrizes em V- $135^\circ$  (uma inferior e outra superior) propiciam uma redução mais rápida na seção transversal do lingote, além de distribuição de deformação mais homogênea e de maior intensidade ao longo da seção transversal do lingote, enquanto que matrizes planas acarretaram em uma distribuição de deformação heterogênea, mais concentrada no centro da seção transversal do lingote. Matrizes planas também acarretaram em propagação de trincas nas extremidades do lingote, ao contrário do que ocorreu com matrizes em V.

Estes resultados levaram ao interesse de se avaliar o comportamento de matrizes V- $135^\circ$  também com geratrizes vazadas. A Figura 31 ilustra as dimensões da matriz V- $135^\circ$  utilizada nas simulações.

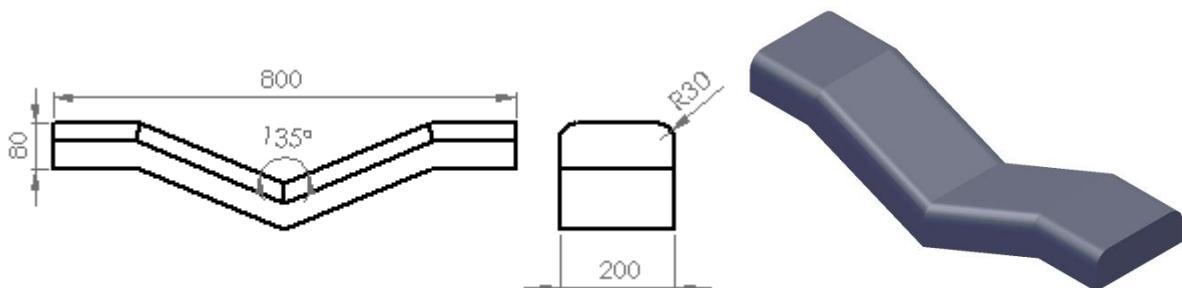


Figura 31: Dimensões referentes à matriz V- $135^\circ$  (em milímetros).

- **Matriz Côncava:**

A matriz denominada como côncava foi baseada nos trabalhos desenvolvidos por Dyja e colaboradores e Choi e colaboradores. Dyja e colaboradores [DYJA, 2004] compararam, através de simulações numéricas e procedimentos experimentais, duas diferentes geometrias de matrizes, uma côncava e outra radial-trapezoidal, avaliando fatores como a distribuição das intensidades de deformação ao longo de um lingote de aço forjado a quente, alongamento, cargas de conformação, etc. Os resultados demonstram que matrizes côncavas apresentam os melhores resultados em relação à homogeneidade de intensidades de deformação na peça forjada, enquanto que a geometria radial-trapezoidal apresenta melhores resultados em relação à cargas de conformação e alongamento, sendo mais viável economicamente. Choi e colaboradores analisaram o processo de FMA através do FEM, utilizando uma matriz côncava tanto para a etapa de estiramento quanto para a etapa de acabamento, avaliando diferentes avanços e ângulos de giro. Seus resultados mostraram que é viável a produção de barras de seção circular através do emprego de matrizes côncavas tanto para o forjamento em si quanto para a etapa final de acabamento, sendo necessário um cuidado criterioso com o ângulo de giro durante estas duas etapas [CHOI, 2006].

Estes estudos foram realizados utilizando-se geratrizes maciças, e pouca informação há sobre geratrizes vazadas. Portanto, é interessante a análise destas diferentes geometrias empregadas no forjamento para a produção de componentes vazados. A Figura 32 ilustra as dimensões da matriz côncava utilizada nas simulações, baseadas no trabalho de Dyja e colaboradores [DYJA, 2004].

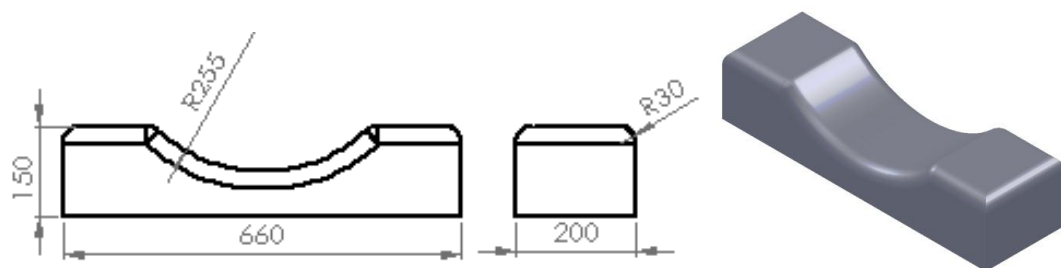


Figura 32: Dimensões referentes à matriz côncava (em milímetros).

- **Matriz Radial-Trapezoidal:**

Da mesma forma que a matriz côncava, a matriz denominada como radial-trapezoidal foi baseada também no trabalho desenvolvido por Dyja e colaboradores [DYJA, 2004]. A Figura 33 ilustra as dimensões da matriz radial-trapezoidal utilizada nas simulações.

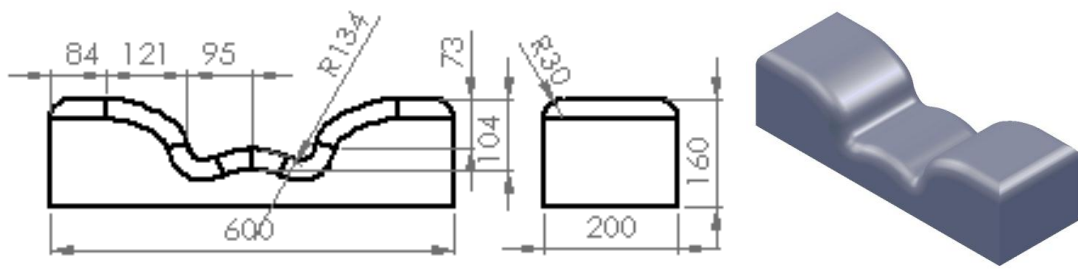


Figura 33: Dimensões referentes à matriz radial-trapezoidal (em milímetros).

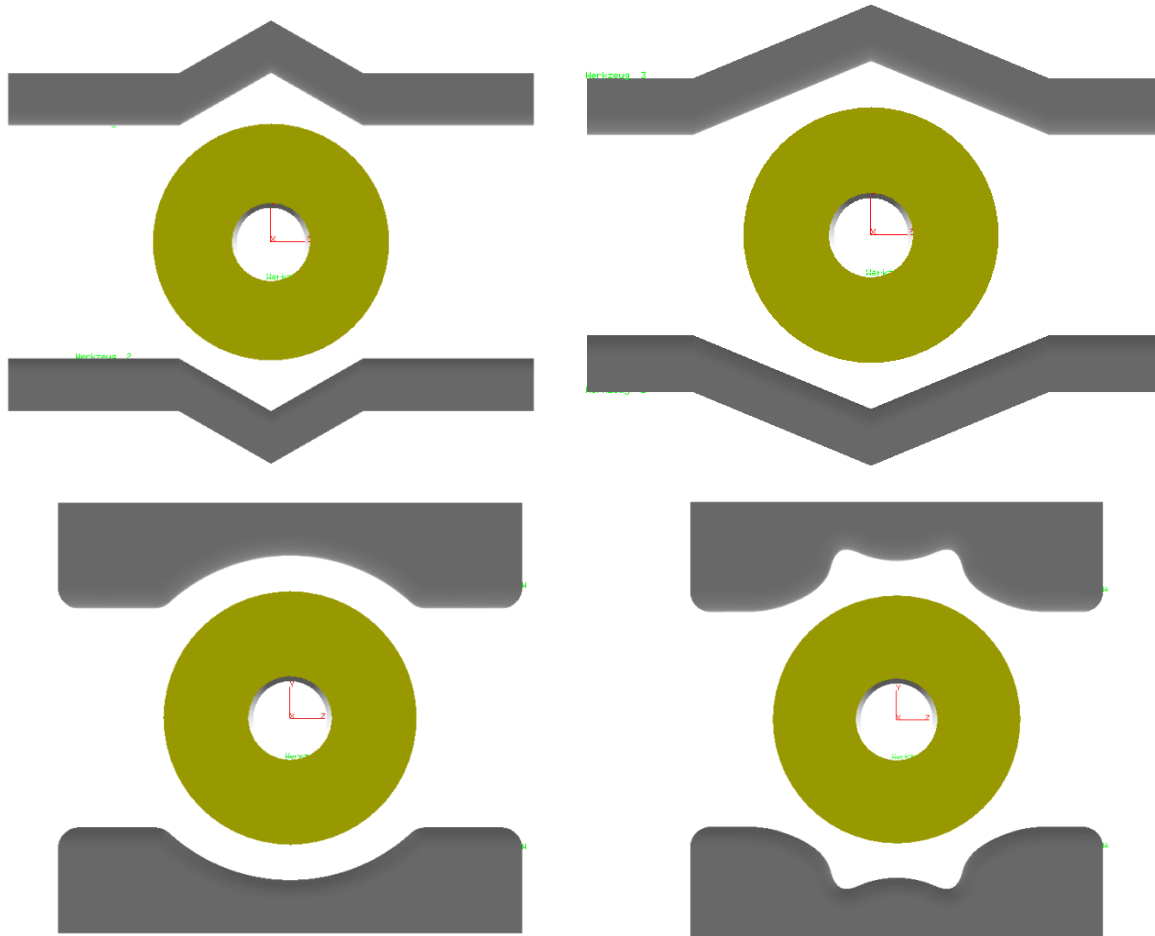


Figura 34: Modelos numéricos das diferentes geometrias de matrizes utilizadas:  
(a) V-120°, (b) V-135°, (c) côncava e (d) radial-trapezoidal.

#### 4.2.4 Quarto Experimento Numérico: Otimização de Ferramental

Conforme o que foi apresentado no Item 3.2, é vasta a literatura que indica como ideal a razão de mordida ( $B$ ) (*bite ratio*, da terminologia inglesa), que é a largura de contato matriz-peça ( $S_B$ ) dividida pela altura (no caso o diâmetro) do lingote, em torno de 0,6, sendo que razões maiores tendem a exigir maiores cargas de conformação, mas não adicionam benefícios ao processo. Para atender a este critério, neste Experimento Numérico a geometria

de matrizes que apresentou resultados mais satisfatórios no Experimento Numérico 3 foi modificada para uma largura de 264 mm, com um raio de canto de 30 mm e uma altura de 80 mm, e a geratriz foi redimensionada para um comprimento de 270 mm, mantendo o diâmetro interno de 360 mm e o diâmetro interno de 120 mm, levando assim a uma razão de mordida de 0,6 ( $B = 0,6$ ). O objetivo é avaliar qual razão de mordida ( $B$ ) possibilita uma maior homogeneidade de deformações ao longo da peça forjada, levando em consideração também a consolidação da linha central do lingote, e homogeneidade microestrutural, além de aspectos dimensionais e cargas para conformação, conforme descrito no Item 4.2.1. Portanto, a razão de mordida de 0,3 ( $B = 0,3$ ), utilizada nos experimentos numéricos anteriores, com matriz de largura de 200 mm e posicionamento inicial conforme ilustrado na Figura 35-a foi comparada com a geometria modificada descrita acima ( $B=0,6$ ). Para esta nova configuração, as matrizes foram mantidas 46 mm fora da geratriz, e posicionadas de modo a prever os 50 mm de flange na peça forjada. Portanto, 218 mm da largura da matriz se encontram em contato com a geratriz ( $S_B = 218$  mm), resultando em uma razão de mordida ( $B$ ) de 0,6. A Figura 35-b ilustra o posicionamento da geratriz, das matrizes e do mandril no início da simulação para a configuração  $B = 0,6$ .

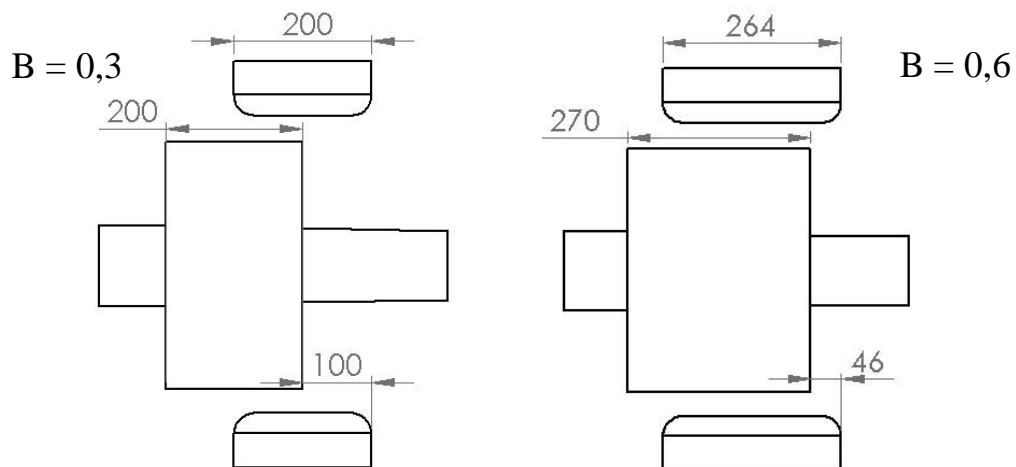


Figura 35: (a) Posicionamento no início da simulação utilizando a  $B = 0,3$  e (b) posicionamento no início da simulação utilizando  $B = 0,6$ .

Para a razão de mordida de 0,3, os parâmetros de simulação utilizados são os mesmos apresentados na Tabela 7, utilizando a metodologia de forjamento adequada obtida de acordo com os resultados obtidos no Experimento Numérico 1, utilizando a geometria de matrizes mais adequada de acordo com os resultados obtidos nos Experimentos Numéricos 2 e 3. Para a razão de mordida  $B = 0,6$ , os parâmetros de simulação utilizados também são os mesmos apresentados na Tabela 7, no entanto a metodologia de processo utilizada foi a seguinte: a geratriz é forjada através de 8 incrementos sucessivos de deformação, rotacionando-o  $45^\circ$  a

cada incremento, totalizando uma redução de diâmetro de cerca de 8%. Como a geratriz é forjada totalmente ao longo do processo, só permanecendo 50 mm sem deformação para a formação do flange, não há necessidade de avanços das matrizes nas etapas de deformações relacionadas ao primeiro aquecimento.

#### 4.2.5 Quinto Experimento Numérico: Análise de diferentes ângulos de giro

Por último, são realizados novos experimentos numéricos visando a otimização do ângulo de giro durante o forjamento. Foram comparados três diferentes ângulos de giro: 30°, 45° e 60°. A geometria de matrizes utilizada é a que apresentou os melhores resultados obtidos até então através dos Experimentos Numéricos 1, 2 e 3. A configuração de processo e metodologia adotada foi a que apresentou os melhores resultados de acordo com o Experimento Numérico 4, e os parâmetros inseridos nas simulações são os mesmos apresentados na Tabela 7.

### 4.3. Validação Experimental das Simulações

Para a validação dos resultados de evolução microestrutural obtidos através dos experimentos numéricos realizados, a evolução microestrutural do aço DIN 42CrMo4 foi investigada através de ensaios de compressão a quente. Corpos de prova, com a composição química apresentada na Tabela 9, foram usinados com um diâmetro inicial de 22 mm e altura inicial de 30 mm. Os corpos de prova foram aquecidos a uma temperatura de 1100°C, em forno elétrico da marca HERAEUS, modelo D63450, durante 10 minutos.

Tabela 9: Composição química dos corpos de prova de aço AISI 4140 utilizados no procedimento experimental.

Elemento	C	Si	Mn	Cr	Mo	P	S
<b>Percentual em peso</b>	0,4	0,25	0,87	0,95	0,20	0,03	0,04

Os ensaios de compressão foram realizados em uma prensa hidráulica da marca EKA, modelo PKL40, com capacidade de 400 kN e velocidade de prensagem de 4,5 mm.s<sup>-1</sup>. A redução em altura dos corpos de prova foi de 50%, correspondente a uma deformação verdadeira de 0,69. Após a compressão, os corpos de prova foram resfriados em meio de salmoura com agitação manual, para resfriamento rápido de modo a preservar a microestrutura obtida durante o forjamento a quente.

O deslocamento da matriz superior na prensa de modo a controlar a redução em altura foi obtido utilizando um sensor de deslocamento do tipo LVDT. Os dados de deslocamento foram adquiridos através de um sistema de aquisição da marca HBM, modelo *Spider 8*, conectado a um computador.

Para se avaliar a microestrutura resultante da conformação nos corpos de prova forjados, foram realizados cortes longitudinais no centro dos corpos de prova. Para análise metalúrgica, as amostras foram embutidas em baquelite, lixadas e polidas de acordo com procedimento metalográfico padrão, e então atacadas com solução aquosa de 10g de ácido pícrico e 100 ml de etanol, aquecida a 80°C, para revelar contornos de grão austeníticos. O tempo de ataque foi de aproximadamente 2 min, até que a superfície das amostras apresentasse coloração entre cinza escuro e preta. Em seguida, as amostras foram novamente polidas suavemente e posteriormente analisadas em microscópio óptico invertido da marca OLYMPUS, modelo GX-51.

Foram realizadas simulações numéricas no software PEP/Larstran, reproduzindo as condições experimentais, utilizando-se o módulo de microestrutura *Strucsim*, com o objetivo de se comparar com os resultados obtidos experimentalmente para validação dos resultados do software de simulação numérica com relação à microestrutura. A Tabela 10 apresenta os parâmetros utilizados na simulação numérica.

A distribuição de tamanho de grão em diferentes regiões dos corpos de prova forjados foi analisada, comparando-se com o tamanho de grão obtido através da simulação numérica. O tamanho de grão médio nas amostras forjadas foi determinado o método de intersecção de linha, conforme descrito na norma ASTM E112.

Para que o software de simulação numérica calcule o tamanho de grão final, é necessário que se insira o tamanho de grão inicial da peça a ser forjada. Para isso, procedimentos preliminares foram realizados com o objetivo de se obter o tamanho de grão médio do material no momento antes do início da deformação. Corpos de prova foram aquecidos até a temperatura de 1100°C durante 10 min, exatamente o mesmo procedimento realizado para as peças forjadas. No entanto, após serem tiradas do forno, as peças foram diretamente resfriadas em meio de salmoura com agitação manual, sem haver deformação. Cortes metalográficos foram realizados em diferentes regiões de diferentes corpos de prova do mesmo lote, e os resultados mostraram que o tamanho de grão austenítico médio do material é de 40 µm. Este valor foi inserido nas simulações numéricas.

Para se obter a temperatura exata do corpo de prova no início da deformação no procedimento experimental, um furo de 2 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento foi

usinado em um dos corpos de prova, para a inserção de um termopar do tipo K de modo a monitorar a temperatura desde o aquecimento dentro do forno até o instante em que o corpo de prova está em contato com as duas matrizes na prensa. De acordo com as medições, a temperatura neste instante foi de cerca de 1050°C. Esta temperatura foi a inserida na simulação numérica.

Tabela 10: Parâmetros utilizados nas simulações de compressão dos corpos de prova a quente.

<b>Parâmetro</b>	<b>Valor</b>	<b>Referência</b>
<b>Coefficiente de atrito</b>	0,3	[MEDEIROS, 2012; MARTINS, 2009]
<b>Temperatura inicial do corpo de prova (°C)</b>	1050	--
<b>Material</b>	DIN 42CrMo4	--
<b>Temperatura das matrizes (°C)</b>	30	--
<b>Velocidade da matriz superior (mm.s<sup>-1</sup>)</b>	4,5	--
<b>Condutividade térmica</b>	30,4 W.K <sup>-1</sup> .m <sup>-1</sup>	[PHILLIP, 1993]
<b>Capacidade calorífica</b>	642 J. K <sup>-1</sup> .kg <sup>-1</sup>	[PHILLIP, 1993]
<b>Coefficiente de expansão térmica</b>	1,25.10 <sup>-5</sup> K <sup>-1</sup>	[PHILLIP, 1993]
<b>Redução em altura (%)</b>	50	--
<b>Tamanho de grão inicial (µm)</b>	40	--
<b>Tipo de elemento</b>	Hexaédrico de 8 nós	--
<b>Nº de elementos</b>	2880	--

## 5. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS

Este capítulo apresenta os resultados obtidos através dos experimentos numéricos e físicos realizados, procurando-se compreender melhor a influência da metodologia de processo e da variação na geometria de matrizes nos eixos vazados fabricados pelo processo de forjamento em matriz aberta.

### 5.1. Primeiro Experimento Numérico: Sequência operacional de forjamento

A Figura 36 ilustra os aspectos geométricos das peças forjadas de acordo com as diferentes sequências operacionais de forjamento adotadas. É possível observar que ambas peças forjadas apresentam a formação de um flange bem definido, sem apresentar distorção geométrica considerável.

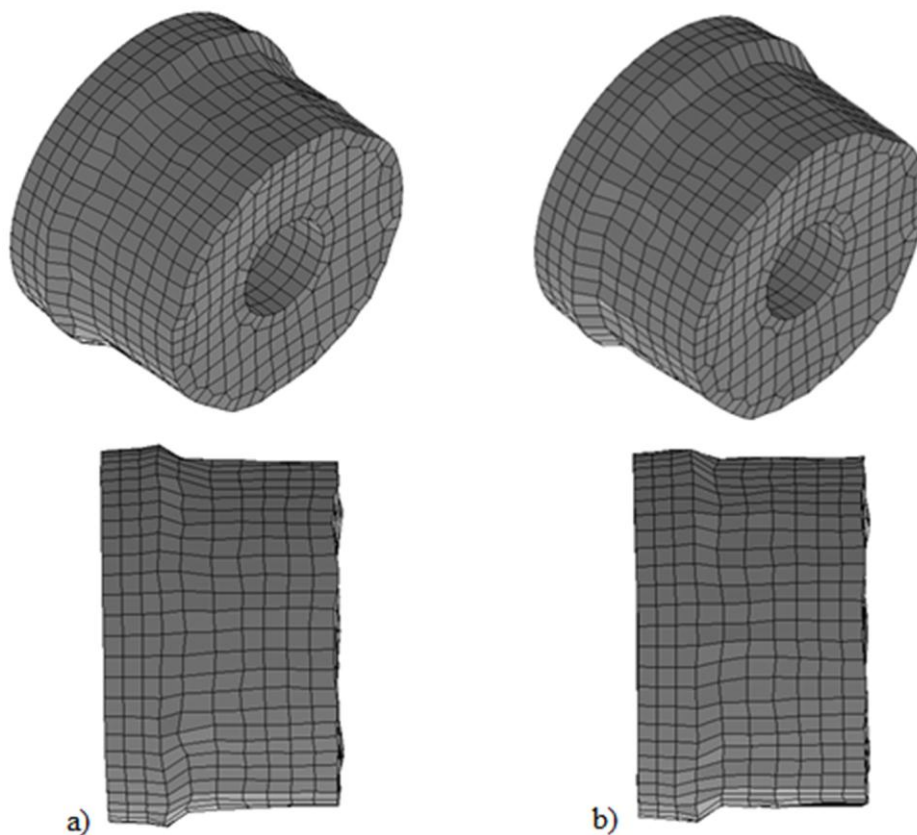


Figura 36: Aspectos dimensionais da peça forjada utilizando: (a) sequência operacional-A e (b) sequência operacional-B.



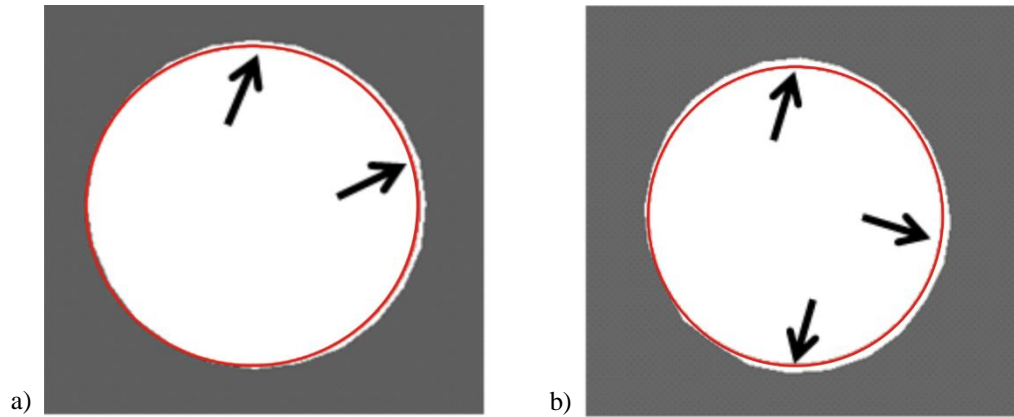


Figura 37: Diâmetro interno da peça forjada em  $Z = 100$  utilizando: (a) sequência operacional-A e (b) sequência operacional-B.

Para facilitar a avaliação da variação no diâmetro interno, foi realizado um corte transversal na região central das peças forjadas ( $Z = 100$  mm) com as duas sequências operacionais analisadas. O círculo em vermelho representa o que seria o diâmetro interno inicial, sem variação dimensional. De acordo com a Figura 37, ocorre uma distorção no diâmetro interno das duas peças forjadas (indicado por setas), sendo esta variação maior quando se utiliza a sequência operacional-B. Assim, a utilização da sequência operacional-B no processo de FMA para a produção de eixos vazados tende a apresentar uma maior distorção do diâmetro interno, se comparado ao processo adotando a sequência operacional-A. Também, de acordo com os resultados apresentados na Tabela 11, aplicando-se a sequência operacional-A é possível obter um alongamento médio maior da peça forjada, se comparado com o resultado obtido aplicando-se a sequência operacional-B.

Tabela 11: Alongamento médio e cargas de conformação para as diferentes sequências operacionais analisadas.

Sequência operacional	Alongamento médio (%)	Carga máxima de conformação (kN)
A	8,2	3838,3
B	7,4	3147,9

Em relação às cargas máximas necessárias para conformação, a aplicação da sequência operacional-A exige cargas na ordem de 3840 kN, cerca de 21% maiores do que a sequência operacional-B, que exige cargas máximas na ordem de 3150 kN. No entanto, apesar de não ser uma diferença considerável, se tratando de um processo de FMA, é necessário avaliar se há limitações na capacidade da prensa a ser utilizada, o que pode inviabilizar o processo utilizando a sequência operacional-A.

A Figura 38 ilustra a variação de temperatura ao longo da seção longitudinal das peças forjadas com as diferentes sequências operacionais empregadas nas simulações. Observa-se que pelos resultados numéricos obtidos, não há variação significativa na distribuição de temperatura ao longo da peça forjada.

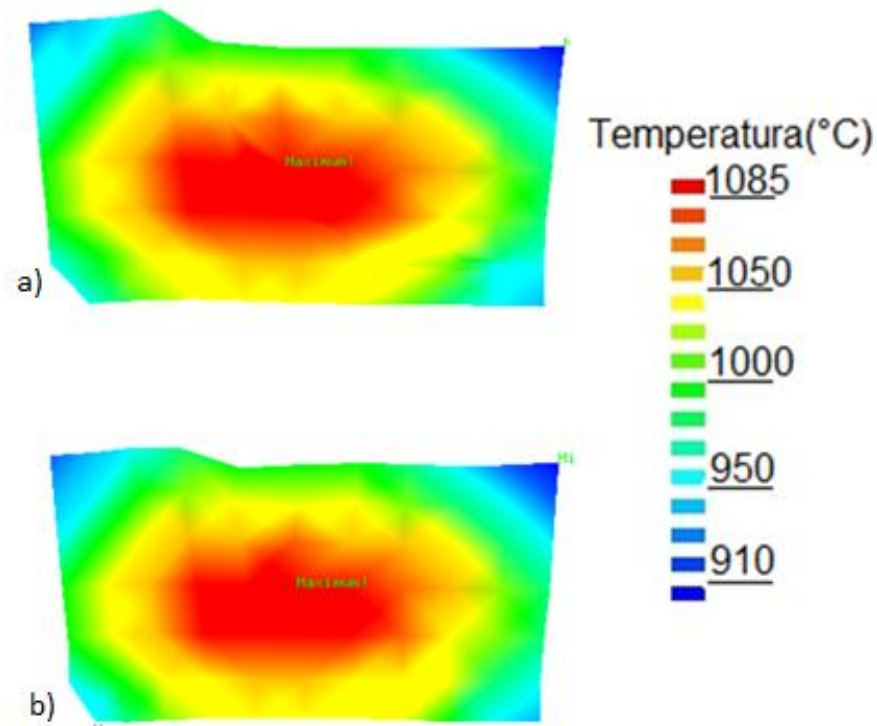


Figura 38: Corte longitudinal ilustrando a distribuição de temperatura utilizando: (a) sequência operacional-A e (b) sequência operacional-B.

A Figura 39 ilustra o perfil de deformação equivalente ao longo da seção transversal no centro de cada peça forjada ( $Z= 100$  mm) para as diferentes sequências operacionais empregadas. Os resultados numéricos mostram que para ambas as sequências operacionais de forjamento, há uma tendência clara de maior deformação do material nas camadas mais externas do que na região central da peça. Os valores de deformação equivalente variam de cerca de 0,3 até 0,5 nas camadas mais internas de material e de cerca de 0,5 a 1,5 nas camadas mais externas, para ambas sequências operacionais. É importante em um processo de FMA que se promovam deformações mais intensas na linha central da peça forjada, pois é onde ocorre a maior probabilidade de existirem defeitos com rechupes, vazios e porosidades [FROTA Jr, 2009]. Conforme visto anteriormente, de acordo com a literatura valores de deformação maiores que 0,6 são recomendados para que o processo tenha uma efetividade na eliminação de defeitos internos do material [SHAH, 1986; CHO, 1998; FROTA Jr, 2009; LEE; 2011]. Portanto, conforme os resultados numéricos apresentados, nenhuma das

sequências operacionais mostra-se eficaz para o aprimoramento da qualidade interna do produto forjado, com as condições de processo, redução e geometrias de ferramental utilizadas.

Também, observa-se que ambas as peças forjadas apresentam uma distribuição heterogênea de deformação ao longo de toda seção transversal da peça. Conforme visto anteriormente, um grau de deformação mínimo é necessário que seja induzido no interior da peça para promover um forjado com qualidade. Se a distribuição de deformação induzida possuir grande heterogeneidade ao longo da peça, o grau de deformação mínimo pode não ser alcançado, limitando a eficácia do processo de forjamento na eliminação de defeitos internos [RECKER, 2010]. Além disso, a deformação induzida no material também influenciará diretamente na evolução microestrutural ao longo do processo de conformação a quente. Sabe-se que uma estratégia adequada de forjamento é aquela que propicia um forjado final com uma microestrutura refinada, homogênea, que irá conseqüentemente propiciar aumento de propriedades mecânicas, além de propiciar um produto livre de defeitos que possam levar à falhas catastróficas. Para componentes de grande porte, então, este fator é ainda mais crítico, podendo gerar perdas econômicas já que forjados de grande porte comumente representam alto valor agregado [HIRT, 2011; RECKER, 2010].

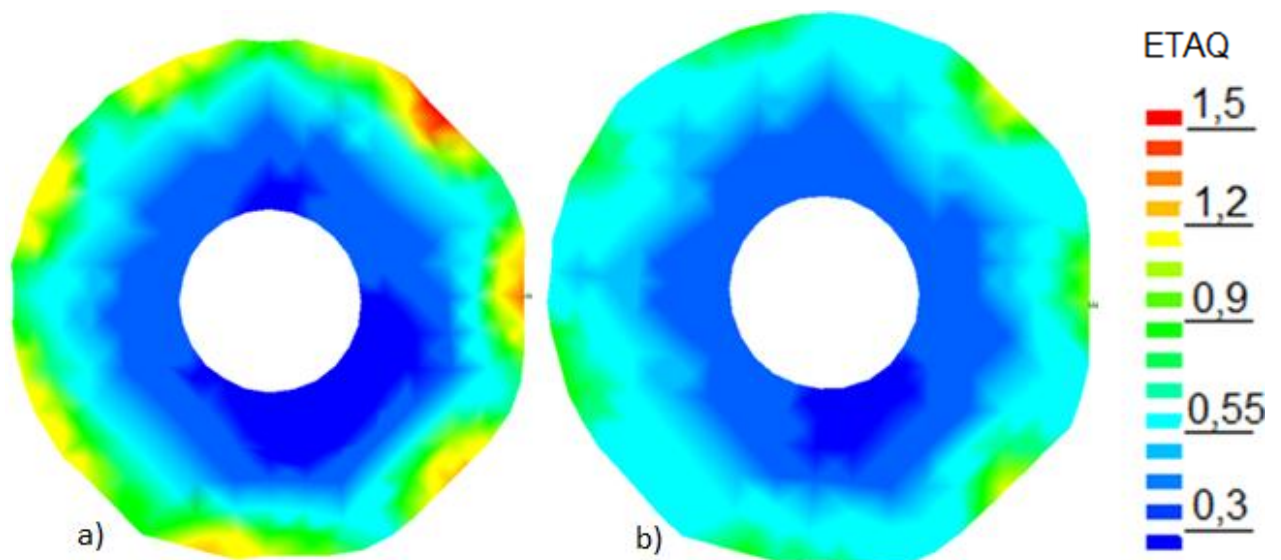


Figura 39: Distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal em  $Z = 100$  mm, para (a) Sequência operacional-A e (b) Sequência operacional-B.

Esta influência da deformação na evolução de microestrutura pode ser melhor visualizada através da Figura 40, que ilustra a fração volumétrica de material recristalizado dinamicamente na peça nas mesmas regiões analisadas. Através dos resultados numéricos

relacionados à evolução microestrutural, observa-se claramente uma tendência de recristalização mais intensa nas camadas externas do material, justamente na região com maiores graus de deformação. A sequência operacional-A de forjamento tende a apresentar uma recristalização mais uniforme, se comparado à sequência operacional-B.. No entanto, para as configurações de processo e geometrias de material utilizadas neste experimento, ambas sequências apresentam uma tendência de microestrutura bastante heterogênea ao final do processo, já que para ambas sequências operacionais, há a tendência de o material apresentar um refino microestrutural promovido pela recristalização dinâmica apenas em regiões pontuais localizadas nas camadas mais externas.

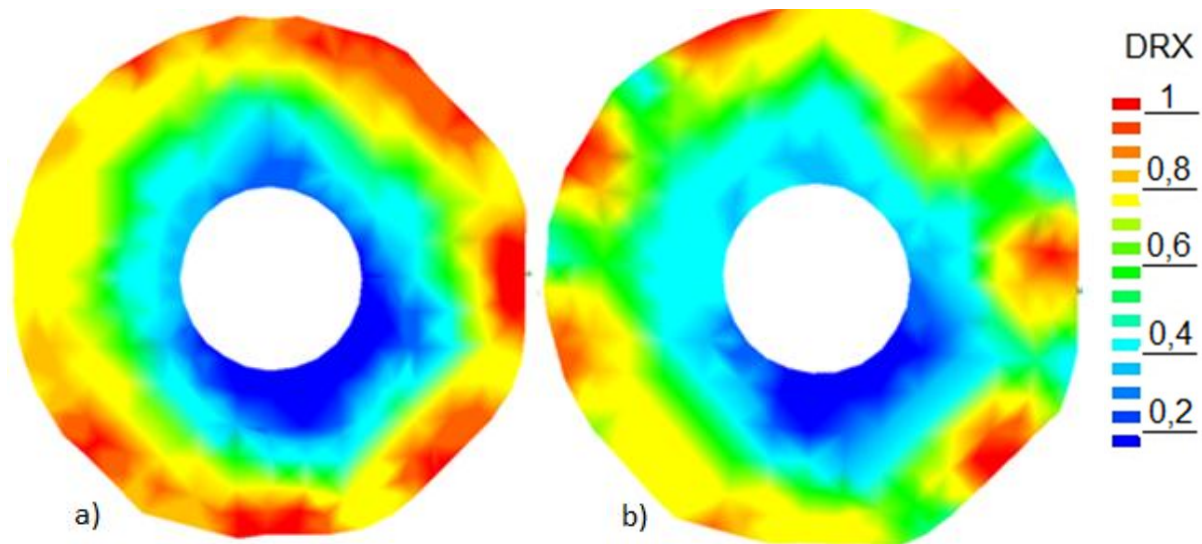


Figura 40: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção transversal em  $Z=100\text{mm}$  para: (a) Sequência operacional-A e (b) Sequência operacional-B.

De acordo com os resultados numéricos obtidos neste experimento, optou-se por utilizar a sequência operacional de forjamento A para os subsequentes experimentos numéricos, por ter propiciado maior alongamento e menor distorção do diâmetro interno da peça forjada, somada a uma tendência de recristalização mais uniforme ao longo da região central da peça, se comparada à peça forjada com a sequência operacional-B.

## 5.2. Segundo Experimento Numérico: Par de matrizes

Este item apresenta os resultados de simulações numéricas avaliando o processo de FMA utilizando uma matriz superior plana e outra inferior de geometria V- $120^\circ$  com um par de matrizes V- $120^\circ$ .

A Figura 41 ilustra os aspectos geométricos da peça forjada utilizando um par de matrizes V-120°, aplicando-se a sequência operacional-A de forjamento descrita no Item 3.2.1. Pode-se observar a menor variação no diâmetro interno da peça utilizando esta configuração de matrizes, se comparado à variação no diâmetro interno utilizando matriz superior de geometria plana e matriz inferior V-120°, conforme ilustrado na Figura 37-a. Também, conforme apresenta a Tabela 12, o forjamento utilizando um par de matrizes iguais tende a apresentar um alongamento médio maior na peça forjada, se comparado a um par de matrizes de geometrias diferentes.

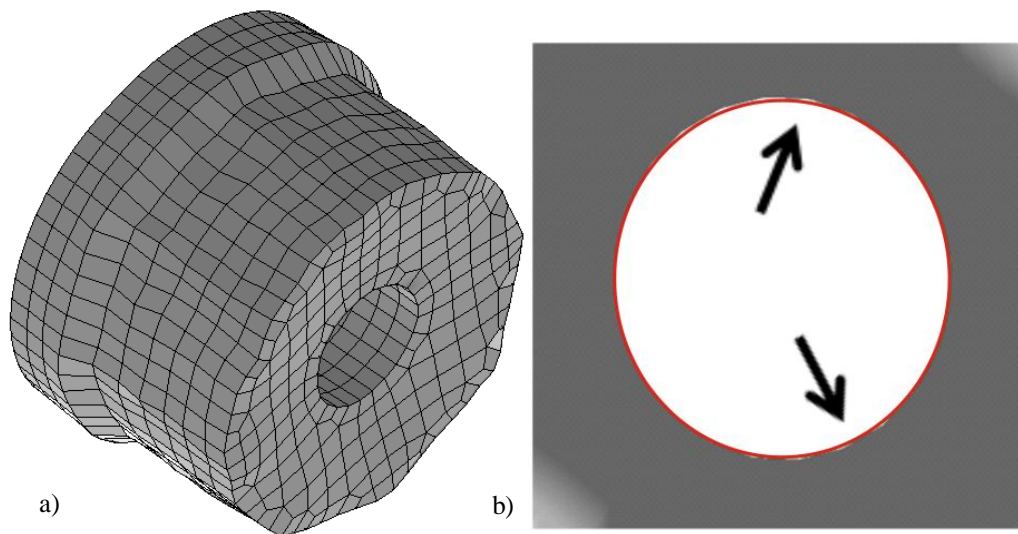


Figura 41: (a) Aspectos dimensionais e (b) diâmetro interno em  $Z = 100\text{mm}$  para a peça forjada com matriz V120-V120.

Em relação às cargas máximas necessárias para conformação, observa-se que o processo de forjamento empregando-se um par de matrizes V-120° exige cargas para conformação da ordem de 4175 kN, cerca de 9% a mais do que a carga máxima exigida para o processo de forjamento utilizando uma matriz superior plana e uma matriz inferior de geometria V-120°. Apesar não haver uma diferença apreciável nas cargas máximas necessárias para o processo, a mesma deve ser levada em consideração caso exista limitação na capacidade de prensa a ser utilizada no processo de FMA.

Tabela 12: Alongamento médio e cargas de conformação para os diferentes pares de matrizes adotados.

Matrizes	Alongamento médio (%)	Carga máxima de conformação (kN)
Plana-V120	8,2	3838,3
V120-V120	10,3	4175,7

A Figura 42 ilustra os resultados numéricos para a distribuição de deformação equivalente para os diferentes pares de matrizes utilizados. É de se esperar que com a utilização de um par de matrizes de geometrias diferentes, a distribuição de deformação no interior do material seja mais heterogênea, devido à diferença nas áreas de contato entre matriz/geratriz ao início da deformação. Observa-se no entanto que o perfil de distribuição de deformação equivalente não varia muito, apresentando para ambas combinações de matrizes uma tendência clara de maior deformação nas camadas externas do material, diminuindo à medida que se aproxima do diâmetro interno.

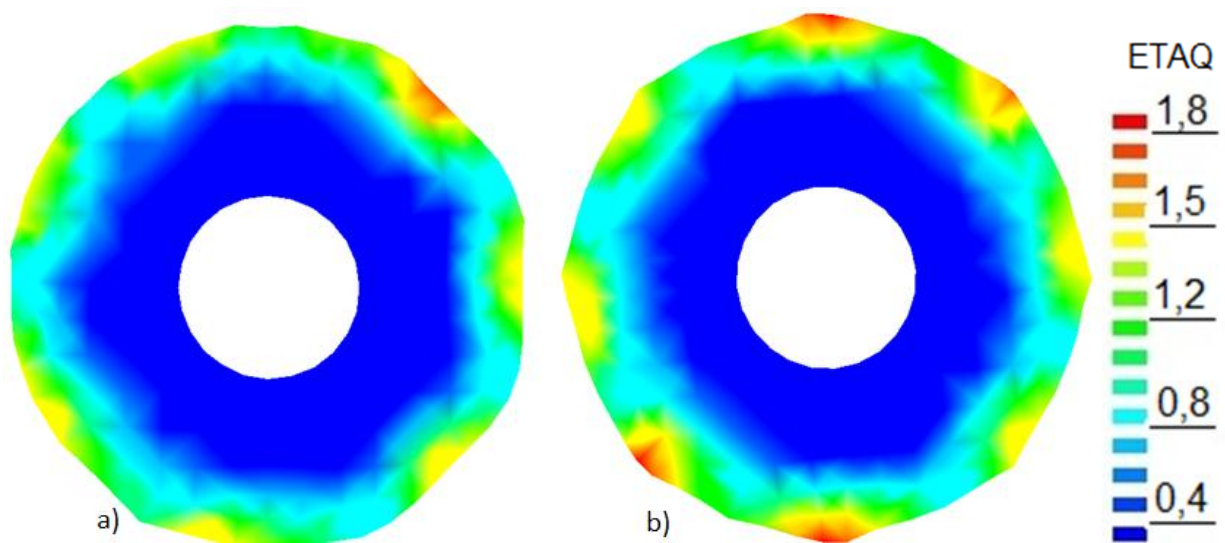


Figura 42: Distribuição de deformação ao longo da seção transversal em  $Z = 100\text{mm}$  para o par de matrizes: (a) Plana-  $V-120^\circ$  e (b)  $V-V120^\circ$ .

Para se avaliar melhor a variação da deformação equivalente ao longo da seção transversal, traçou-se o perfil de deformação equivalente ao longo da linha central das peças forjadas com as diferentes combinações de matrizes, conforme ilustra a Figura 43-a (linha tracejada). Confirma-se o comportamento semelhante para ambas combinações de matrizes, com valores de deformação equivalente mais altos nas camadas mais externas, seguido de uma diminuição do grau de deformação equivalente à medida que se aproxima da região central da peça forjada. Nas curvas ilustradas na Figura 43-b, o vazio na distância de 120 a 220 mm corresponde ao diâmetro interno da peça forjada.

Conforme visto através dos resultados do Primeiro Experimento Numérico, com a utilização de um par de matrizes de diferente geometria, os valores de deformação equivalente variam bastante nas camadas mais externas de material de cerca de 0,6 a 1,2, e diminuem até cerca de 0,3 nas camadas mais internas de material. Com a utilização de um par de matrizes

de mesma geometria, a deformação tende a ser mais homogênea nas camadas mais externas de material, partindo de cerca de 1,2 e diminuindo à medida em que se aproxima do centro da peça, até atingir valores na ordem de 0,3 nas camadas mais internas.

Observa-se pela Figura 43-b que, apesar de a diferença não ser acentuada, a utilização de um par de matrizes de mesma geometria tende a induzir graus de deformação maiores do que a utilização de um par de matrizes de diferentes geometrias, o que vai de acordo com o trabalho de Dudra e Im [DUDRA, 1990]. No entanto, observa-se que nas camadas mais internas de material o valor de deformação equivalente para ambas as combinações permanece abaixo de 0,6, ou seja, abaixo do indicado pela literatura para que o processo tenha uma eficácia na eliminação de defeitos no forjado. Portanto, de acordo com os resultados numéricos, nenhum dos pares de matrizes até então analisados são satisfatórios em relação à consolidação da linha central da peça forjada, para os parâmetros de processo e redução adotados nas simulações.

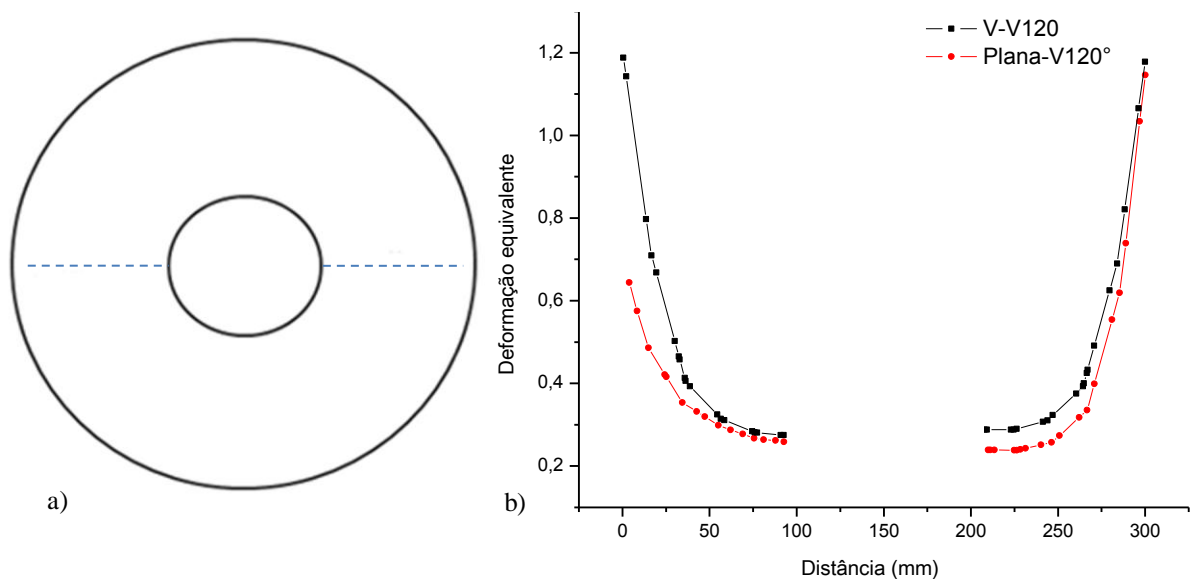


Figura 43: Perfil de deformação equivalente das peças forjadas com os diferentes pares de matrizes: (a) região de análise dos valores de grau de deformação (linha pontilhada) e (b) variação da deformação equivalente ao longo da linha central.

Analisando o perfil evolução de microestrutura ao longo do processo de forjamento através da Figura 44, nota-se que para ambas as combinações de matrizes há a tendência de maior fração volumétrica de material recristalizado nas camadas externas do material, reduzindo a intensidade à medida que se aproxima do centro da peça. Pela aplicação de um par de matrizes iguais observa-se, no entanto, que na região central da peça forjada a recristalização tende a ser mais intensa (menor área com coloração azul) se comparada ao mesmo processo adotando-se um par de geometrias diferentes. Este comportamento indica que a utilização de um par de matrizes iguais tende a promover uma maior fração volumétrica

de material recristalizado, conforme ilustra a Figura 44, o que indica que a peça forjada com matrizes iguais tenderá a apresentar uma microestrutura mais refinada e homogênea nesta região, se comparado à peça forjada com uma matriz em V e uma matriz plana.

No entanto, para o processo utilizando um par de matrizes de geometria V, há também a tendência de microestrutura heterogênea na peça forjada, apresentando regiões de recristalização praticamente completa apenas nas camadas mais externas do material. Esta heterogeneidade, no entanto, não é tão pronunciada quanto pelo processo utilizando duas matrizes de geometrias diferentes, conforme pode ser visto através dos resultados do Experimento Numérico 1.

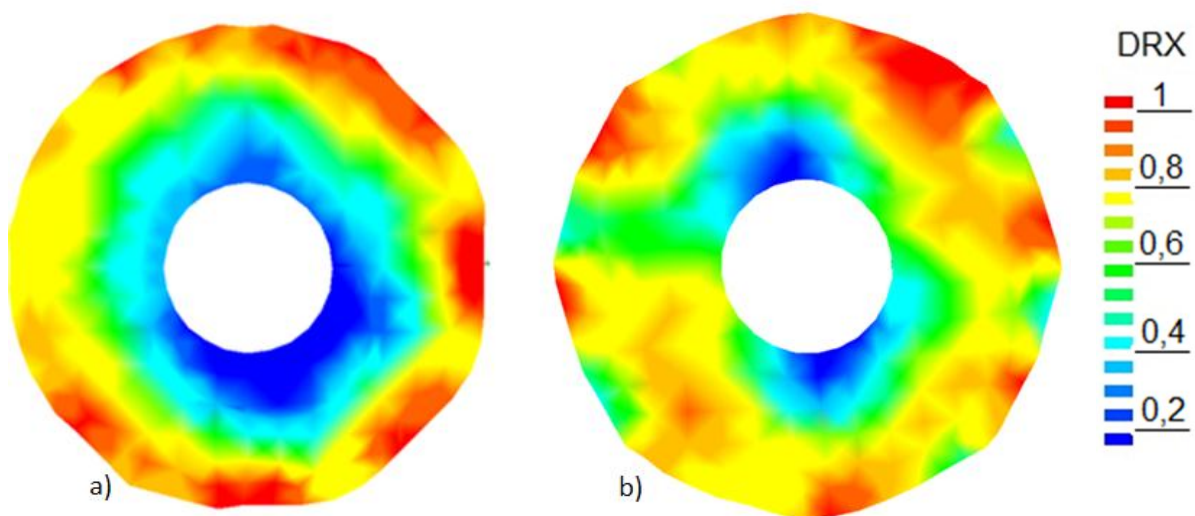


Figura 44: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção transversal em  $Z = 100\text{mm}$  para o par de matrizes: (a) Plana-  $V-120^\circ$  e (b)  $V-V120^\circ$ .

De acordo com os resultados numéricos obtidos neste experimento, a utilização de um par de matrizes de mesma geometria tende a propiciar maior alongamento da peça forjada e menor variação de diâmetro interno, apresentando também maiores graus de deformação induzida no material. Portanto, a condição de um par de matrizes de mesma geometria foi adotada para os próximos experimentos numéricos.

### 5.3. Terceiro Experimento Numérico: Geometrias de matrizes

Este item apresenta os resultados de simulações numéricas avaliando o processo de FMA utilizando pares de matrizes com diferentes geometrias:  $V-120^\circ$ ,  $V-135^\circ$ , Côncava e Radial-Trapezoidal.



A Figura 45 ilustra cortes transversais na região central das peças forjadas com as diferentes geometrias de matrizes, evidenciando a variação do diâmetro interno. Observa-se que as geometrias que propiciam menor alteração do diâmetro interno da peça forjada são a geometria V-120° e a geometria côncava, sendo que a geometria em V-135° apresentou maior tendência de alargamento do diâmetro interno. Possivelmente a utilização de uma matriz de geometria V com ângulo de abertura maior permite o escoamento de material radialmente, o que acarreta em um alargamento do diâmetro interno do material. Para a mesma geometria em V, mas com ângulo de abertura menor, este alargamento não foi observado.

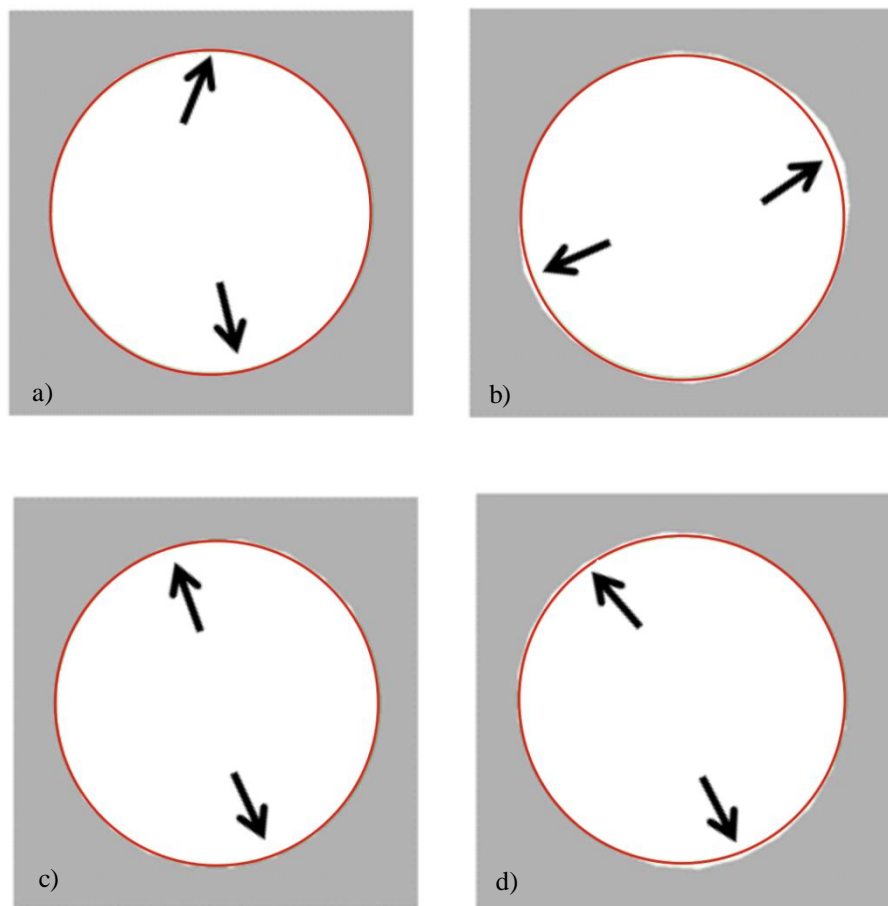


Figura 45: Cortes transversais para as diferentes matrizes analisadas: (a) V-120°, (b) V-135°, (c) côncava e (d) radial-trapezoidal.

De acordo com a Tabela 13, o forjamento utilizando um par de matrizes de geometria côncava tende a apresentar um alongamento médio maior na peça forjada, se comparado às outras geometrias utilizadas.

Tabela 13: Alongamento médio e cargas de conformação para as diferentes geometrias de matrizes analisadas.

<b>Matriz</b>	<b>Alongamento médio (%)</b>	<b>Carga máxima de conformação (kN)</b>
<b>V120° - V120°</b>	10,3	4175,7
<b>V135° - V135°</b>	9,5	4099,1
<b>Côncava-Côncava</b>	13,1	4207,0
<b>RT-RT</b>	6,5	4097,2

O alongamento médio obtido utilizando um par de matrizes côncavas foi de 13,1%, cerca de 27% maior do que o alongamento obtido utilizando um par de matriz em V com abertura de 120°, que apresentou um alongamento final médio de 10,3%. A geometria pela qual obtém-se menor alongamento é a geometria radial-trapezoidal, que apresentou um alongamento final médio da peça forjada de apenas 6,5%. A peça forjada utilizando matrizes de geometria V-135° apresentou um alongamento final médio de 9,5%. Em relação às cargas necessárias para conformação, o processo de forjamento utilizando um par de matrizes côncavas é o que exige maiores cargas de conformação, da ordem de 4207 kN. No entanto, a variação é muito pequena e deve ser levada em consideração apenas se houver limitações relacionadas à capacidade de prensa.

A Figura 46 ilustra os aspectos dimensionais das peças forjadas com as diferentes geometrias de matrizes utilizadas. Com exceção da peça forjada com as matrizes de geometria V-135°, todas as peças apresentaram aspectos dimensionais satisfatórios, com formação de flange bem definido e pouca distorção geométrica. A peça forjada com as matrizes de geometria V-135° apresentou aspecto dimensional insatisfatório, devido à grande distorção geométrica apresentada, sem a formação de um flange bem definido. Pelos resultados numéricos é possível prever que o processo de forjamento em matriz aberta para a produção de um eixo vazado, com as condições de processo adotadas, não é satisfatório com a utilização de matrizes com geometria em V-135°, em relação aos aspectos geométricos da peça forjada, pela possível necessidade de inúmeras etapas de usinagem, devido à grande distorção geométrica apresentada. A peça forjada com matrizes radiais-trapezoidais, apesar de não apresentar distorções geométricas, também tende a necessitar de maiores etapas de usinagem e acabamento, o que torna a aplicação desta geometria de matrizes menos interessante, se comparada às peças obtidas com matrizes V-120° e côncavas.

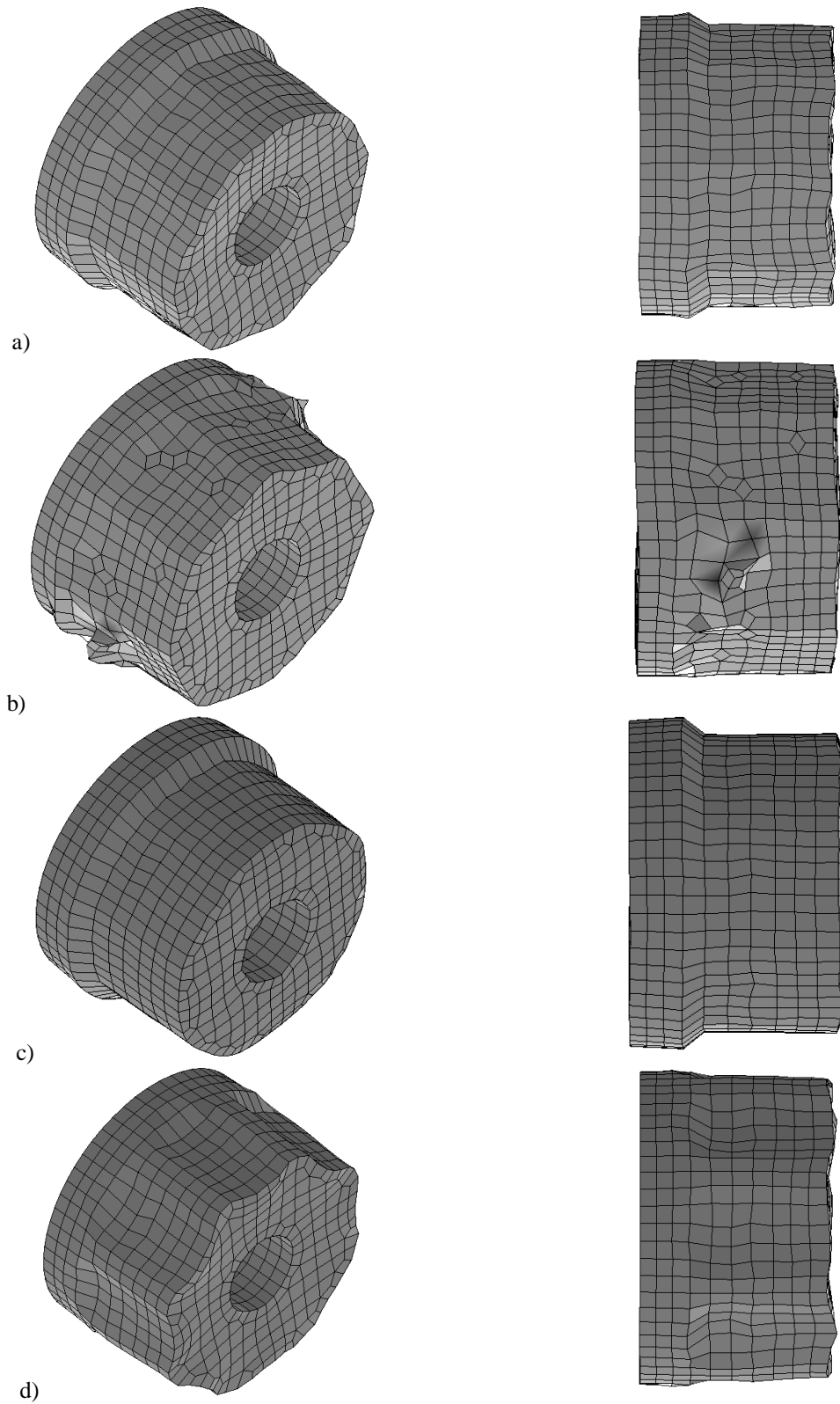


Figura 46: Vistas isométricas e laterais das peças forjada com diferentes geometrias de matrizes: (a) V-120°, (b) V-135°, (c) côncava e (d) radial-trapezoidal.

A Figura 47 ilustra os resultados numéricos para a distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal na região central da peça forjada com as diferentes

geometrias de matrizes utilizadas. Para todas geometrias adotadas observa-se o comportamento visto através dos resultados dos experimentos numéricos anteriores, em que os maiores graus de deformações localizam-se nas regiões fora da linha central da peça forjada.

Para melhor avaliação da penetração da deformação na região central da peça forjada, novamente traçou-se a variação da deformação equivalente ao longo da linha central da peça forjada com as diferentes geometrias de matrizes adotadas, conforme ilustra a Figura 48.

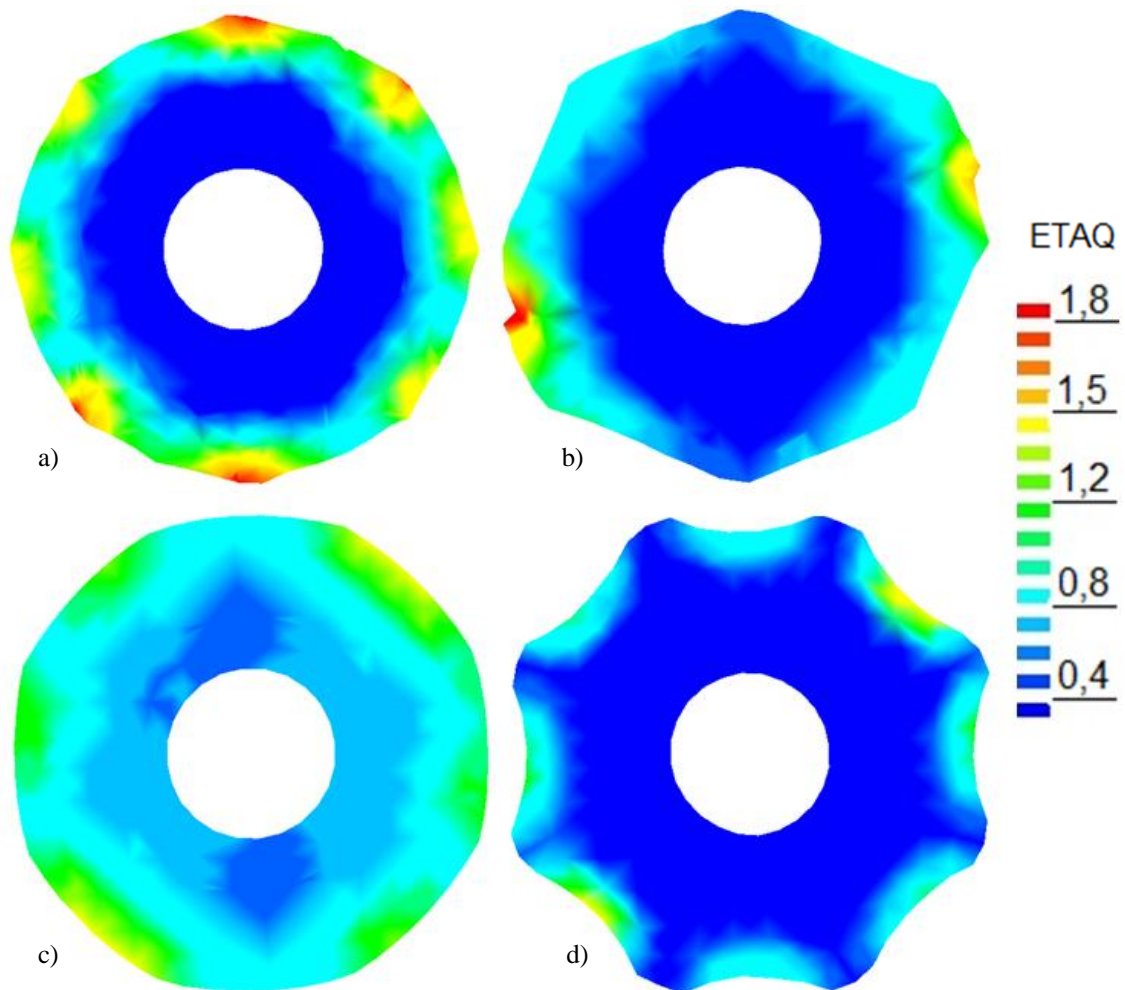


Figura 47: Distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal em  $Z = 100\text{mm}$  para as geometrias de matrizes (a) V-120°, (b) V-135°, (c) Côncava e (d) Radial-trapezoidal.

As peças forjadas com as matrizes de geometria V apresentam um perfil de deformação equivalente semelhante, com valores da ordem de 0,3 nas camadas mais internas do material, aumentando à medida que se afasta da região central. Nas camadas mais externas, as matrizes V-120° chegam a atingir valores de cerca de 1,3 na linha central da peça, enquanto que matrizes V-135° atingem valores próximos a 1,0, apresentando grande heterogeneidade de

distribuição. No entanto, esta heterogeneidade de distribuição de deformação nas camadas mais externas não é significativa, devido à necessidade de processos posteriores de usinagem nesta região.

A peça forjada com a matriz de geometria radial-trapezoidal apresenta uma distribuição de deformação mais homogênea ao longo de toda seção transversal. No entanto, os valores de deformação se encontram abaixo de 0,4 em praticamente toda seção transversal, com exceção das camadas mais externas, que apresentam valores de deformação mais elevados, da ordem de 0,9. Este é um indicativo claro de que o uso destas geometrias não é eficaz para induzir deformações que penetrem mais profundamente no material, possivelmente devido à menor área de contato entre a peça e as matrizes.

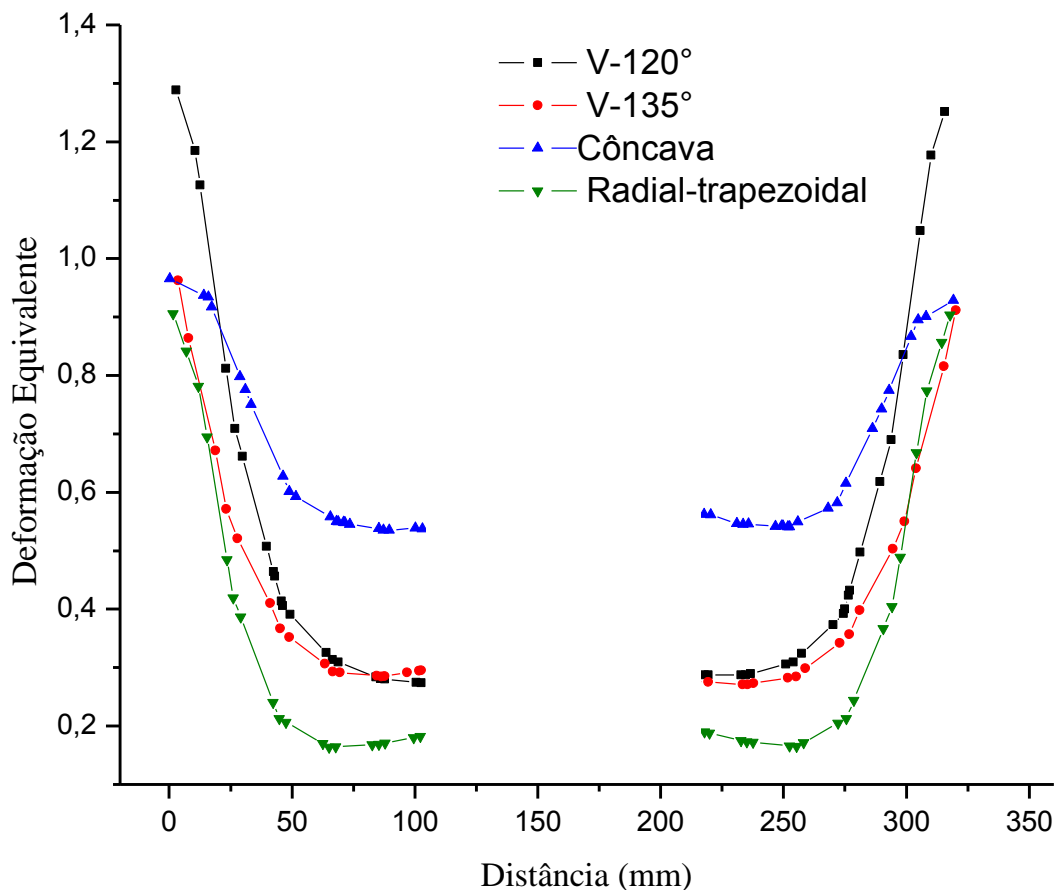


Figura 48: Perfil de deformação equivalente ao longo da linha central das peças forjadas com as diferentes geometrias de matrizes empregadas.

O forjamento realizado utilizando matrizes de geometria côncava é o que promove os resultados mais satisfatórios de distribuição de deformação ao longo da seção transversal, apesar de também apresentar uma tendência de maior deformação nas camadas mais externas de material. É possível observar que a deformação é homogênea em toda seção transversal,

com valores de cerca de 0,6 nas camadas mais internas de material, aumentando até atingir cerca de 1,2 nas camadas mais externas. Estes resultados estão perfeitamente de acordo com os resultados apresentados por Dyja e colaboradores [DYJA, 2004], que avaliaram numericamente e experimentalmente o processo de FMA comparando matrizes côncavas e radiais-trapezoidais em relação à distribuição de deformações ao longo das peças forjadas. Neste trabalho, os autores concluem que matrizes côncavas tendem a promover um fluxo de material uniforme em todas direções, o que acarreta em deformações maiores e mais homogêneas ao longo da seção transversal do lingote forjado, com o preço de exigirem maiores cargas de conformação para que o processo seja realizado.

Ao comparar-se os resultados ilustrados na Figura 47 e na Figura 48, percebe-se portanto que a geometria de matriz que induz maiores graus de deformação na linha central da peça é a matriz de geometria côncava. Os resultados demonstram que a geometria côncava é também a única que promove graus de deformação maiores que 0,6 ao longo de praticamente toda a seção transversal da peça, indicando que o FMA utilizando matrizes côncavas tende a promover um produto forjado de melhor qualidade interna.

A Figura 49 ilustra o perfil de recristalização dinâmica ao longo da seção transversal na região central ( $Z=100$  mm) para as peças forjadas com as diferentes geometrias de matrizes avaliadas. É possível observar que as peças forjadas com as matrizes de geometria V apresentam um perfil semelhante, com uma tendência de apresentar uma fração volumétrica maior de material recristalizado nas camadas mais externas da peça, enquanto que na região central, ao redor do diâmetro interno, a tendência de recristalização é baixa, ou seja, de acordo com os resultados numéricos, a tendência é de que as peças forjadas com as matrizes de geometria V apresentem microestrutura heterogênea nesta região, enquanto que nas regiões de maior intensidade de recristalização, a tendência é que o material apresente uma microestrutura mais refinada e de maior homogeneidade.

A peça forjada com matrizes de geometria radial-trapezoidal tende a apresentar recristalização mais intensa apenas em regiões pontuais localizadas nas camadas mais externas de material, conforme ilustra a Figura 49-d. É possível observar que, conforme visto anteriormente, como as matrizes de geometria radial-trapezoidal não são eficientes para induzir maiores deformações na peça forjada, também não tornam o processo de FMA eficiente para prover uma microestrutura homogênea e refinada ao longo de toda seção transversal da peça forjada.

Analisando a Figura 49-c, nota-se que pela utilização de matrizes de geometria côncava consegue-se alterar o perfil de microestrutura ao longo da seção transversal da peça forjada.

De acordo com os resultados numéricos, a peça forjada com matrizes côncavas tende a apresentar altos valores de fração volumétrica de material recristalizado ao longo de toda seção transversal. Observa-se que a tendência de a recristalização ser mais intensa nas camadas mais externas do material permanece, da mesma forma como observado nas peças forjadas com as outras geometrias de matrizes. No entanto, essa geometria de matrizes tende a promover intensa recristalização também na região central da peça forjada. Pelos resultados apresentados, a peça forjada com matrizes côncavas tenderá a apresentar uma microestrutura mais homogênea e refinada, se comparada às peças forjadas com matrizes de geometria em V ou de geometria radial-trapezoidal.

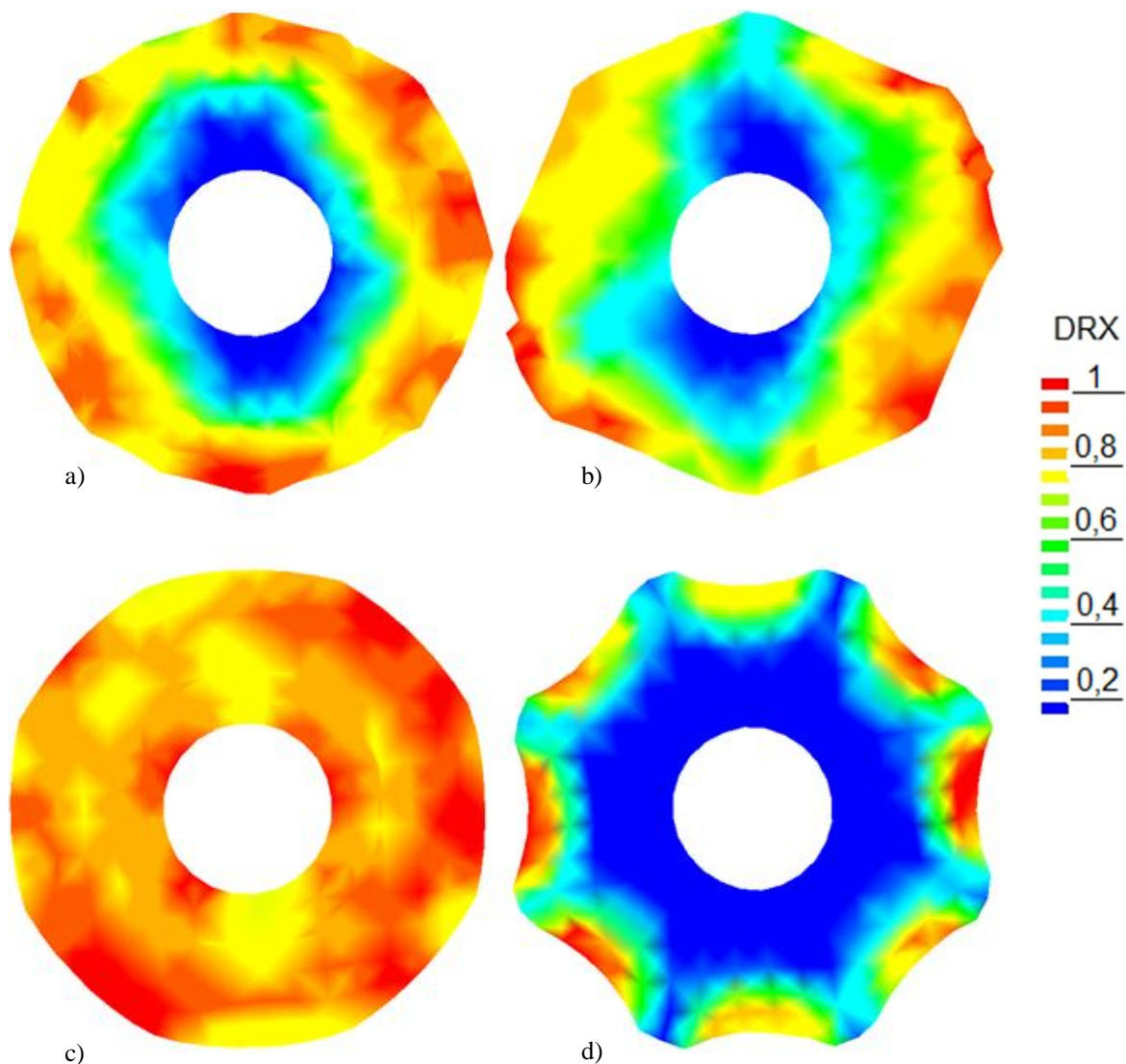


Figura 49: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção transversal em  $Z = 100\text{mm}$  para as geometrias de matrizes: (a) V-120°, (b) V-135°, (c) Côncava e (d) Radial-trapezoidal.

Conforme visto anteriormente, uma microestrutura de grãos homogênea é um fator de grande importância que afeta diretamente o desempenho mecânico do forjado. Portanto,

distribuição homogênea e intensa de fração recristalizada é um grande objetivo a ser alcançado durante o processo, para a obtenção de um forjado com qualidade superior [GUAN, 2009]. Dentro desta realidade, pode-se concluir que o processo de FMA utilizando matrizes de geometria côncava é o que mais se aproxima deste objetivo, de acordo com os resultados numéricos obtidos.

A avaliação destas diferentes geometrias de matrizes no processo de forjamento através de ensaios experimentais demandaria altos custos de fabricação de ferramental e exigiria muito tempo, devido à alta complexidade do processo e dificuldades experimentais envolvidas. Os resultados numéricos apresentados antecipam as dificuldades a serem encontradas e podem indicar a melhor rota de fabricação e ferramental adequado, encurtando o tempo de projeto necessário e reduzindo drasticamente os custos com ferramental, além de possibilitarem uma análise mais ampla e aprofundada dos aspectos relacionados à deformação e evolução microestrutural durante o processo de conformação.

Portanto, pelos resultados apresentados neste experimento numérico, conclui-se que o processo de FMA para a produção de um eixo vazado utilizando matrizes côncavas tende a possibilitar a obtenção de um produto com maior qualidade, tanto em aspectos geométricos quanto em relação à evolução microestrutural.

#### 5.4. Quarto Experimento Numérico: Otimização de ferramental

Este item apresenta os resultados de simulações numéricas avaliando o processo de FMA com um par de matrizes côncavas, utilizando diferentes razões de mordida (B).

A Tabela 14 apresenta os valores de alongamento médio e de cargas de conformação necessários para o processo de FMA com os diferentes valores de B adotados os valores. É possível observar que o processo utilizando  $B = 0,3$  tende a propiciar uma peça final forjada com um alongamento médio de 13,1%, 22,4% a mais do que o processo utilizando  $B = 0,6$ . Ao mesmo tempo, o processo utilizando  $B = 0,3$  necessita de uma carga máxima de conformação de cerca de 4207 kN, 10,25% a menos do que o processo utilizando  $B = 0,6$ , que necessita de uma carga máxima de cerca de 4688 kN.

Tabela 14: Alongamento médio e cargas de conformação para as diferentes razões de mordida adotadas.

Matriz	Alongamento médio (%)	Carga máxima de conformação (kN)
Côncava c/ $B = 0,3$	13,1	4207,0
Côncava c/ $B = 0,6$	10,7	4687,6



Portanto, o processo de FMA utilizando  $B = 0,3$  propicia um alongamento maior da peça forjada, exigindo menores cargas de conformação. No entanto, analisando a distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal das peças forjadas, conforme ilustrado na Figura 50, é possível observar que o processo utilizando  $B = 0,6$  propicia um perfil de deformação completamente diferente ao longo da seção transversal da peça forjada. Para melhor visualização, a Figura 51 ilustra o perfil de deformação equivalente ao longo da linha central da peça forjada para os diferentes valores de  $B$  adotados. Para a peça forjada com  $B = 0,3$  observam-se valores de deformação na ordem de 1,2 nas camadas mais externas do material, de modo que a deformação induzida vai diminuindo ao longo que se aproxima da região central da peça, até atingir valores na ordem de 0,6 nas camadas mais internas.

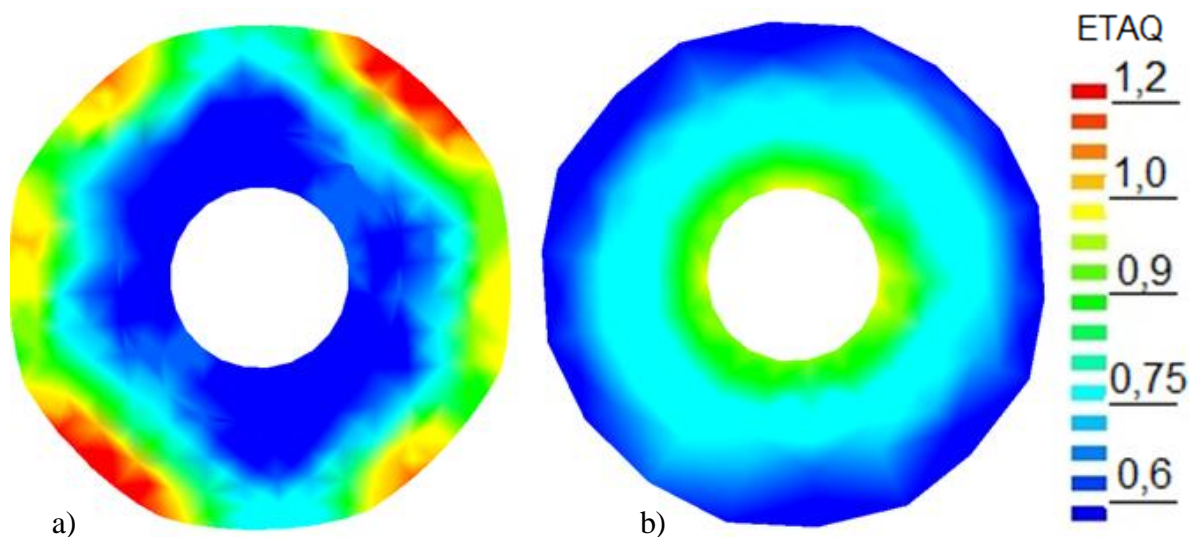


Figura 50: Distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal no centro das peças forjadas com as diferentes razões de mordida: (a)  $B = 0,3$  e (b)  $B = 0,6$ .

Para a peça forjada com  $B = 0,6$ , percebe-se claramente que o perfil de deformação muda ao longo da seção transversal da peça, e que a deformação induzida ao longo da seção transversal da peça é consideravelmente mais intensa, partindo de valores da ordem de 0,5 nas camadas mais externas, até atingir valores da ordem de 0,9 nas camadas mais internas de material.

Comparando-se os resultados ilustrados na Figura 50 e na Figura 51, percebe-se que o processo que melhor produz deformações na região central da peça é o processo que utiliza  $B = 0,6$ . Ao se realizar o estiramento com a alteração de ferramental proposta, a geratriz possui a dimensão  $D_0$  igual a 360 mm e a largura da matriz que está em contato com a geratriz é de  $S_B = 218$  mm, havendo portanto uma razão  $S_B/D_0 = 0,6$ . Estes resultados estão

completamente de acordo com a literatura, que indica como ideal uma razão de mordida de cerca de 0,6, para induzir maiores deformações na linha central do lingote. Também, conseqüentemente a utilização de uma razão de mordida maior no processo de FMA para a produção de eixos vazados tende a ser mais eficaz no fechamento de defeitos internos provenientes do processo de fundição da matéria-prima [CHO, 1998; FROTA Jr, 2009; LEE, 2011; SHAH, 1986].

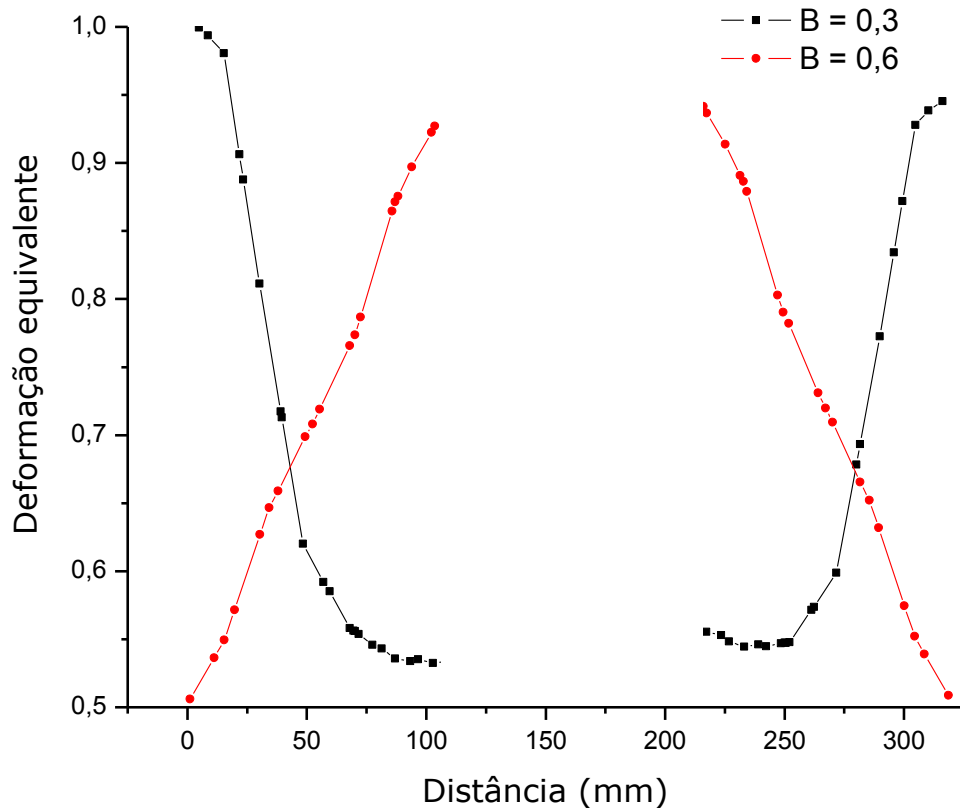


Figura 51: Perfil de deformação equivalente ao longo da linha central das peças forjadas com as diferentes razões de mordida analisadas.

De acordo com a literatura, o fenômeno de deformação na região central da peça ocorre devido à região de fluxo restringido de material devido ao atrito na interface peça/matriz. Quanto maior for área de contato entre peça e matriz, maior é a região de fluxo restringido de material, induzindo uma maior deformação na região central da peça [FROTA Jr, 2009]. Portanto, a utilização de uma razão de mordida maior, por oferecer uma maior área de contato entre peça e matriz, tende a induzir uma maior deformação na região central da peça, o que é confirmado pelos resultados numéricos apresentados na Figura 50 e na Figura 51.

A Figura 52 e a Figura 53 ilustram o perfil de evolução microestrutural das peças forjadas ao longo da seção transversal e da seção longitudinal, respectivamente. É possível observar pela Figura 52 que tanto a peça forjada utilizando  $B = 0,3$  quanto a peça forjada

utilizando  $B = 0,6$  apresentam fração volumétrica de material recristalizado dinamicamente ao longo de toda a seção transversal, inclusive com regiões nas quais a recristalização dinâmica é completa ( $DRX = 100\%$ ). No entanto, observa-se também que o processo utilizando  $B = 0,6$  propicia recristalização mais intensa, acima de 80%, em praticamente todas as regiões da peça, por ter a capacidade de induzir maiores deformações na peça, conforme ilustrado na Figura 52-b.

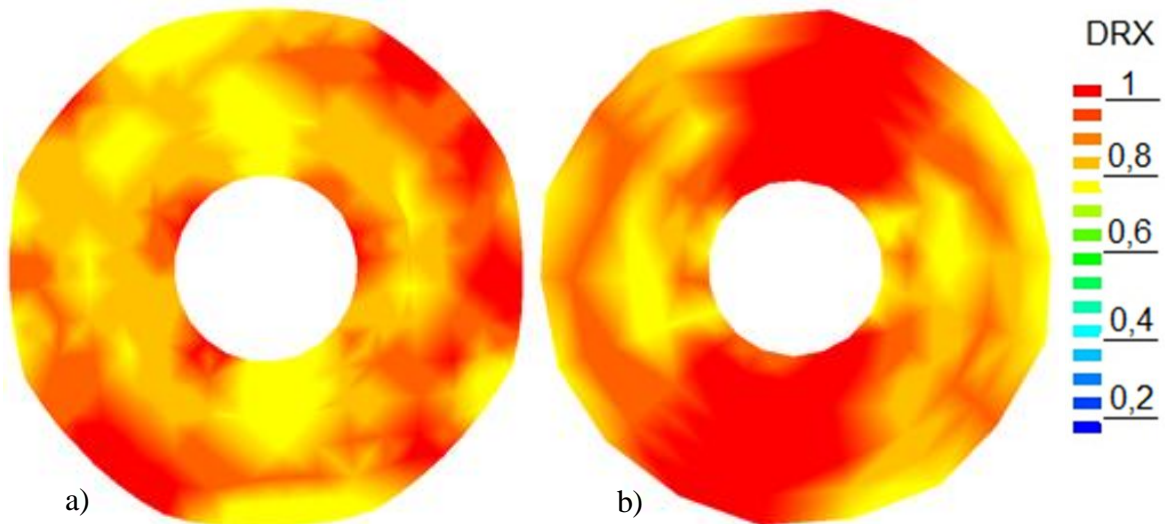


Figura 52: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção transversal no centro das peças forjadas com as diferentes razões de mordida: (a)  $B = 0,3$  e (b)  $B = 0,6$ .

Pela Figura 53 observa-se também que o processo utilizando  $B = 0,6$  promove maior fração volumétrica recristalizada ao longo de toda a seção longitudinal da peça forjada (com exceção da região do flange, onde não houve contato com as matrizes). Estes resultados indicam que o processo de FMA para a produção de eixos vazados utilizando matrizes côncavas com razão de mordida de 0,6 tende a promover uma microestrutura mais homogênea e refinada, promovida pela recristalização dinâmica, ao longo de toda peça forjada, o que é desejável para forjados de grande porte [HE, 2008].

Através dos resultados numéricos pode-se concluir que, embora o processo de FMA utilizando matrizes com  $B = 0,6$  exija maiores cargas de conformação e propicie menor percentual de alongamento, o mesmo é mais efetivo na indução de maiores graus de deformação no material e tende a ser mais adequado na eliminação de defeitos internos em peças forjadas de grande porte, além de tender a propiciar uma microestrutura mais refinada e homogênea à peça final. Portanto, a razão de mordida de 0,6 foi adotada para o próximo Experimento Numérico.

No entanto, dependendo da posição onde se encontra o defeito interno, esta razão de mordida pode ser ainda insuficiente, necessitando alterar outros parâmetros relacionados ao processo, tais como redução em diâmetro, aumento da temperatura da geratriz, modificações geométricas nas matrizes, etc., de modo a aumentar a deformação induzida no interior da peça, para que realmente haja uma efetividade no fechamento de defeitos internos.

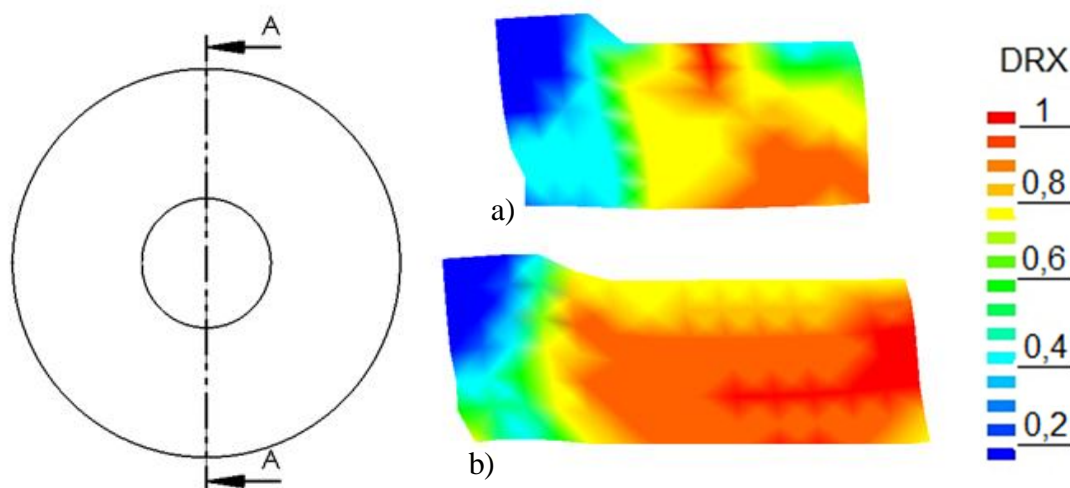


Figura 53: Distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção longitudinal das peças forjadas com as diferentes razões de mordida: (a)  $B = 0,3$  e (b)  $B = 0,6$ .

### 5.5. Quinto Experimento Numérico: Ângulo de Rotação

Este item apresenta os resultados numéricos do processo de FMA com um par de matrizes côncavas, com razão de mordida de 0,6, utilizando diferentes ângulos de giro após cada passe de deformação.

Tabela 15: Alongamento médio e cargas de conformação para os processos utilizando os diferentes ângulos de giros analisados.

Ângulo de giro	Alongamento médio (%)	Carga máxima de conformação (kN)
30°	10,3	4697,4
45°	10,7	4687,6
60°	13,5	5148,5

Na Tabela 15 são apresentados os resultados numéricos respectivos ao alongamento médio da peça forjada e cargas de conformação para o processo de FMA utilizando diferentes ângulos de giro. É possível observar que utilizando ângulos de giro de 30° e 45°, o alongamento médio da peça forjada praticamente não se altera. No entanto, utilizando um

ângulo de giro de  $60^\circ$  é possível atingir um alongamento médio de cerca de 28,5% maior do que o forjamento utilizando os ângulos de giro de  $30^\circ$  e  $45^\circ$ .

Em relação às cargas de conformação, ângulos de giro de  $30^\circ$  e  $45^\circ$  necessitam de praticamente a mesma carga de conformação, cerca de 4697 e 4687 kN, respectivamente. Com o aumento do ângulo de giro, os resultados numéricos mostram que há a tendência de aumento da carga máxima necessária, sendo de cerca de 5148 kN para um giro de  $60^\circ$ .

A Figura 54 ilustra a variação do diâmetro interno das peças forjadas com os diferentes ângulos de giro para cada passe de deformação. É possível observar que a peça forjada com ângulo de giro de  $30^\circ$  entre cada passe de deformação tende a provocar uma maior distorção no diâmetro interno da peça forjada na seção transversal em  $Z = 150$  mm, tendendo a provocar no diâmetro interno um aspecto ovalado. As peças forjadas com ângulos de giro de  $45^\circ$  e  $60^\circ$  apresentam menor tendência de alteração significativa no diâmetro interno da peça forjada, conforme ilustram a Figura 54-b e a Figura 54-c.

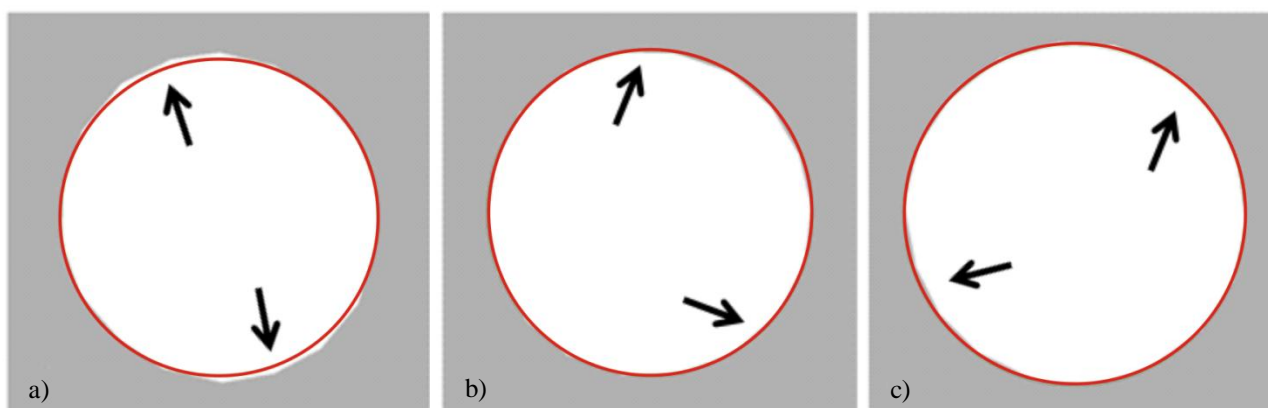


Figura 54: Diâmetro interno da peça forjada em  $Z=150$  utilizando o ângulo de giro de: (a)  $30^\circ$ , (b)  $45^\circ$  e (c)  $60^\circ$ .

A Figura 55 ilustra os resultados numéricos para a distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal na região central para as peças forjadas utilizando os diferentes ângulos de giro analisados. Para todas as peças é possível observar que as maiores deformações estão localizadas nas regiões centrais da peça, e a deformação diminui à medida que se aproxima das camadas mais externas de material. Para facilitar a análise, a Figura 56 ilustra o perfil de deformação ao longo da linha central da peça forjada, para os diferentes ângulos de giro analisados.

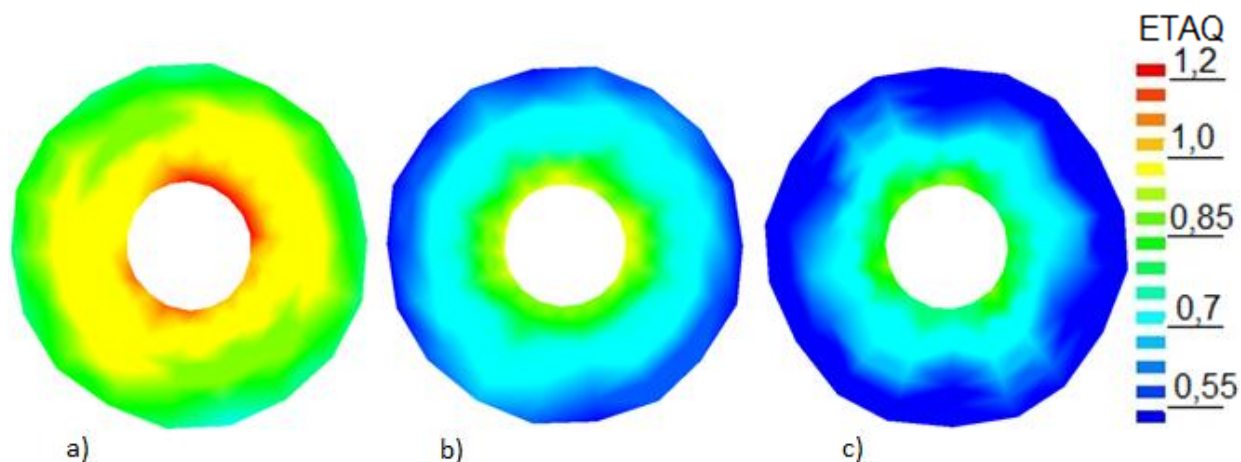


Figura 55: Distribuição de deformação equivalente ao longo da seção transversal em  $Z = 150$  mm utilizando o ângulo de giro de: (a)  $30^\circ$ , (b)  $45^\circ$  e (c)  $60^\circ$ .

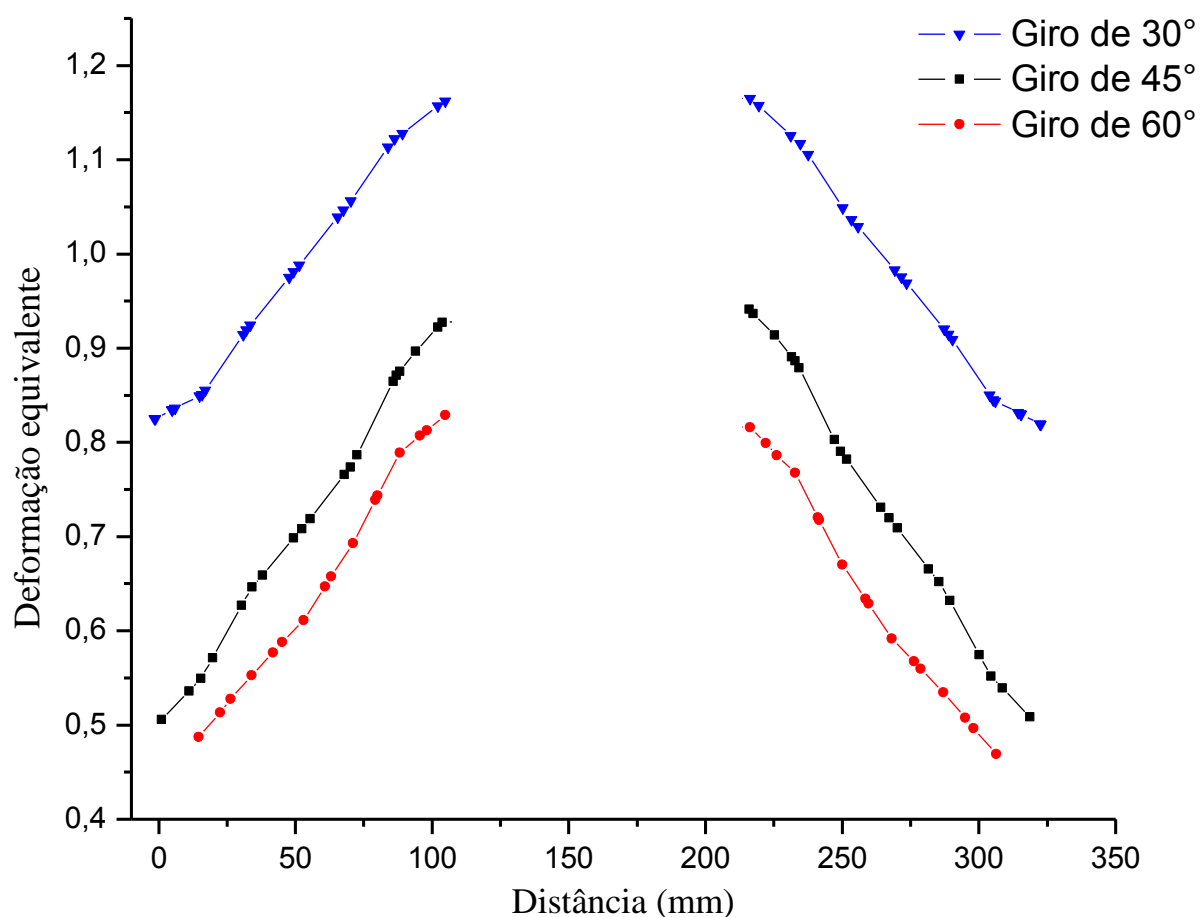


Figura 56: Perfil de deformação equivalente ao longo da linha central das peças forjadas com os diferentes ângulos de giro analisados.

Os resultados numéricos mostram que o processo de FMA utilizando ângulo de giro de  $30^\circ$  após cada passe de deformação tende a apresentar maiores valores de deformação ao longo de toda seção transversal da peça, partindo de cerca de 0,8 nas camadas mais externas do material e aumentando em direção ao centro da peça, até cerca de 1,1 nas camadas mais

internas de material. Com o ângulo de giro de  $45^\circ$ , os valores de deformação encontram-se na ordem de 0,5 nas camadas mais externas e tendem a aumentar até atingir valores da ordem de 0,9 nas camadas mais internas de material. Para o ângulo de giro de  $60^\circ$ , os resultados numéricos demonstram que os valores de deformação tendem a ser também da ordem de 0,5 nas camadas mais externas até atingirem o máximo de 0,8 nas camadas mais internas de material.

Estes resultados numéricos demonstram que as deformações induzidas no material durante o processo de FMA tendem a ser menores à medida em que se aumenta o ângulo de giro após cada passe de deformação. Estes resultados são coerentes, visto que com maiores ângulos de giro, o número total de passes de deformação no material tende a ser menor. O número total de passes de deformação é de 12 passes, utilizando ângulo de giro de  $30^\circ$ , de 8 passes utilizando ângulo de giro de  $45^\circ$  e de 6 passes utilizando ângulo de giro de  $60^\circ$ .

A Figura 57 ilustra a evolução microestrutural das peças forjadas com os diferentes ângulos de giro analisados. Observa-se claramente que o ângulo de giro de  $60^\circ$  tende a apresentar menor fração volumétrica de material recristalizado nas camadas mais externas de material, o que indica que a utilização deste ângulo de giro é ineficaz para promover deformações suficientes para promover a continuidade da recristalização ao longo do processo. Por outro lado, as peças forjadas com ângulos de giro de  $30^\circ$  e  $45^\circ$  apresentam uma tendência de microestrutura refinada e homogênea ao longo de praticamente toda seção transversal. Para a peça forjada com ângulo de giro de  $30^\circ$ , os resultados numéricos demonstram que apenas em algumas regiões pontuais tendem a apresentar menor fração volumétrica de material recristalizado, possivelmente devido à maior perda de temperatura que ocorre na peça, se comparada à mesma peça forjada com ângulo de giro de  $45^\circ$ .

Portanto, em relação à qualidade microestrutural da peça forjada, ângulos de giro menores tendem a promover maiores deformações no material e também tendem a propiciar recristalização mais intensa ao longo da seção transversal da peça forjada. No entanto, as cargas necessárias para conformação também são maiores. Então, novamente, caso haja limitações na capacidade da prensa a ser utilizada no processo, é possível que ângulos de giro menores não sejam apropriados.

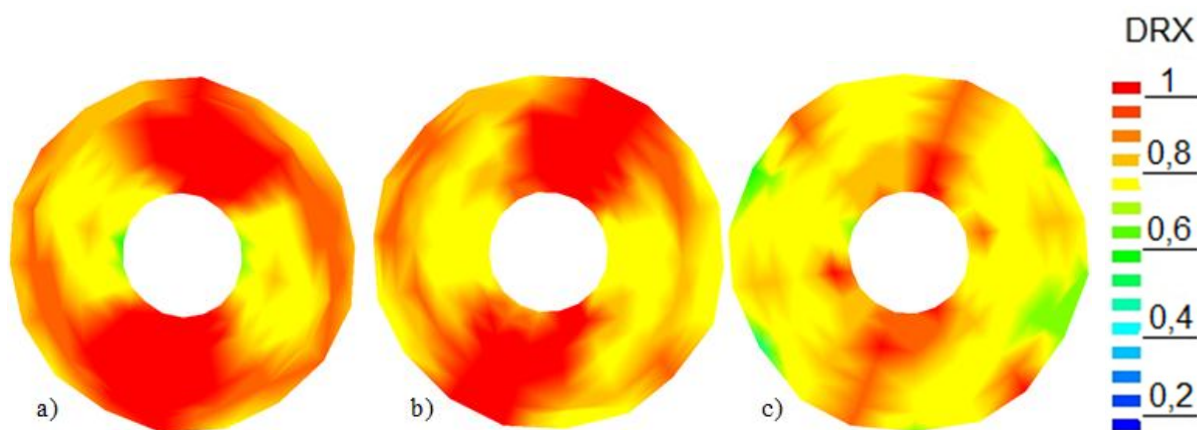


Figura 57: Distribuição de fração volumétrica de material recristalizado dinamicamente ao longo da seção transversal em  $Z = 150$  mm utilizando o ângulo de giro de: (a)  $30^\circ$ , (b)  $45^\circ$  e (c)  $60^\circ$ .

## 5.6. Validação Experimental das Simulações

A Figura 58 e a Figura 59 ilustram os resultados numéricos para distribuição de deformação equivalente e distribuição de fração recristalizada dinamicamente para as peças forjadas.

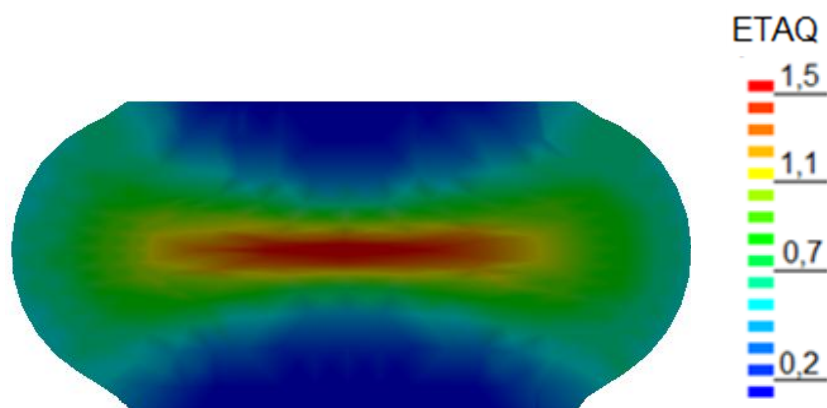


Figura 58: Resultados numéricos para distribuição de grau de deformação equivalente ao longo da seção longitudinal do corpo de prova de compressão.

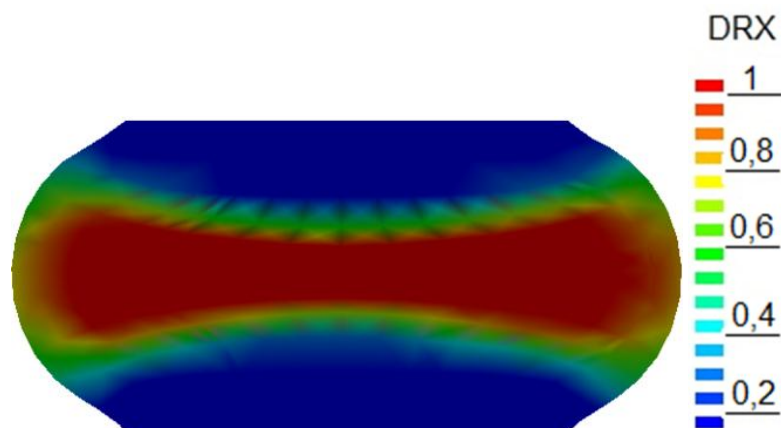


Figura 59: Resultados numéricos para distribuição de fração recristalizada dinamicamente ao longo da seção longitudinal do corpo de prova de compressão.



Durante o recalque a quente, o atrito entre as matrizes e a geratriz leva a uma distribuição não-uniforme do fluxo de metal e a um gradiente de grau de deformação ao longo da peça final forjada, o que pode ser visualizado através da Figura 58. Conseqüentemente, a evolução da microestrutura também será influenciada por essa heterogeneidade de distribuição de deformação. A simulação numérica prevê que as regiões nas quais a recristalização é mais intensa são as regiões nas quais o grau de deformação induzido na peça também é mais intenso. De acordo com os resultados numéricos, as regiões de contato entre matrizes e geratriz apresentam os menores valores de deformação, justamente pelo fluxo restringido de metal devido ao atrito, ao longo que a região no centro da peça apresenta os maiores valores de deformação equivalente.

É possível observar pela Figura 58 que o grau de deformação equivalente é alto na região central da peça, próximo de 1,5, e muito menor nas regiões próximas à superfície matriz/peça. Nota-se pela Figura 59 que na região central da peça, onde ocorre o maior grau de deformação no material, a recristalização dinâmica é praticamente completa, chegando próximo de 100% de material recristalizado, e tende a diminuir à medida que se afasta da região central, atingindo um valor mínimo de recristalização próximo à superfície, justamente a região onde ocorre a menor deformação no material.

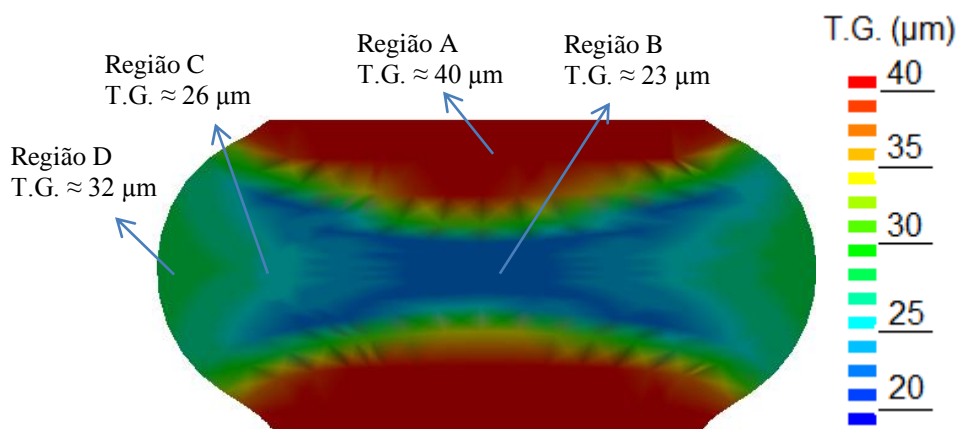


Figura 60: Resultados numéricos para distribuição de tamanho de grão ao longo da seção longitudinal do corpo de prova de compressão.

Os resultados numéricos para a distribuição de tamanho de grão através da Figura 60 mostram que há a tendência de uma microestrutura mais homogênea e refinada na região central da peça forjada. O tamanho de grão médio inicial, de cerca de 40 µm, passa a ser de cerca de 23 µm no centro da peça (região B). Na região A, próximo à superfície, onde a recristalização é praticamente nula, a tendência é de uma microestrutura mais grosseira, ao longo que nas regiões C e D, próximas à borda, a tendência é o material apresentar uma

microestrutura mais heterogênea, já que a fração de material recristalizado, de acordo com a Figura 59, é parcial ou incompleta.

Para se avaliar os resultados numéricos de evolução microestrutural, amostras metalográficas das peças obtidas experimentalmente foram retiradas destes pontos e analisadas. A Figura 61 ilustra micrografias óticas das diferentes regiões analisadas na peça forjada. Analisando a Figura 61, nota-se claramente a mudança na morfologia de microestrutura nas diferentes regiões analisadas. A microestrutura na região A apresenta-se basicamente de grãos grosseiros, ao longo que na região B nota-se uma microestrutura consideravelmente mais refinada e homogênea, indicativo de microestrutura recristalizada [BRAND, 1996; McQUEEN, 2004; SOLTANPOUR, 2012].

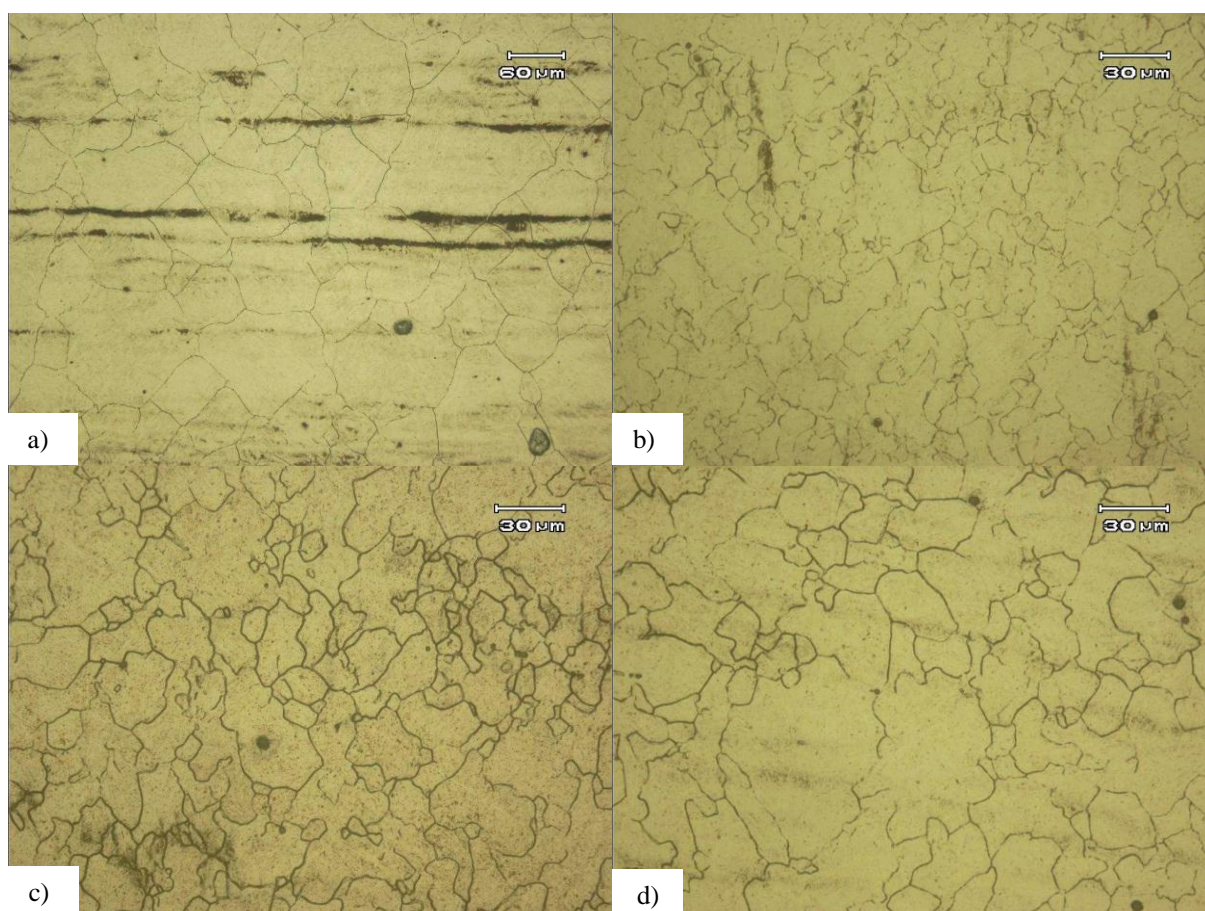


Figura 61: Micrografias óticas referentes à: (a) região A; (b) região B; (c) região C e (d) região D.

Analisando a Figura 61-c e a Figura 61-d, observa-se uma microestrutura bastante heterogênea nestas regiões, formada por grãos refinados e também por grãos grosseiros, o que é indicativo de recristalização parcial ou incompleta [BRAND, 1996; McQUEEN, 2004].

Tabela 16: Tamanho de grão médio e desvio-padrão obtidos experimentalmente, nas diferentes regiões analisadas.

Região	Tamanho de grão médio ( $\mu\text{m}$ )	Desvio-padrão
A	58,2	12,6
B	14,1	1,8
C	22,5	5,8
D	26,7	4,9

Os resultados experimentais estão de acordo com os resultados numéricos apresentados, que mostram que na medida em que se afasta da região A em direção às bordas da peça, a fração de material recristalizado dinamicamente tende a ser menor. A Tabela 16 apresenta o tamanho de grão médio e o desvio-padrão obtidos em cada região analisada. Pelos respectivos desvios-padrões percebe-se a maior heterogeneidade no tamanho de grão principalmente na região A, e também nas regiões C e D.

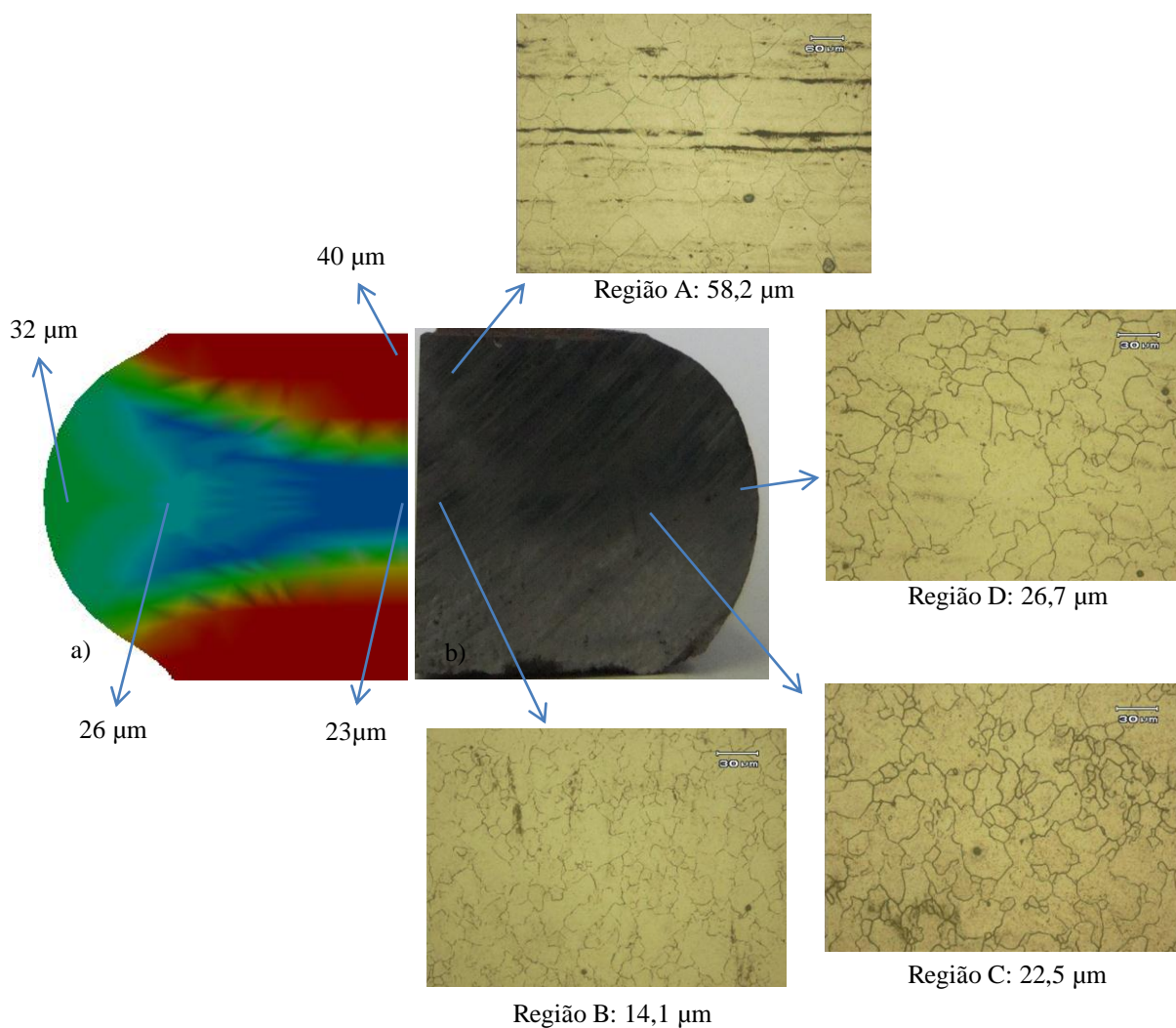


Figura 62: Comparativo de evolução de microestrutura para a peça forjada: (a) resultados numéricos e (b) resultados experimentais.

A Figura 62 ilustra uma comparação entre os valores de tamanho de grão austenítico obtidos através da simulação numérica e os valores obtidos experimentalmente. Na região A, a simulação numérica prevê um tamanho de grão de cerca de 40  $\mu\text{m}$ , ou seja, a simulação não prevê nenhuma recristalização, enquanto que o valor médio obtido experimentalmente foi de 58,2  $\mu\text{m}$ . Na região B, o valor previsto pela simulação é de 23  $\mu\text{m}$ , enquanto que o valor médio obtido experimentalmente foi de 14,1  $\mu\text{m}$ . Nas regiões C e D os valores previstos pela simulação para tamanho de grão foram de 26 e 32  $\mu\text{m}$ , respectivamente, enquanto que os valores médios obtidos experimentalmente foram de 22,5 e 26,7  $\mu\text{m}$ , respectivamente.

Pode-se observar que, com exceção da região A, nas outras regiões a simulação numérica tende a superestimar o tamanho de grão do material. Os resultados experimentais mostram que o refinamento de grão na região B é ainda mais intenso do que o previsto pela simulação numérica. Para as regiões C e D, a simulação numérica tende também a estimar tamanhos de grãos maiores. No entanto, a diferença entre os valores experimentais e numéricos para as regiões C e D é menor do que 20%, ou seja, não diferem significativamente, levando em consideração os desvios-padrões.

Na região A, possivelmente tenha ocorrido crescimento de grão, o que é sustentado pela equiaxialidade dos grãos austeníticos observados nesta região, visto a dificuldade em resfriar toda a peça logo após o processo de forjamento. Na simulação numérica, como não foi previsto nenhuma recristalização nesta região, a simulação também não prevê crescimento de grão. Isto possivelmente explica a diferença de tamanho de grão observada.

Na região B, possivelmente houve refinamento de grão austenítico mais intenso durante a conformação a quente, o que pode explicar a diferença entre o tamanho de grão previsto numericamente e o tamanho de grão obtido experimentalmente. Além disso, a cinética de recristalização e conseqüente tamanho de grão final são influenciados, entre outros fatores, pelas características iniciais do material, como densidade de discordâncias, grau de impurezas, defeitos existentes, etc., além de outros fenômenos recorrentes da deformação a quente, como por exemplo possível recristalização metadinâmica, o qual o software de simulação utilizado não prevê. [PADILHA, 2005; SOUZA FILHO, 2008].

Portanto, vale mencionar que é esperado que os valores de tamanho de grão obtidos experimentalmente sejam diferentes dos valores previstos pela simulação numérica, principalmente pela matéria-prima caracterizada no banco de dados do software de simulação não ser a mesma da matéria-prima utilizada nos procedimentos experimentais. No entanto, os resultados apresentados mostram que a simulação prevê com boa aproximação a morfologia de microestrutura ao longo das diferentes regiões da peça forjada, e é esta previsão desejada e

que auxilia na orientação para o projeto de um processo de conformação mecânica em escala industrial, possibilitando prever possíveis heterogeneidades microestruturais da peça a ser forjada, permitindo modificar os parâmetros de processo que influenciam diretamente na microestrutura, promovendo maior homogeneização microestrutural do produto final forjado.

Em relação ao fluxo de material, os resultados numéricos também estão de acordo com os resultados experimentais. A altura final e o diâmetro final médios dos corpos de prova obtidos experimentalmente foram de 15,0 mm e 34,9 mm, respectivamente. Os resultados obtidos pela simulação numérica para altura final e diâmetro final também foram de 15,0 mm e 34,9 mm, respectivamente. Também, de acordo com a Figura 62, a simulação previu o fenômeno conhecido por “embarrilhamento” do corpo de prova, o que é causado pelo fluxo restringido de material devido ao atrito nas superfícies de contato entre matrizes e peça.

Estes resultados indicam que o software de simulação numérica PEP/Larstran acoplado ao módulo de microestrutura *Strucsim* é eficaz na previsão do comportamento de deformação e na evolução de microestrutura para o aço DIN 42CrMo4.

## 6. CONCLUSÕES

O Método de Elementos Finitos mostrou-se uma ferramenta de grande eficácia para análise de parâmetros relacionados ao processo de forjamento a quente em matriz aberta, inclusive com previsão da microestrutura esperada para a peça forjada.

De acordo com os resultados de cada experimento numérico realizado é possível concluir que:

### **Primeiro Experimento Numérico:**

- A sequência operacional-A de forjamento apresentou melhores resultados em relação aos aspectos dimensionais da peça forjada, especialmente em relação ao diâmetro interno, propiciando também maior alongamento da peça forjada, apesar de exigir maiores cargas de conformação para o processo.
- Ambas sequências operacionais de forjamento avaliadas apresentaram tendência de maior grau de deformação e maior fração de material recristalizado nas camadas mais externas de material, e grãos deformados e heterogêneos nas camadas mais internas, com a geometria de matrizes e aspectos dimensionais utilizados.

### **Segundo Experimento Numérico:**

- A utilização de um par de matrizes de mesma geometria apresentou capacidade de induzir deformações maiores na linha central da peça forjada, propiciando também maior alongamento, ao mesmo tempo em que exige maiores cargas de conformação, se comparado à utilização de um par de matrizes de geometrias diferentes.
- Um par de matrizes de mesma geometria tende também a promover recristalização mais intensa nas camadas mais internas de material, do que um par de matrizes de diferentes geometrias.

### **Terceiro Experimento Numérico:**

- A matriz de geometria V-135° apresentou aspectos dimensionais insatisfatórios, além de grande distorção no diâmetro interno da peça forjada, não sendo adequada a ser aplicada para o processo em estudo.
- A matriz de geometria côncava é a que propiciou o maior alongamento da peça forjada e exigiu as maiores cargas de conformação, seguido da geometria V-120° e da

geometria radial-trapezoidal. A matriz de geometria V-135° propiciou menor alongamento dentre as geometrias analisadas.

- A geometria côncava promoveu os resultados mais satisfatórios de distribuição de deformação ao longo da seção transversal, sendo a única que apresentou valores de deformação na linha central da peça mais próximos de 0,6, o recomendado pela literatura para eficácia no fechamento de vazios internos.
- Para todas as geometrias de matrizes analisadas com razão de mordida de 0,3 os maiores graus de deformações localizam-se nas regiões fora da linha central da peça forjada, nas camadas mais externas de material, diminuindo à medida em que se aproxima do centro da peça.

#### **Quarto Experimento Numérico:**

- O processo com razão de mordida de 0,3 propiciou maior alongamento da peça e exigiu menores cargas de conformação, comparado com o processo utilizando razão de mordida de 0,6.
- No entanto, com a alteração de ferramental proposta, utilizando razão de mordida de 0,6, a deformação induzida na linha central da peça é muito mais intensa, apresentando valores acima de 0,6, acima do recomendado pela literatura para eficácia no fechamento de defeitos internos.
- Em relação à evolução microestrutural, o processo utilizando razão de mordida de 0,6 apresentou maior intensidade de recristalização ao longo de toda seção transversal da peça.

#### **Quinto Experimento Numérico:**

- Ângulos de giro menores tendem a apresentar maior distorção do diâmetro interno da peça, ao longo que ângulos de giro maiores tendem a apresentar maior alongamento final.
- Ângulos de giro menores, no entanto, induzem maior grau de deformação ao longo da linha central da peça. Todos os ângulos de giro propiciaram graus de deformação acima de 0,6 nas camadas mais internas de material.

Portanto, através dos resultados numéricos apresentados, conclui-se que o processo de forjamento em matriz aberta para a produção de um eixo vazado mostrou-se mais adequado

com a utilização de um par de matrizes côncavas, utilizando razão de mordida de 0,6, aplicando a sequência operacional de forjamento-A.

Também, através de experimentos de compressão a quente foi possível confirmar que o modelo de evolução microestrutural inserido no software de elementos finitos utilizado é capaz de prever com boa aproximação o mapa de evolução microestrutural durante a deformação a quente, apesar da divergência nos valores de tamanho de grão recristalizado dinamicamente.

Pôde ser visto que utilizando matrizes de dimensões e geometrias apropriadas é possível controlar a distribuição do campo de deformações durante o FMA, e conseqüentemente também a distribuição de microestrutura do produto final forjado. Portanto, através do controle das estratégias de forjamento durante o FMA a quente é possível obter o controle da microestrutura final desejada para o produto forjado, possibilitando a produção de produtos de superior desempenho mecânico e maior valor agregado.



## 7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Avaliação de diferentes parâmetros geométricos de ferramental como raios de matrizes, conicidade do mandril, diferentes ângulos de abertura de matrizes com geometria em V, etc, e a influência no campo de deformações e na microestrutura da peça forjada.
- Realizar alterações na relação comprimento e diâmetro da geratriz, avaliando a influência desta relação nos aspectos dimensionais da peça final forjada e nos resultados relacionados às cargas de conformação e campo de deformações da peça final forjada.
- Estimar, através do Método de Elementos Finitos, outros aspectos microestruturais, como composição de fases e tamanho de grão final, levando em consideração o resfriamento da peça e os fenômenos metalúrgicos associados, como recristalização estática e crescimento de grão. Também, avaliar a influência de outros parâmetros do processo de forjamento, como a temperatura da geratriz, velocidades de ferramenta e coeficientes de atrito, na qualidade microestrutural da peça final forjada.
- Adotar as metodologias sugeridas nesse trabalho no Forjamento em Matriz Aberta para obtenção de outros componentes, como eixos de grande porte maciços e eixos para aplicação em aerogeradores de energia com diferentes dimensões.
- Estimar o comportamento mecânico final da peça forjada através de experimentos físicos em escala e ensaios mecânicos em amostras, como tração, flexão e dureza.
- Avaliar, através do Método de Elementos Finitos, a capacidade de fechamento de vazios do processo de FMA localizados em diferentes regiões do material, com a metodologia de processo sugerida neste trabalho.
- Avaliar a influência do tamanho de grão inicial da matéria-prima para fabricação de eixos de grande porte, no tamanho de grão final e na qualidade microestrutural da peça final forjada.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[ASM HANDBOOK 1]. ASM International. **ASM Handbook: Properties and selection: Irons, steels and high performance alloys**. 10<sup>o</sup> edição. ASM International, 1996. Vol 1.

[ASM HANDBOOK 11]. ASM International. **ASM Handbook: Failure analysis and prevention**. 9<sup>o</sup> edição. ASM International, 2002. Vol 11.

[ASM HANDBOOK 14]. ASM International. **ASM Handbook: Forming and Forging**. 9<sup>o</sup> edição. ASM International, 1996. Vol 14.

[ASTM E112]. American Society for Testing and Materials. **Standard Test Methods for Determining Average Grain Size: ASTM E112-96**.

[BO, 2010]. BO, M. et al. Static recrystallization kinetics model after hot deformation of low-alloy steel Q345B. **Journal of Iron and Steel Research**, 61-66 (2010) 17(8).

[BONET, 1997]. BONET, J.; WOOD, R.D. **Nonlinear Continuum Mechanics For Finite Element Analysis**. Cambridge: Cambridge University Press, 1997.

[BRAGA, 2005]. BRAGA, L.F. **Simulação computacional por elementos finitos do processo de forjamento em matriz fechada de rodas SAE 4140 de utilização em ponte rolante**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Pontifca Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2005.

[BRAND, 1996]. BRAND, A.J.; KARHAUSEN, K.; KOPP, R. Microstructural simulation of nickel base alloy Inconel 718 in production of turbine discs. **Materials Science and Technology**, 963-969 (1996) 12.

[BUDYNAS, 2006]. BUDYNAS, R.G.; NISBETT, J.K. **Shigley's Mechanical Engineering Design**. 8<sup>o</sup> Edição. Columbus: McGraw-Hill, 2006.

[CETLIN, 2005]. CETLIN, P.R.; HELMAN, H. **Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais**. 2<sup>o</sup> ed. São Paulo: Artliber, 2005.

[CHANDRUPATLA, 1991]. CHANDRUPATLA, T.R.; BELEGUNDU, A.D. **Introduction to Finite Elements in Engineering**. Nova Jérsei: Prentice Hall, 1991.

[CHEN, 2012]. CHEN, K. et al. Strain function analysis method for void closure in the forging process of the large-sized steel ingot. **Computational Materials Science**, 51, p. 72-77, 2012.

[CHO, 1998]. CHO, J.R. et al. Analysis of the cogging process for heavy ingots by finite elemento method and physical modelling method. **Journal of Materials Processing Technology**, 80-81, p. 161-165, 1998.

[CHOI, 2006]. CHOI, S.K.; et al. Optimization of open die forging of round shapes using FEM analysis. **Journal of Materials Processing Technology**, 172, p. 88-95, 2006.

[DIETER, 1986]. DIETER, G. **Metalurgia Mecânica**. 2º edição. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1986.

[DUDRA, 1990]. DUDRA, S.P.; YIM, Y.T. Investigation of metal flow in open die forging with diferente die and billet geometries. **Journal of Materials Processing Technology**, 21, p. 143-154, 1990.

[DYJA, 2004]. DYJA, H. et al. Modelling of shape anvils in free hot forging of long products. **Journal of Materials Processing Technology**, 157-158, p. 131-137, 2004.

[FEITOSA, 2003]. FEITOSA, E.A.N et al. **Panorama do potencial eólico no Brasil**. Brasilia: Dupligráfica, 2003.

[FIA, 2007]. Forging Solutions: Design Engineering Information from FIA. **Forging Industry Association**. Reportagem técnica, 2007.

[FRANZKE, 2009]. FRANZKE, M., GRUBER, J.; BARTON, G.: Manual do software PEP Programmer's Environment for Pre-/Postprocessing. Versão 3.73, acut Aachener Umformtechnik GmbH, Aachen, Alemanha, 2009.

[FROTA Jr., 2009]. FROTA JUNIOR, R.T.C. **Avaliação de parâmetros do processo de forjamento a quente em matriz aberta pelo método de elementos finitos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Aeronáutica e Mecânica). Instituto Tecnológico da Aeronáutica, São José dos Campos, 2009.

[GLASS, 1998]. GLASS, R.; et al. Processes of partial bulk metal-forming: Aspects of technology and FEM simulation. **Journal of Materials Processing Technology**, 80-81, p. 174-178, 1998.

[GOMES, 2012]. GOMES, T. S. **Estudo do efeito do tratamento térmico T6 na liga de magnésio AZ61 extrudada em diferentes geometrias de ferramenta**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais). Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

[GUAN, 2009]. GUAN, J. et al. The microstructure optimization of H-shape forgings based on preforming die design. **Materials Science and Engineering A**, 499, 304-308, 2009.

[HANSEN, 2012]. HANSEN, L.H. et al.. **Conceptual survey of Generators and Power Electronics for Wind Turbines**. Riso National Laboratory, Roskilde, dez. 2001. Disponível em: <<http://www.risoe.dk/rispubl/VEA/veapdf/ris-r-1205.pdf>>. Acesso em: 12 mai 2012.

[HAU, 2006]. HAU, Erich. **Wind Turbines: Fundamentals, Technologies, Application, Economics**. 2º Edição. Berlin: Springer-Verlag, 2006.

[HE, 2009]. HE, X. et al. Robust parameters control methodology of microstructure for heavy forgings based on Taguchi method. **Materials and Design**, 30, p. 2084-2089, 2009.

[HIRT, 2011]. HIRT, G. et al. Fast models for online-optimization during open die forging. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, 60, p. 295-298, 2011.

[HODGSON, 2008]. HODGSON, P.D. et al. Recrystallization in AISI 304 austenitic stainless steel during and after hot deformation. **Materials Science and Engineering A**, 485, p. 664-672, 2008.

[KARHAUSEN, 1992]. KARHAUSEN, K; KOPP, R. Model for integrated process and microstructure simulation in hot forming. *Steel Research*, 63, p. 247-256, 1992.

[KOBAYASHI, 1989]. KOBAYASHI, S. et al. **Metal Forming and The Finite Element Method**. Nova Iorque: Oxford University Press, 1989.

[KOPP, 1996]. KOPP, R. et al. Microstructural simulation in hot rolling of aluminium alloys. **Computational Materials Science**, 7, p. 242-246, 1996.

[LEE, 2011]. LEE, Y.S. et al. Internal void closure during the forging of large cast ingots using a simulation approach. **Journal of Materials Processing Technology**, 211, p. 1136-1145, 2011.

[LIANG-YUN, 2011]. LIANG-YUN, L. et al. Dynamic and static recrystallization behavior of low carbon high niobium microalloyed steel. **Journal of Iron and Steel Research**, 18(1), p. 55-60, 2011.

[LIMA, 2007]. LIMA, D.R.S. **Desenvolvimento de tecnologia de forjamento de aço AISI 8640 destinado à produção de brocas de perfuração**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais). Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2007.

[LIMA, 2006]. LIMA, F.B. **Microestrutura e tenacidade de aços baixa liga tipo 41XX - uma abordagem quantitativa**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais). Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.

[LIN, 2008]. LIN, Y.C. et al. Prediction of 42CrMo steel flow stress at high temperature and strain rate. **Mechanics Research Communications**, 35, p. 142-150, 2008.

[LINO, 2008]. LINO, R. E. **Modelagem matemática de curvas tensão-deformação**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas). Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2008.

[MANWELL, 2002]. MANWELL, J.F.; McGOWAN, J.G.; ROGERS, A.L. **Wind Energy Explained: Theory, Design and Application**. West Sussex: John Wiley & Sons, 2002.

[MARTINS, 2005]. MARTINS P., RODRIGUES, J. **Tecnologia Mecânica**. Vol 1. Lisboa: Escolar Editora, 2005.

[MARTINS, 2009]. MARTINS, V. et al. Comportamento do coeficiente de atrito no aço AISI 4140 em teste de compressão do anel com diferentes lubrificantes. In: Congresso da Associação Brasileira de Materiais, 64, Belo Horizonte, 2009. *Anais*. Belo Horizonte, p. 44-63.

[McQUEEN, 2004]. McQUEEN, H.J.; IMBERT, C.A.C. Dynamic recrystallization: plasticity enhancing structural development. **Journal of Alloys and Compounds**, 378, p. 35-43, 2004.

[MEDEIROS, 2012]. MEDEIROS, G. A. **Uma contribuição ao forjamento em matriz aberta de eixos vazados**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais). Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

[McPHERSON, 2008]. McPHERSON, O. **Grain Growth in AISI 4140**. Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Mecânica. Worcester Polytechnic Institute, Worcester, Estados Unidos, 2008.

[PADILHA, 2005]. PADILHA, A.F.; SICILIANO JUNIOR, F. **Encruamento, Recristalização, Crescimento de Grão e Textura**. 3º edição. São Paulo: ABM Livros, 2005.

[PARK, 1997]. PARK, C.Y.; YANG, D.Y. A study of void crushing in large forgings II: Estimation of bonding efficiency by finite-element analysis. **Journal of Materials Processing Technology** 72, 32-41, 1997.

[PHILIPP, 1993]. PHILIPP, F.D. **Physikalische Prozessdaten für die numerische Simulation von Warmumformverfahren**. Tese (Doutorado em Conformação Mecânica). Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Geowissenschaften der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule, Aachen, Alemanha, 1993.

[RECKER, 2010]. RECKER, D. et al. Grain size prediction during open die forging processes. **La Metallurgia Italiana** 9, 29-35, 2010.

[RENERGY, 2011]. Como funcionam os aerogeradores. **Revista Renergy**, Fortaleza, n. 6, p. 89, 2011.

[SCHAEFFER, 2001]. SCHAEFFER, L. **Forjamento: Introdução ao Processo**. 1º Ed. Porto Alegre: Imprensa Livre, 2001.

[SCHÄFER, 2010-a]. SCHÄFER, D.; HIRT, G. Phenomenological microstructure simulation of incremental bulk metal forming using a multi mesh method. In: Proceedings of the 10th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes – Numiform. Coréia do Sul, 2010.

[SCHÄFER, 2010-b]. SCHÄFER, D. et al. Bulk metal parts for powerplants In: Anais da 14º Conferência Internacional de Forjamento – 30º Senafor. 2010. Porto Alegre.

[SCHÄFER, 2011]. SCHÄFER, D. et al. Parametric modeling of complex open die forging processes. In: Anais da 15º Conferência Internacional de Forjamento – 31º SENAFOR. 1º edição, p. 130-140. Porto Alegre, 2011

[SELLARS, 1979]. SELLARS, C.M.; WHITEMAN, J.A. Recrystallization and grain growth in hot rolling. **The Metals Society**, 1979.

[SHAH, 1986]. SHAH, K.N. et al. Finite element simulation of internal void closure in open-die press forging. **Advanced Manufacturing Processes**, 1, p. 501-516, 1986.

[SINATORA, 2006]. SINATORA, A. et al. Effect of anvil geometry on the stretching of cylinders. **Journal of Materials Processing Technology**, 179, p. 50-55, 2006.

[SINCZAK, 1998]. SINCZAK, J. et al. Prediction of mechanical properties of heavy forgings. **Journal of Materials Processing Technology**, 80-81, p. 166-173, 1998.

[SOLTANPOUR, 2012]. SOLTANPOUR, M.; YANAGIMOTO, J. Material data for the kinetics of microstructure evolution of Cr-Mo-V steel in hot forming. **Journal of Materials Processing Technology**, 212,p. 417-426, 2012.

[SOUZA, 2011]. SOUZA, T. F. **Simulações computacionais para análise e minimização das tensões residuais no processo de trefilação**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais). Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2011.

[SOUZA FILHO, 2008]. SOUZA FILHO, V. **Estudo do comportamento microestrutural de aços forjados a quente em condições de alta taxa de deformação**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade de Campinas, Campinas, 2008.

[TONG, 2010] TONG, W. **Wind Power Generation and Wind Turbine Design**. Southampton: WIT Press, 2010.

[TOTTEN, 2006]. TOTTEN, G. E. **Steel Heat Treatment: Metallurgy and Technology**. 2° edição. Portland: Taylor & Francis, 2006.

[WANG, 2008]. WANG, J. et al. Dynamic recrystallization behavior of microalloyed forged steel. **Journal of Iron and Steel Research International**, 15(3), 78-81, 2008.

[YANAGIDA, 2004]. YANAGIDA, A., YANAGIMOTO, J. A novel approach to determine the kinetics for dynamic recrystallization by using the flow curve. **Journal of Materials Processing Technology**, 151, p. 33-38, 2004.

[YANAGIMOTO, 2005]. YANAGIMOTO, J.; YANAGIDA, A. Regression method of determining generalized description of flow curve of steel under dynamic recrystallization. **ISIJ International**, 45(6), p. 858-866, 2005.