

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

Estudo do Forjamento de Eixos Vazados com Contorno Interno para Utilização em  
Aerogeradores

Rodrigo Prestes Limberger

Dissertação para obtenção do título de Mestre em Engenharia

Porto Alegre

2015

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

Rodrigo Prestes Limberger  
Engenheiro Mecânico

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

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre  
2015

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:

Dr. Alberto Guerreiro Moreira Brito

Prof. Dr. Alexandre da Silva Rocha

Prof. Dr. Carlos Augusto Silva de Oliveira

*“Amem muito,  
Amem-se muito.”*

Ceres Lis Schirmer Muratt

## AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Geraldo de Oliveira Limberger e Marilez Porto Prestes, pelo incansável apoio.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Ing. Lirio Schaeffer, pelos ensinamentos, auxílio e oportunidade.

A todos os colegas do Laboratório de Transformação Mecânica (LdTM) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, em especial, ao M.Sc. Alex Bueno, Eng. Marcelo Cóser, M.Sc. Eng. Luana de Lucca de Costa, Dr. Eng. Alberto Guerreiro Moreira de Brito, Prof. Dr. Alexandre da Silva Rocha,

A acadêmica Kíssia Bertoluci Cardoso pelo incentivo, apoio e paciência na reta final.

Aos acadêmicos de engenharia metalúrgica André Rosiak, Lucas Antônio Vieira Gonçalves e Matheus Fortes pelo suporte e descontração.

Aos colegas do IBF, M.Sc. Dirk Rosenstock, M.Sc. Martin Wolfgarten pela parceria, dedicação e suporte no desenvolvimento do trabalho em Aachen.

A família Fontanive pelo suporte e afeto, especialmente a Janaina.

A Ceres Lis Schirmer Muratt e a família Muratt pelos ensinamentos que serão levados por toda a vida.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico - CNPq pela bolsa de mestrado e financiamento do projeto BRAGECRIM (Iniciativa Brasil-Alemanha para Pesquisa Colaborativa em Tecnologia de Manufatura).

A todos os amigos, colegas e professores que participaram e auxiliaram nestes anos de pesquisa.

## RESUMO

Esse trabalho propõe a investigação da geometria dos contornos internos de eixos vazados para aerogeradores quando aplicados mandris com diferentes diâmetros ao longo de seu comprimento no forjamento incremental em matriz aberta. Tem-se por finalidade a fabricação de um mandril que proporcione à peça forjada formato mais perto do formato final proposto. Foram estudados através do uso de simulações numéricas computacionais com o *software Simufact.forming 12* e ensaios com o material modelo plasticina possíveis geometrias de mandris, variando a angulação na região de troca de diâmetros ao longo do comprimento entre 0°, 30° e 60°, e analisados o comportamento do escoamento do material na região. Com o processo simulatório concluído, foi produzido o mandril que apresentou melhor desempenho e foram realizados testes práticos. No total, duas peças foram forjadas e analisados seus resultados. A geometria proposta da peça foi alcançada, confirmando a escolha da cinemática do processo. A temperatura do mandril foi aferida e comparada com a temperatura durante a simulação, onde no último passe, a medida foi 720°C e a simulada em torno de 620°C. As forças de forjamento apresentaram diferença entre a simulação e forjado na média de 7,6%.

Palavras-chave: Forjamento em Matriz Aberta, Simulação computacional, Aerogeradores.

## ABSTRACT

This work proposes the investigation of the internal contour of hollow shafts for wind turbines when applied mandrels with different diameters along its length in incremental open-die forging. It is intended to manufacture a mandrel to provide a forged part closer to the final proposed geometry. Studies were conducted using the numerical computer simulations software Simufact.forming 12 and models of plasticine aiming possible mandrel geometries, varying the angle of the different-diameters region along the length between 0°, 30° and 60° and analyzed the behavior of the material flow in the region. As the simulation process was concluded, the mandrel with the best performance was produced and practical tests were performed. In total, two workpieces were forged and analyzed its results. The proposed geometry was achieved, confirming the choice of process kinematics. The temperature of the mandrel was measured and compared with the temperature during the simulation at the last pass, the measurement resulted in 720°C and the simulated around 620°C. The forging forces showed differences between simulation and forging of an average of 7.6%.

Key-Words: Open-die Forging, Computer Simulation, Wind Power Generators

## LISTA DE FIGURAS

<b>Figura 1</b> – Fluxograma das atividades realizadas.....	18
<b>Figura 2</b> – Capacidade acumulada de produção de energia eólica a partir de 1996 [GWEC, 2013]. .....	19
<b>Figura 3</b> - Componentes presentes em aerogeradores: 1 – Sistema de freio aerodinâmico; 2 – Pás; 3 – Sistema de freio a disco; 4 – Nacele; 5 – Eixo principal; 6 – Multiplicador de velocidade; 7 – Eixo do gerador; 8 – Torre de sustentação; 9 – Gerador elétrico; 10 – Anemômetro; 11 – Controlador; 12 – Subestação; 13 – Central de transmissão [Fonte: <a href="http://www.housepress.com.br/siteprysmian/imagens/ed46/">http://www.housepress.com.br/siteprysmian/imagens/ed46/</a> ]. .....	20
<b>Figura 4</b> – Eixo maciço forjado de 8 toneladas para aerogerador [Fonte: Villares Metals, 2011]. .....	21
<b>Figura 5</b> – Aumento da resistência mecânica e redução de peso em eixos forjados e vazados [Adaptado de Recker, 2013]. .....	22
<b>Figura 6</b> – Material a ser removido internamente da peça finalizada através de usinagem. ....	22
<b>Figura 7</b> – Processo de alongamento no forjamento de tubos vazados [Fonte: Spur, 2012]. .....	24
<b>Figura 8</b> – Resfriamento do mandril durante o processo de forjamento [Fonte: Dahl, 1993]. .....	25
<b>Figura 9</b> – Par de matrizes planas (a), côncavas (b) e em V (c) [Fonte: ASM Metals Handbook, 2005]. .....	26
<b>Figura 10</b> – Corpo cilíndrico antes (a) e depois (b) da deformação na direção z [Adaptado de Corrêa, 2013]. .....	29
<b>Figura 11</b> – Sistemática do forjamento incremental em matriz aberta [Fonte: Adaptado de Cetlin e Helman, 2005]. .....	30
<b>Figura 12</b> – Distribuição de deformações quando alterado o avanço ao longo do forjamento [Fonte: adaptado de Spur, 2012]. .....	32
<b>Figura 13</b> – Distribuições de deformações com diferentes razões de mordida [Fonte: adaptado de Wolske 2005]. .....	32
<b>Figura 14</b> – Somatório de deformações para diferentes avanços [Fonte: adaptado de Wolske, 2005]. .....	33
<b>Figura 15</b> – Curva TTT para o aço AISI 4140 [Fonte: Bailey et al., 2009] .....	35
<b>Figura 16</b> – Curvas de escoamento do aço AISI 4140 para diferentes temperaturas e velocidades de deformação [Fonte: Kim et al., 2003]. .....	36
<b>Figura 17</b> – Curvas de escoamento do aço AISI 4140 para diferentes temperaturas e velocidades de deformação [Fonte: IBF]. .....	36
<b>Figura 18</b> – Fluxograma de um processo de conformação mecânica realizado através de simulação numérica [Adaptado de: Kobayashi, 1989]. .....	39
<b>Figura 19</b> – Simulação do processo de forjamento em matriz aberta para eixos vazados e força medida durante a simulação do primeiro recalque [Corrêa, 2014]. .....	40
<b>Figura 20</b> – Simulação de eixo vazado forjado em 4 passes [Fonte: Rosenstock et al., 2013]. .....	42
<b>Figura 21</b> – Mandril forjado no IBF em 2013 [Wolfgarten, 2014]. .....	43

<b>Figura 22</b> – Vista frontal da geometria forjada no IBF em 2013 [Wolfgarten, 2014].	44
<b>Figura 23</b> – Comparação entre a força medida e a força simulada pelo software Forge nos dois primeiros passes de forjamento [Adaptado de Wolfgarten, 2014].	44
<b>Figura 24</b> – Billet inicial utilizado no processo.	45
<b>Figura 25</b> – Geometria idealizada do eixo vazado após o forjamento.	45
<b>Figura 26</b> – Forjamento prático realizado no IBF.	47
<b>Figura 27</b> – Matriz superior plana.	47
<b>Figura 28</b> – Matriz inferior em V.	47
<b>Figura 29</b> – Geometria do mandril disponível no IBF.	48
<b>Figura 30</b> – Fluxograma do estudo da geometria do mandril.	49
<b>Figura 31</b> – Geometria das diferentes regiões de transição.	50
<b>Figura 32</b> – Sequência de passes de forjamento até atingir a forma final.	52
<b>Figura 33</b> – Sequência de mordidas a cada incremento.	53
<b>Figura 34</b> – Posicionamento das matrizes em relação à peça no início do processo.	53
<b>Figura 35</b> – Fluxo do material durante o forjamento com avanço do mandril no sentido positivo em relação ao eixo Z.	56
<b>Figura 36</b> - Sistema de molas e sua influência na eliminação de forças no mandril ao longo do forjamento	58
<b>Figura 37</b> – Mandris em escala utilizados nos ensaios com plasticina.	59
<b>Figura 38</b> – Matrizes utilizadas nos ensaios com plasticina.	59
<b>Figura 39</b> – Sequência de passes realizados no forjamento do eixo vazado utilizando mandril com 0° na região de transição.	61
<b>Figura 40</b> – Temperaturas no início do processo e no final de cada passe de forjamento na simulação computacional.	62
<b>Figura 41</b> – Geometria final simulada quando utilizado o mandril com geometria 0°.	63
<b>Figura 42</b> – Região de transição evidenciando a falta de contato entre o eixo e o mandril ao final do último passe na simulação.	63
<b>Figura 43</b> – Distribuição de deformações após o último passe de forjamento.	64
<b>Figura 44</b> – Geometria final da peça simulada com mandril de geometria 30°.	64
<b>Figura 45</b> – Região de transição com o contorno do mandril em evidência.	65
<b>Figura 46</b> – Distribuição das deformações na peça após o último passe de forjamento.	65
<b>Figura 47</b> - Geometria final da peça simulada com mandril de geometria 60°	66
<b>Figura 48</b> - Região de transição com o contorno do mandril em evidência.	66
<b>Figura 49</b> - Distribuição das deformações na peça após o último passe de forjamento.	67
<b>Figura 50</b> – Distribuição das temperaturas no interior dos mandris após o primeiro passe.	67
<b>Figura 51</b> – Geometria final do ensaio com plasticina utilizando o mandril de 0°.	68
<b>Figura 52</b> – Geometria final do ensaio com plasticina utilizando o mandril de 30°.	69
<b>Figura 53</b> – Geometria final do ensaio com plasticina utilizando o mandril de 60°.	69

<b>Figura 54</b> – Geometria do mandril utilizado para as simulações da geometria final. ....	70
<b>Figura 55</b> – Sequência adotada para forjamento no primeiro passe.....	70
<b>Figura 56</b> – Diferentes posicionamentos do billet em relação ao mandril.....	71
<b>Figura 57</b> – Geometria após último passe de forjamento para diferentes posicionamentos iniciais do billet. ....	71
<b>Figura 58</b> – Geometria final do eixo vazado utilizando a cinemática mais adequada para o processo.....	72
<b>Figura 59</b> – Mandril antes de ser usinado. ....	73
<b>Figura 60</b> – Mandril utilizado para confecção do mandril projetado.....	73
<b>Figura 61</b> – Forma final do mandril a ser utilizado. ....	73
<b>Figura 62</b> – Billet aquecido e posicionado no mandril. ....	74
<b>Figura 63</b> – Forjamento após o segundo passe do processo. ....	74
<b>Figura 64</b> – Geometria final da peça forjada no primeiro forjamento. ....	75
<b>Figura 65</b> – Força aplicada pela prensa no primeiro passe. ....	76
<b>Figura 66</b> – Resultado da simulação da força aplicada no primeiro passe. ....	76
<b>Figura 67</b> – Força aplicada pela prensa no segundo passe. ....	77
<b>Figura 68</b> – Resultado da simulação da força aplicada no segundo passe. ....	77
<b>Figura 69</b> – Medição de temperatura do mandril após o primeiro avanço do primeiro passe. ....	77
<b>Figura 70</b> – Gráfico da medição de temperaturas do interior do mandril ao longo dos dois primeiros passos de forjamento.....	78
<b>Figura 71</b> – Temperaturas na simulação nos mesmos momentos em que foram medidos no experimento pelo termopar. ....	78
<b>Figura 72</b> – Último passe sendo forjado. ....	80
<b>Figura 73</b> – Geometria da peça após o forjamento.....	80
<b>Figura 74</b> – Mandril após retirada do eixo forjado após último passe de forjamento. ....	81
<b>Figura 75</b> – Corte longitudinal do segundo eixo forjado. ....	81
<b>Figura 76</b> – Comparação entre as medidas da peça projetada, simulada e forjada.....	82

## LISTA DE SÍMBOLOS

$b_0$	<i>Largura inicial da geratriz [mm]</i>
$b_1$	<i>Largura final da geratriz [mm]</i>
$B$	<i>Comprimento da matriz [mm]</i>
$d_0$	<i>Diâmetro interno inicial [mm]</i>
$d_1$	<i>Diâmetro interno final [mm]</i>
$F$	<i>Força para conformação [kN]</i>
$h_0$	<i>Altura inicial da geratriz [mm]</i>
$h_1$	<i>Altura final da geratriz [mm]</i>
$k$	<i>Condutividade térmica [<math>W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}</math>]</i>
$k_f$	<i>Tensão de escoamento do material [MPa]</i>
$k_w$	<i>Resistência à deformação [MPa]</i>
$L$	<i>Largura da matriz [mm]</i>
$l_p$	<i>Comprimento do passe forjado [mm]</i>
$r_1$	<i>Raio final [mm]</i>
$r_0$	<i>Raio inicial [mm]</i>
$S$	<i>Fator de alargamento [-]</i>
$S_b$	<i>Comprimento de contato [mm]</i>
$T$	<i>Temperatura [<math>^{\circ}C</math>]</i>
$V_f$	<i>Velocidade da Ferramenta [<math>m \cdot s^{-1}</math>]</i>

## LISTA DE SÍMBOLOS GREGOS

$\alpha$	<i>Coeficiente de transferência de calor [<math>W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}</math>].</i>
$\mu$	<i>Coeficiente de atrito [-]</i>
$\varphi$	<i>Deformação verdadeira [-]</i>
$\varphi_h$	<i>Deformação verdadeira em altura [-]</i>
$\varphi_p$	<i>Deformação verdadeira no perímetro [-]</i>
$\varphi_r$	<i>Deformação verdadeira no raio [-]</i>
$\dot{\varphi}$	<i>Velocidade de deformação [<math>s^{-1}</math>]</i>

**LISTA DE ABREVIações**

<b>AISI</b>	<i>American Iron and Steel Institute</i>
<b>ABNT</b>	<i>Associação Brasileira de Normas Técnicas</i>
<b>BRAGECRIM</b>	<i>Iniciativa Brasil-Alemanha para Pesquisa Colaborativa em Tecnologia de Manufatura</i>
<b>CAPES</b>	<i>Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior</i>
<b>DFG</b>	<i>Deutsche Forschungsgemeinschaft</i>
<b>DIN</b>	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
<b>HB</b>	<i>Dureza Brinell</i>
<b>IBF</b>	<i>Institut für Bildsame Formgebung</i>
<b>LdTM</b>	<i>Laboratório de Transformação Mecânica</i>
<b>MEF</b>	<i>Método de Elementos Finitos</i>
<b>RWTH</b>	<i>Rheinisch Westfaelische Technische Hochschule</i>
<b>UFRGS</b>	<i>Universidade Federal do Rio Grande do Sul</i>

## SUMÁRIO

<b>AGRADECIMENTOS .....</b>	<b>v</b>
<b>RESUMO .....</b>	<b>vi</b>
<b>ABSTRACT.....</b>	<b>vii</b>
<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>viii</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS .....</b>	<b>xi</b>
<b>LISTA DE ABREVIações.....</b>	<b>xii</b>
<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>15</b>
1.1 Justificativa e Objetivos .....	16
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>19</b>
2.1 Geradores eólicos e seus componentes .....	19
2.2 Forjamento Incremental de Eixos em Matriz Aberta .....	22
2.4 Mandril .....	27
2.5 Parâmetros envolvidos no forjamento.....	27
2.5.1 Tensões.....	28
2.5.2 Deformações.....	28
2.5.3 Velocidade de deformação.....	29
2.5.4 Fator de Alargamento.....	29
2.5.5 Força de Forjamento .....	30
2.5.6 Avanço.....	31
2.6 Curva de Escoamento .....	33
2.7 Aço AISI 4140.....	34
2.8 Métodos de Simulação do Processo.....	36
2.8.1 Simulação Física Utilizando Plasticina.....	37
2.8.2 Simulação Numérica por Elementos Finitos .....	37
2.8.3 Software Utilizado.....	39
<b>3. EXPERIMENTOS PRELIMINARES .....</b>	<b>42</b>
<b>4. MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	<b>45</b>
4.1 Metodologia Utilizada.....	46
4.1.1 – Ferramentas.....	46
4.1.2 – Geometria do Mandril.....	48
4.2 Parâmetros utilizados no processo.....	50
4.3 Cinemática Utilizada .....	51
4.4 Configuração da simulação numérica computacional .....	53
4.5 Ajustes na Simulação Numérica .....	57
4.6 Modelagem dos Experimentos em Plasticina .....	58

4.7 Planejamento do Forjamento prático .....	60
<b>5. RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>61</b>
5.1 Simulação numérica com o mandril com região de transição de 90°.....	62
5.2 Simulação numérica com o mandril com região de transição de 30°.....	64
5.3 Simulação numérica com o mandril com região de transição de 60°.....	65
5.4 Análise de temperaturas nos mandris através de simulação numérica.....	67
5.5 Simulações utilizando plasticina.....	68
5.6 Simulações numéricas utilizando o mandril com região de transição de 60° .....	70
5.7 Fabricação do mandril .....	72
5.8 Forjamentos Experimentais .....	73
5.8.1 – Primeiro Forjamento Experimental .....	74
5.8.2 – Segundo Forjamento Experimental.....	79
<b>5. CONCLUSÕES .....</b>	<b>83</b>
<b>6. SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>85</b>
<b>7. BIBLIOGRAFIA .....</b>	<b>86</b>

## 1. INTRODUÇÃO

A energia eólica surgiu como fonte alternativa de produção de energia e está enquadrada na área das chamadas energias limpas, juntamente com a energia hídrica, solar, de biomassa, entre outras, onde as fontes são renováveis e não causam dano ao meio ambiente.

A capacidade de operação dos aerogeradores cresceu cerca de 100 vezes nas últimas duas décadas, devido ao aumento da demanda mundial de energia e o desenvolvimento de novas tecnologias. Os componentes necessários para essa expansão são alvos de diversos estudos, possibilitando melhorias em suas geometrias, aumentando seus desempenhos e impondo um crescimento exponencial no campo de energias sustentáveis.

Devido ao alto custo de manufatura dos aerogeradores, a fração da energia eólica no cenário mundial ainda é pouco expressiva, sendo menos viável quando comparada aos métodos tradicionais de geração de energia, como usinas termoelétricas. Através de novas políticas ambientais que tratam de emissão de poluentes na atmosfera, e visando diminuir os custos de fabricação, alternativas de produção, montagem e funcionamento de seus componentes impulsionam pesquisas, possibilitando avanços em quesitos como novos materiais, reduções de massa e prolongamento da vida [Amarante et al., 2001].

Um dos principais alvos de estudos são os eixos responsáveis pela transmissão de movimento das pás ao rotor. Esses são componentes fabricados principalmente pelo processo de fundição, pois suas dimensões atingem geralmente cerca de 1,5 m de diâmetro e 2,5 m de comprimento e pesam aproximadamente 8 toneladas, podendo ser maiores. A estrutura bruta de fusão propicia o desenvolvimento de porosidades no interior da estrutura após a solidificação, podendo levar ao surgimento de trincas após longos períodos expostos a carregamentos cíclicos de torção, e por consequência, ao colapso da peça. Para eliminar esses defeitos internos provenientes do lingote fundido, o forjamento em matriz aberta pode ser utilizado, na medida em que, basicamente, aplica grandes deformações na peça.

Além do uso do processo de forjamento para melhorar as propriedades mecânicas e metalúrgicas do produto final, com o intuito de reduzir cada vez mais o desperdício de material e a energia utilizada no processo, os forjados podem ser otimizados para que tenham as dimensões mais próximas do produto final. Quanto

mais próximo do formato final, menor é o custo gasto com possíveis usinagens e retrabalhos na peça, diminuindo o custo de fabricação.

Visando essa otimização, o presente trabalho estuda possíveis geometrias de mandris utilizados no forjamento em matriz aberta, alterando as dimensões do diâmetro interno do eixo vazado ao longo do seu comprimento. Evitando testes práticos de tentativa e erro, cujo custos são elevados, o estudo é baseado em simulações computacionais com o *software Simufact.forming 12* e experimentos com o material modelo plasticina, diferentes mandris foram testados. O resultado mais satisfatório foi utilizado para o forjamento de um eixo em escala, pesando 180 kg, realizado no Institut für Bildsame Formgebung, em Aachen, na Alemanha.

### 1.1 Justificativa e Objetivos

O projeto “Bulk metal formed parts for power plants”, que se enquadra no programa de cooperação internacional BRAGECRIM - *Brazilian-German Collaborative Research Initiative on Manufacturing Technology*, financiado pela CAPES – Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior e o DFG – Deutsche Forschungsgemeinschaft, órgão alemão de amparo a pesquisa, é realizado em parceria entre o Laboratório de Transformação Mecânica (LdTM) da UFRGS - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, no Brasil e o Institut für Bildsame Formgebund (IBF) da RWTH - Rheinisch-Westfaelische Technische Hochschule, em Aachen na Alemanha.

O objeto do estudo é uma rota de fabricação de eixos vazados para aerogeradores, que inovam na medida em que diminuem a massa do componente, através do forjamento incremental em matriz aberta. Iniciado em 2009, o projeto prevê o forjamento de peças em escalas reduzidas, com análises de estratégias de forjamento, parâmetros do processo e evolução microestrutural a fim de que os dados adquiridos possam ser utilizados para forjamentos em escalas industriais.

A principal metodologia de estudo utilizada é a simulação computacional através do método de elementos finitos, que com o uso de softwares comerciais como Transvalor Forge, Simufact.forming e PEP/Larstran, preveem o comportamento do processo e norteiam os testes práticos.

A partir desse projeto, os trabalhos de Medeiros (2012), Colombo (2012) e Correa (2014) foram realizados. Medeiros (2012) analisou as etapas de fabricação do

eixo vazado através de forjamento em matriz aberta utilizando o Software de Elementos Finitos PEP/Larstran, forjando um eixo piloto de 150 kg de aço AISI 4140, concluindo que os resultados do forjamento eram condizentes com a simulação numérica. Colombo (2012) estudou, também utilizando o Software PEP/Larstran, diferentes parâmetros de forjamento, como a sequência de forjamento, razões de mordida, geometria das matrizes e a combinação das mesmas, buscando a configuração operacional mais adequada para a produção do eixo vazado para aerogeradores. Correa (2014) propôs a validação do modelo matemático baseado na Teoria Elementar da Plasticidade, TEP, para cálculo da força no forjamento em matriz aberta de tarugos cilíndricos. Foram comparadas as simulações dos dois primeiros recalques do forjamento de um eixo vazado com os cálculos da TEP, concluindo que o modelo matemático é uma eficiente ferramenta e tem custo inferior, enquanto a simulação numérica proporciona resultados mais precisos em relação à força medida.

Após os primeiros anos do projeto e com os trabalhos citados desenvolvidos, objetivos como: resultados da cinemática do processo, modelos microestruturais e estratégias de forjamento foram atingidos. O par de matrizes em V e plana foi selecionado como o mais adequado para o processo e o banco de dados foi alimentado com números mais confiáveis, restando a pesquisa de aprimoramento da forma final do eixo vazados através da adaptação do mandril a fim de que o contorno interno fosse forjado em condições ideais, evitando usinagem posterior.

Desta forma, o presente trabalho objetivou o estudo de diferentes geometrias de mandril para que o eixo forjado seja o mais próximo do formato final utilizado em aerogeradores. É necessário compreender as estratégias de forjamento, o fluxo do material na região de troca de diâmetros do mandril e o comportamento da temperatura do mandril ao longo do processo. Com esse estudo, é possível basear a rota de produção industrial de um eixo vazado forjado para utilização em aerogeradores.

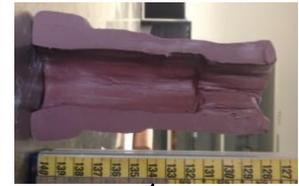
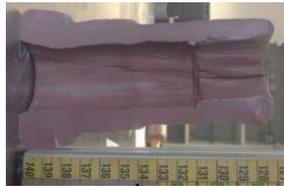
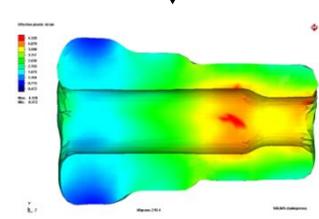
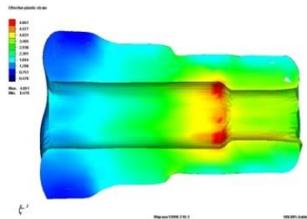
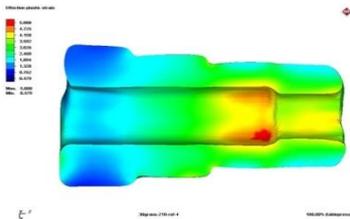
A **Error! Not a valid bookmark self-reference.** apresenta um fluxograma composto pelas atividades realizadas nesta dissertação. Partiu-se de um mandril pré-existente no instituto alemão, e em cima de sua geometria foram pensadas três diferentes conicidades na região de troca de diâmetros. Cada uma das três geometrias foi simulada através de computação numérica e de modelos de plasticina. A geometria que apresentou forma final mais próxima da desejada e região da troca de diâmetros na peça forjada com picos menores de tensão foi escolhida.



A partir de um mandril disponível no IBF, foram propostas 3 diferentes geometrias de mandril, com diferentes conicidades na região de mudança de diâmetro: 60°, 30° e 0°.



Foram realizadas simulações computacionais e produzidos modelos em plasticina.



Foi produzido um mandril com a geometria de melhor desempenho.



Foram forjados dois eixos e suas geometrias internas foram analisadas.

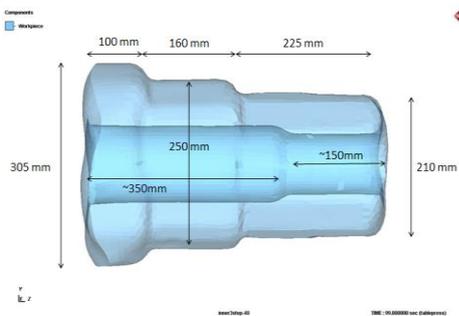


Figura 1 – Fluxograma das atividades realizadas

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Geradores eólicos e seus componentes

A energia eólica foi responsável pela geração de cerca de 238 GW de energia elétrica no mundo em 2011, cerca de 2,5% da produção mundial de energia [GWEC – Global Wind Energy Council, 2011], valores que justificam o crescente número de estudos nessa área nos últimos 20 anos [Hansen *et al*, 2001].

O Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica – PROINFA, criado pelo governo brasileiro em 2002, teve como objetivo aumentar a participação da energia elétrica produzida através de fontes eólicas, entre outras. Até 2011, foram instalados 54 empreendimentos eólicos com capacidade de geração de pouco menos de 1,5 GW [Eletrobras, 2014]. Em 2012, o Brasil contava com capacidade de produção de aproximadamente 1,6 GW com uma expansão prevista para 7 GW nos próximos anos [ANEEL, 2012], se mantendo muito abaixo dos 140 GW disponíveis no seu potencial eólico [Amarante *et al.*, 2001].

No cenário mundial, de acordo com o Global Wind Energy Council, nos últimos 5 anos, a capacidade mundial teve um aumento de cerca de 200.000 MW, atingindo total de 318.137 MW, como mostra a Figura 2, no entanto, apenas cerca de 36 GW foram gerados em 2014 [GWEC, 2014].

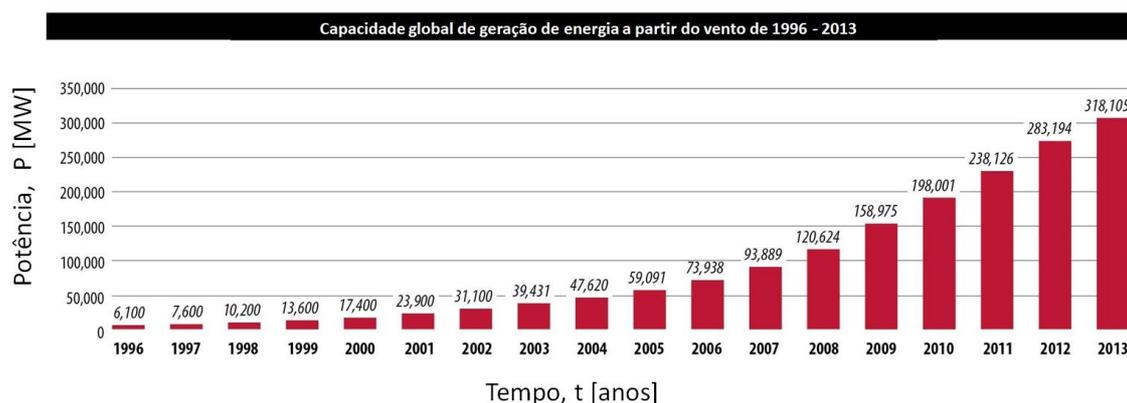


Figura 2 – Capacidade acumulada de produção de energia eólica a partir de 1996 [GWEC, 2013].

Os geradores eólicos são capazes de aproveitar a energia cinética do vento, transformá-la em energia mecânica e em energia elétrica através da ligação entre suas

pás e um gerador. A turbina Gedser, de 1957, foi a precursora das turbinas eólicas que são utilizadas hoje, com capacidade de geração de 200 kW, dotadas de três pás conectadas a um eixo que faz girar um gerador trifásico [Hansen et al, 2001; Tong, 2010].

Na Figura 3, é apresentado o esboço de um aerogerador e seus principais componentes. O processo de conversão de energia eólica para energia elétrica é iniciado nas pás do gerador, onde a energia cinética presente no vento é responsável por movimentar as mesmas. As pás estão conectadas em um cubo de eixo, que então é conectado ao eixo principal. Este eixo (item 5 da Figura 3), que é foco do estudo, é conectado a um sistema multiplicador de velocidade, geralmente uma caixa de engrenagens, que por fim é ligado a um eixo secundário de alta rotação conectado ao gerador elétrico.

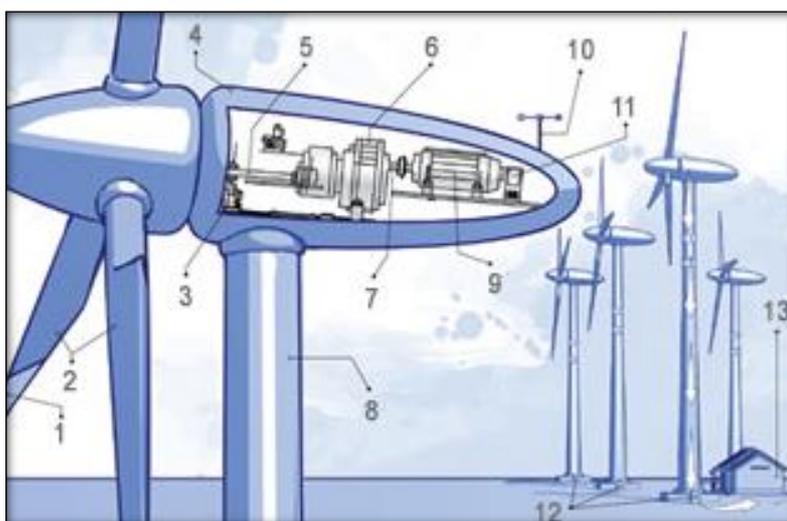


Figura 3 - Componentes presentes em aerogeradores: 1 – Sistema de freio aerodinâmico; 2 – Pás; 3 – Sistema de freio a disco; 4 – Nacele; 5 – Eixo principal; 6 – Multiplicador de velocidade; 7 – Eixo do gerador; 8 – Torre de sustentação; 9 – Gerador elétrico; 10 – Anemômetro; 11 – Controlador; 12 – Subestação; 13 – Central de transmissão [Fonte: <http://www.housepress.com.br/siteprysmian/imagens/ed46/>].

O modelo de aerogerador apresentado na Figura 3 pode ser instalado tanto em terra firme quanto em alto mar, onde, no último, está instalada apenas 2% da capacidade mundial de produção de energia eólica. A principal vantagem das instalações *offshore* é a maior velocidade do vento, cerca de 8 m/s, em uma altura de aproximadamente 50 m. Esses campos de aerogeradores, apesar de terem custos de produção maiores quando comparados ao campos terrestres, podem ser instalados

próximos às costas habitadas, fornecendo energia aos moradores [Kaldellis, J.K. e Kapsali, M., 2012].

Como trabalham com faixas de velocidades maiores, os geradores *offshore* necessitam de componentes proporcionalmente maiores. Suas pás chegam a comprimentos de aproximadamente 50 m, e o aerogerador instalado chega a 120 m de diâmetro [Medina et al., 2011]. Por este motivo, o processo de manufatura dos componentes é cada vez mais complexo, necessitando continuamente de pesquisas e avanços em seus projetos.

A ligação entre as pás do aerogerador e seu rotor é feita por um eixo, que por exemplo, em um gerador capaz de gerar 7 MW é maciço e pesa aproximadamente 8 toneladas, apresentado na Figura 4 [Villares Metals, 2011].



Figura 4 – Eixo maciço forjado de 8 toneladas para aerogerador [Fonte: Villares Metals, 2011].

Os eixos para aerogeradores são fabricados principalmente por fundição ou forjamento em matriz aberta, únicos processos aptos a fabricar peças com tamanhas dimensões. Em projetos nessa área, é desejado que o eixo possua boa qualidade estrutural, devido aos constantes esforços provindos de sua rotação contínua e das forças cíclicas dos ventos, que é imposto ao mesmo. Peças fundidas, no entanto, são sujeitas a defeitos metalúrgicos, como vazios, rechupes e porosidades, responsáveis por diminuir drasticamente a vida da peça quando solicitados por tais esforços. Devido principalmente a este motivo, o forjamento é preferido para a fabricação destes tipos de componentes entre outros [Dudra, 1990].

No caso de aerogeradores, a redução de peso é outro fator de extrema importância no projeto, pois diminui tanto a resistência ao movimento do sistema quanto o custo com material. Porém, essa redução não deve comprometer a qualidade estrutural do componente, assim, eixos vazados forjados devem resistir às solicitações atuantes na geração de energia eólica, que são em sua maioria torcionais, alternando

entre cíclicas e dinâmicas. Segundo Recker, 2013, eixos vazados produzidos por fundição são superdimensionados e suportam tensões cerca de 50% menores que as tensões suportadas por eixos forjados, devido à qualidade microestrutural, o que possibilita reduções na espessura da parede do eixo forjado. O total da redução de peso pode atingir cerca de 60 %, conforme apresentado na Figura 5.

	Fundido	Forjado
<b>Material</b>	Grafita Nodular	42CrMo4
<b><math>R_{p02}</math></b>	250 N/mm <sup>2</sup>	500 N/mm <sup>2</sup>
<b>Diâmetro interno <math>d_i</math></b>	1000 mm	1150 mm
<b>Peso</b>	~ 7200 kg	~ 3200 kg



Figura 5 – Aumento da resistência mecânica e redução de peso em eixos forjados e vazados [Adaptado de Recker, 2013].

A proposta de redução de peso é apresentada à direita da Figura 6, onde é ilustrado o montante de material que se deve remover para atingir a forma final do eixo proposto, uma vez que a peça seria forjada utilizando um mandril de diâmetro aproximadamente igual ao menor diâmetro interno da peça. Em escala industrial, o processo de remoção de material, por usinagem, aumenta significativamente o custo do projeto.

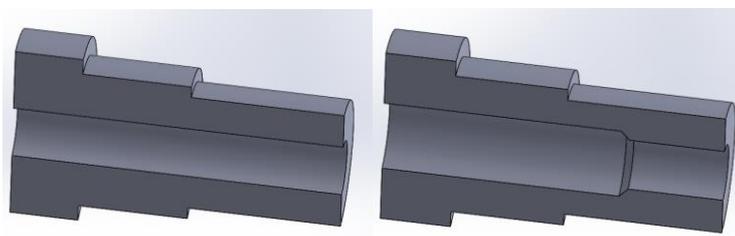


Figura 6 – Material a ser removido internamente da peça finalizada através de usinagem.

## 2.2 Forjamento Incremental em Matriz Aberta

O processo de forjamento em matriz aberta é utilizado geralmente quando é necessária produção de peças grandes em pequenas escalas, pois o custo é reduzido

quando comparado com o forjamento em matriz fechada e com o processo de usinagem, onde o desgaste da ferramenta é maior assim como desperdício de material. [Cetlin e Helman, 2005]. É um processo amplamente utilizado na indústria metal-mecânica para a produção de peças de grande porte, como eixos para motores utilizados em navios e engrenagens.

O forjamento em matriz aberta é caracterizado pelo escoamento livre do material nas direções de alargamento e alongamento [Schaeffer, 2006]. Também chamado de forjamento livre, é usado inclusive para dar pré-forma ao material, preparando-o para um posterior forjamento em matriz fechada, quando se tem peças menores, ou também para laminação. Geralmente, as matrizes possuem geometrias bastante simples. A capacidade operacional varia de peças pequenas, com menos de 1 kg, até peças que podem chegar a 600 toneladas [ASM, 1996].

Como citado anteriormente, a vantagem do forjamento em relação ao processo de fundição refere-se à qualidade final do produto. As principais características do material forjado são: o fechamento de vazios e rechupes presentes no produto fundido, eliminando os defeitos metalúrgicos presentes, e a homogeneidade microestrutural, que garante as propriedades mecânicas da peça ao longo de sua extensão. Zhang, 2009, estudou através de simulações computacionais mecanismos para fechamentos de vazios em forjamento a quente de grandes lingotes, concluindo que: a medida que nos momentos finais do fechamento dos vazios, quando pontos internos se tocam, o fechamento do vazio se torna mais lento. Kakimoto, 2010, afirma que 75% do fechamento de vazios se dão através de processos de compressão. Kim et al., 2011, analisaram o fechamento de vazios através de forjamento de uma peça fundida de 520 toneladas, constatando que quando se tem uma relação de 1,29 entre o comprimento da peça e seu diâmetro o fechamento acontece de forma mais efetiva, e na medida que esta relação aumenta, o efeito do fechamento de vazios diminui.

O eixo vazado sofre um processo comum em forjamento em matriz aberta, chamado de estiramento, onde a peça sofre sucessivas compressões e avanços, criando superfícies onduladas [Cetlin e Helman, 2005], que são corrigidas através do controle da largura de mordida. Porém a estrutura inteira é alongada, resultando em uma diminuição de seu diâmetro externo, conforme a Lei da Constância dos Volumes [Grüning, 1973].

As matrizes para o forjamento em matriz aberta geralmente possuem formas de geometria simples, como matrizes em V ou matrizes planas. Essas geometrias

favorecem o fluxo de material na direção axial e geram tensões de compressão, que são favoráveis quando comparadas às tensões trativas. O comprimento das matrizes também é um ponto de grande importância, pois sendo estreitas demais, obrigam o processo a ter um número elevado de passes para atingir a geometria final, aumentando o tempo de processo e causando perdas térmicas desnecessárias. Porém, se as matrizes possuem grande extensão em comprimento, o atrito com a peça em trabalho impede o fluxo de material, aumentando a força de trabalho e dificultando a obtenção da forma final [Rusinoff, 1952, Masek, 2003, Xu, 2012].

O forjamento de tubos, onde o forjamento do eixo vazado se enquadra, tem como característica a manutenção do diâmetro interno, mantendo-o constante ao longo de todo o forjamento, como mostra a Figura 7, e  $d_0 = d_1$ . Para permitir que isso aconteça, a utilização de um mandril é essencial.

No forjamento em matriz aberta de grandes lingotes, é de extrema importância a escolha certa dos parâmetros do processo, como a configuração das matrizes, o comprimento da mesma, a redução aplicada a cada passe e o gradiente de temperatura [Cho et al., 1992, Kim et al., 2002 ].

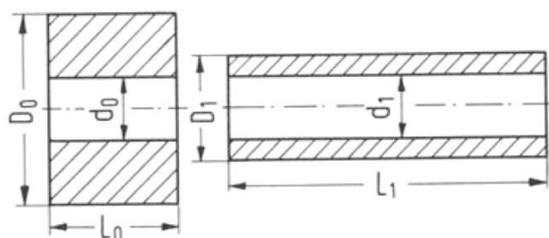


Figura 7 – Processo de alongamento no forjamento de tubos vazados [Fonte: Spur, 2012].

Banaszek et al., em 2001 e em 2004, investigaram geometrias côncavas que visam uniformizar a distribuição de deformações ao longo da peça, visando obter uma peça final livre de defeitos internos, concluindo que matrizes côncavas com partes convexas assimétricas, deformando a peça após um ciclo de 4 rotações de  $90^\circ$  ao longo de todo o seu comprimento, geram deformações homogêneas em todo o volume do forjado.

Chen et al., 2011, citam faixas de deformação entre 20 e 25% para fechamento de vazios e dificuldades de deformações uniformes na zona próxima ao eixo de peças

maciças. Os resultados apresentam estratégias de forjamento otimizadas quando utilizados ângulos de giro de  $90^\circ$  entre mordidas utilizando matrizes planas.

Diversos outros estudos relacionados às deformações impostas no objeto forjado em matriz aberta foram apresentados nas últimas décadas. Esses relacionam principalmente a geometria das ferramentas utilizadas e o grau de deformação imposto na peça. Com o controle da deformação ao longo do forjamento, a microestrutura é deformada em sua totalidade, o garantindo uma combinação de integridade estrutural e propriedades mecânicas [Haverstock, 2010].

Entretanto, após pesquisa bibliográfica, não foi possível encontrar publicações que tratem de forjamento de eixos vazados com contorno interno, sendo produzidos apenas por fundição [Noak, 2008]. Sabe-se, porém, que existem empresas que possuem *know-how* de forjamento e que produzem peças utilizando mandris de diferentes raios ao longo do seu comprimento, sendo esses, eixos para aerogeradores.

Após visitas em empresas que trabalham com forjamento em matriz aberta, foi possível averiguar que ocorrem problemas de superaquecimento do mandril devido ao contato prolongado entre as partes e ao fato de que a espessura do mandril diminui de uma seção para a outra. Uma solução para este problema está apresentado na Figura 8: um mecanismo de resfriamento a água do mandril durante o forjamento de um eixo vazado.

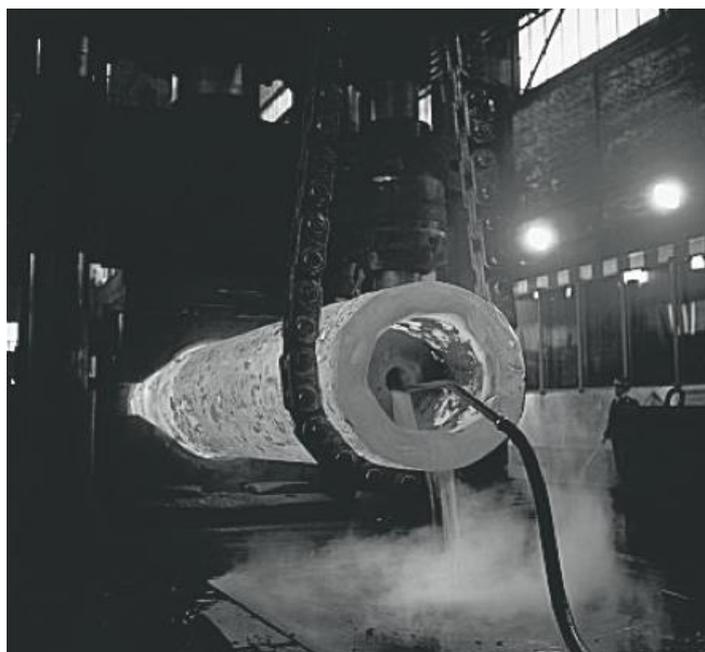


Figura 8 – Resfriamento do mandril durante o processo de forjamento [Fonte: Dahl, 1993].

Desse modo, o projeto de um mandril com diferentes diâmetros deve levar em consideração a temperatura que o mesmo atinge ao longo do forjamento e o fluxo do material que o mesmo impõe, aliado ao grau de deformação que é imposto. Isso é feito principalmente através do controle dos parâmetros envolvidos no processo.

### 2.3 Matrizes

As matrizes delimitam a deformação da peça, dando forma à mesma. No presente estudo, com conformações em altas temperaturas, é necessária a utilização de aços ferramenta, tais como o H11, que é um aço ligado ao cromo, vanádio e molibdênio, o que o caracteriza pela alta resistência mecânica, boa resistência à fadiga térmica, ótima resistência ao choque térmico e ao amolecimento pelo calor. A presença de silício em cerca de 0,5% previne elevada oxidação em altas temperaturas. Sua dureza gira em torno de 230 HB quando temperado. Também pode ser utilizado para injeção e extrusão a quente de metais. [Favorit Aços Especiais]. É bastante utilizado na indústria brasileira pelo seu baixo custo.

O formato das matrizes utilizadas no forjamento em matriz aberta é geralmente simples, sendo planas, em V ou côncavas - Figura 9. As matrizes planas são mais utilizadas para o forjamento de barras ou peças planas, também são utilizadas para finalizar outros forjamentos, com o uso de pequenos ângulos de rotação entre recalques. As matrizes em V são muito utilizadas na produção de peças circulares, pois essas limitam o fluxo do material na direção radial, aumentando o deslocamento na direção longitudinal, além de auxiliarem no posicionamento da peça após cada recalque. As matrizes côncavas produzem grandes deformações no centro do forjado, elevam a força de forjamento e deslocam o material na direção longitudinal com maior eficácia quando comparadas com as matrizes em V [ASM, 2005].

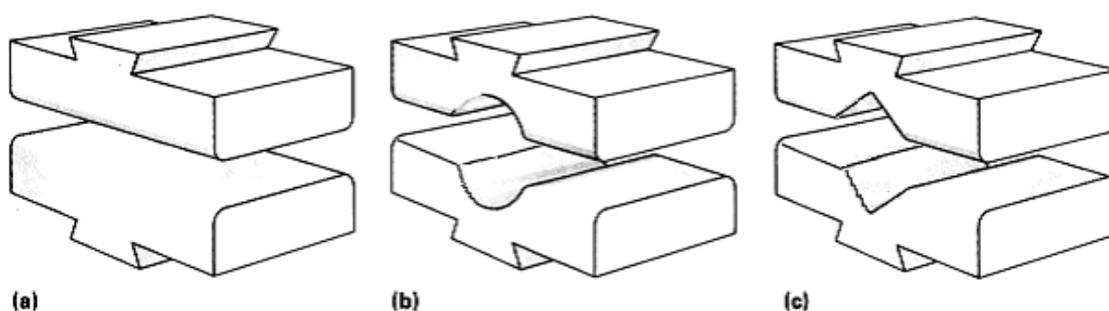


Figura 9 – Par de matrizes planas (a), côncavas (b) e em V (c) [Fonte: ASM Metals Handbook, 2005].

A escolha das geometrias utilizadas foi feita baseada na literatura, onde Buteler, 2006, concluiu que as matrizes em V, quando comparadas às planas e utilizando a mesma redução em diâmetro, resultam em distribuições mais uniformes de deformações equivalentes. O mesmo autor observou que ao se utilizar matrizes em V com ângulo de  $138^\circ$ , a propagação de trincas nos limites do cilindro é menor que quando utilizadas matrizes planas. Entretanto o uso de ambas as matrizes superior e inferior em V aumenta o fluxo do material na direção radial, impedindo o desprendimento do mandril da peça no final do processo, ou quando há necessidade de reaquecimento [Spur, 2012]. Colombo, 2012, concluiu que as matrizes côncavas promovem a satisfatória distribuição de deformações ao longo da peça, porém necessitam mais força durante a forja.

## 2.4 Mandril

Para a produção de peças longas e vazadas, o mandril é responsável por limitar o deslocamento do material. Ele é necessário quando se forja uma peça vazada para conter a deformação do diâmetro interno.

O mandril é geralmente produzido com o mesmo material das matrizes utilizadas no processo e possui forma levemente cônica, geralmente com conicidades em torno de  $0,5^\circ$ , para facilitar a retirada da peça após o forjamento. É recomendado um furo de 25 a 50 mm para ajudar no resfriamento com água do mesmo, para evitar que o mandril aqueça demasiadamente e se funda à peça forjada [ASM, 2005].

## 2.5 Parâmetros envolvidos no processo de FMA

Os parâmetros mais importantes no forjamento em matriz aberta são, segundo Schaeffer, 2006, a largura inicial da geratriz, a largura a se obter após a deformação, a altura inicial do bloco, a altura após o processo, a largura do contato matriz-peça, denominada mordida, a largura da ferramenta, o avanço, o raio da ferramenta e os comprimentos, tanto da geratriz quanto da peça após a deformação. De acordo com esses valores básicos, pode-se caracterizar e dimensionar o equipamento necessário para que o processo ocorra. A seguir, são descritos detalhadamente os parâmetros citados, adequando-os ao forjamento do eixo vazado.

### 2.5.1 Tensões

A tensão é definida como a razão entre a força e a área da seção correspondente onde esta força atua, conforme a equação 2.1. Quando um corpo é submetido a carregamentos externos, surgem tensões na parte interna do material, assim como nas ferramentas que nele atuam. Essas informações são utilizadas para definir as propriedades das matrizes, analisar o fluxo de material e verificar possíveis defeitos que poderão ocorrer durante a conformação.

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (2.1)$$

### 2.5.2 Deformações

As deformações verdadeiras para peças cilíndricas, que representam a quantidade de material que é deformado, passando o limite elástico, são calculadas através das equações 2.2 a 2.4, onde  $\varphi$  é a deformação verdadeira, adimensional,  $h_0$  é a altura inicial do corpo, em mm,  $h_1$  é a altura final, em mm,  $r_0$  é o raio inicial, em mm,  $r_1$  é o raio final, em mm,  $p$  é o perímetro, em mm. A Figura 10 apresenta um corpo cilíndrico anterior à deformação (a) e o mesmo após a deformação (b), identificando os parâmetros.

$$\varphi_h = \ln \frac{h_1}{h_0} \quad (2.2)$$

$$\varphi_r = \ln \frac{r_1}{r_0} \quad (2.3)$$

$$\varphi_p = \ln \frac{2\pi r_1}{2\pi r_0} \quad (2.4)$$

### 2.5.3 Velocidade de deformação

A velocidade de deformação,  $\dot{\varphi}$ , é a variação da deformação em função do tempo. Essa velocidade depende da direção de deformação, da própria deformação e da velocidade da ferramenta  $V_f$ , que é a variação da altura instantânea do corpo em função do tempo, como pode-se verificar na equação 2.5.

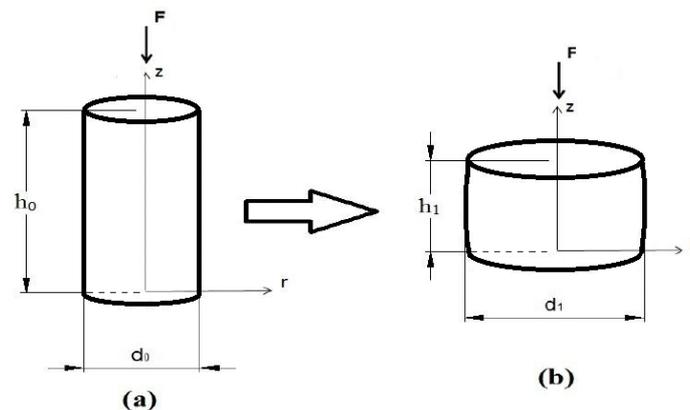


Figura 10 – Corpo cilíndrico antes (a) e depois (b) da deformação na direção z [Adaptado de Corrêa, 2013].

$$\dot{\varphi} = \frac{\partial \varphi}{\partial t} = \frac{\partial \left( \ln \frac{h}{h_0} \right)}{\partial t} = \frac{\partial \left( \ln \frac{h}{h_0} \right)}{\partial h} \cdot V_f = \frac{V_f}{h} \quad (2.5)$$

A velocidade da ferramenta é diretamente proporcional à tensão necessária para deformar o material. Porém, quando maior a velocidade da ferramenta, menores são as perdas térmicas do processo, levando também ao aumento de temperatura do material [Schaeffer, 2006].

### 2.5.4 Fator de Alargamento

O fator de alargamento ( $S$ ), calculado pela equação 2.6, relaciona  $S_B$ , que é o comprimento no qual a matriz toca na peça, chamada de comprimento de contato, em mm, e  $b_0$ , que é a largura inicial da geratriz, em mm. Determina também, juntamente com o avanço e a superfície de contato, o sequenciamento da deformação, ou seja, como ela é dividida ao longo da peça e como que o forjamento irá ocorrer.

$$S = \frac{S_B}{S_B + b_0} \quad (2.6)$$

A equação 2.6 é influenciada pela estrutura cristalina do material, que é consequência da liga utilizada. Essa ligação interfere no fluxo do material escoado, podendo resultar em um alargamento maior que um alongamento, ou vice-versa. Além disso, não existem comprovações de que a temperatura ou o raio da ferramenta superior afetem o fator de alargamento [Schaeffer, 2006]. Portanto, a largura do recalque tem que se manter constante, pois se precisa de uniformidade ao longo da peça, como pode se observar na Figura 11.

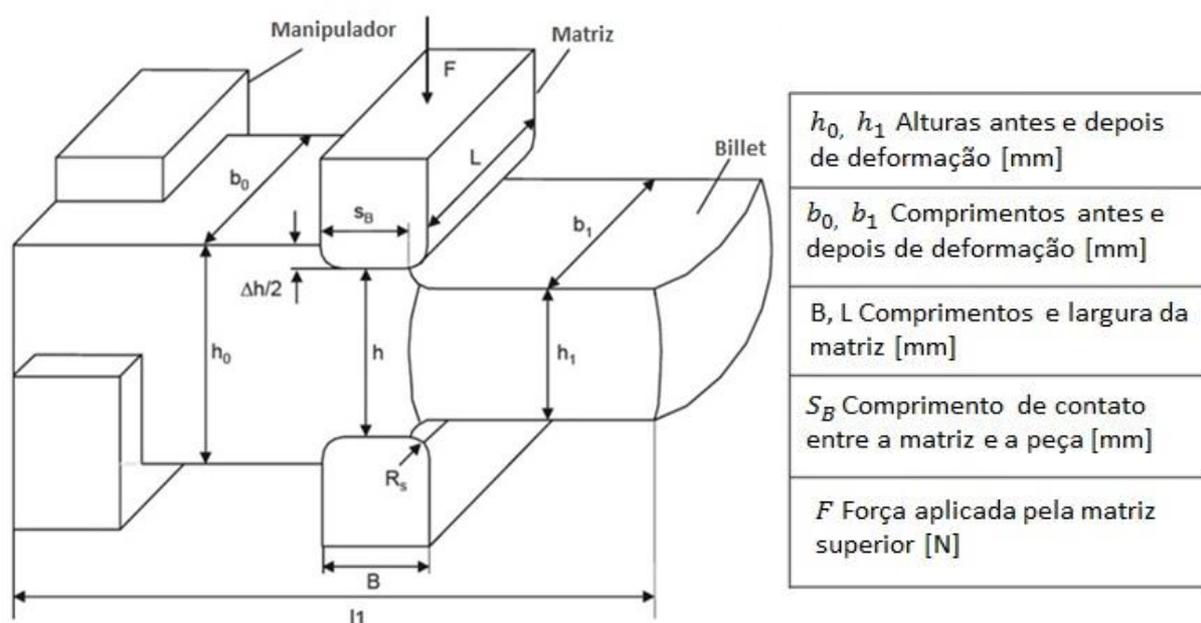


Figura 11 – Sistemática do forjamento incremental em matriz aberta [Fonte: Adaptado de Cetlin e Helman, 2005].

### 2.5.5 Força de Forjamento

A força de forjamento está relacionada diretamente com a tensão de escoamento, e pode ser estimada por diversos métodos, como por exemplo, o método dos blocos, das diferenças finitas, das velocidades, dos elementos finitos ou através da teoria da semelhança. No método dos blocos, por exemplo, a peça é decomposta em vários blocos, que respeitam a distribuição de tensões, o resultado é uma razoável previsão da distribuição total das mesmas [Kobayaschi et al., 1989].

A força de forjamento pode ser calculada utilizando a equação 2.7, onde  $A_d$  é a área onde a força atua, em  $\text{mm}^2$  e  $k_w$  é a resistência à deformação, em MPa:

$$F = A_d \cdot k_w \quad (2.7)$$

A resistência à deformação,  $k_w$ , em MPa, calculada empiricamente, definida por Siebel [Schaeffer, 2006], na equação 2.8, como:

$$k_w = k_f \left( 1 + \frac{\mu \cdot S_b}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{h_1}{4 \cdot b_0} \right) \quad (2.8)$$

Onde:  $k_f$  é a tensão de escoamento do material em MPa e  $\mu$  é o coeficiente de atrito, adimensional.

Sabendo a tensão de escoamento, que é influenciada pela temperatura do material no processo, da velocidade de deformação e da deformação calculados através das equações 2.2 a 2.5, pode-se calcular a força necessária para o forjamento.

#### 2.5.6 Avanço

O avanço é o quanto se movimenta a ferramenta em relação à peça após um recalque, que é o movimento que a prensa realiza para conformar o material. Um avanço grande provoca uma interferência no núcleo da barra, causando deformações dos grãos, influenciando positivamente na produção da peça por criar tensões compressivas [Schaeffer, 2006]. Já pequenos avanços criam tensões de tração, impedindo o alongamento da peça. O limite máximo é determinado pela capacidade da prensa, variando entre 0,4 e 0,6 a relação entre a largura de contato da matriz com a peça e a largura inicial da geratriz para proporcionar o fechamento dos vazios do material [Shah, 1986]. O avanço precisa ser determinado, pois se não estiver na faixa de valores citados, entre 0,4, e 0,6, a peça não será conformada conforme o projeto, criando regiões não deformadas e descontinuidades na peça, sem preenchimento de vazios, conforme analisado por Cho et al., 1998, através de simulações em elementos finitos e modelos físicos com plasticina.

Spur, 2012, apresenta o efeito de diferentes avanços ao longo do forjamento de um tarugo maciço. À esquerda da Figura 12, tem-se apenas um recalque e sua influência no núcleo e superfície da peça. À direita da Figura 12, perceber-se, na parte

mais escura do eixo forjado, que o núcleo manteve-se inalterado quando o avanço foi grande na região mais próxima do flange, e na medida em que o material é forjado no sentido +x, o avanço diminui, proporcionando deformações homogêneas em sua estrutura. Os efeitos de um grande avanço também refletem na deformação do material da superfície da peça, sendo preferencial um avanço de valores na faixa citada por Shah, 1986.

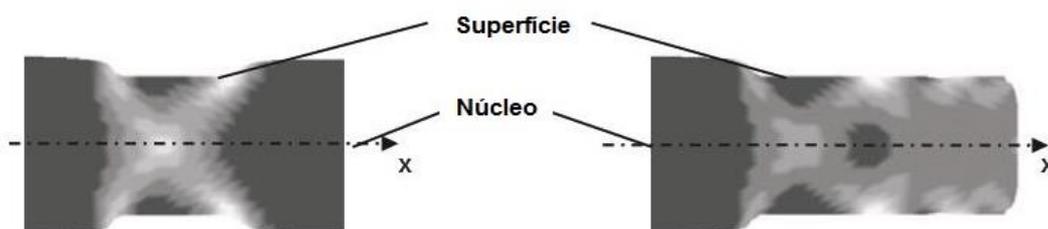


Figura 12 – Distribuição de deformações quando alterado o avanço ao longo do forjamento [Fonte: adaptado de Spur, 2012].

O mesmo comportamento é visto na Figura 13, onde três diferentes avanços foram utilizados. Quando utilizados valores pequenos, na ordem de 0,3, resultam apenas deformações superficiais, enquanto o núcleo permanece pouco deformado. Já avanços na ordem de 0,8 além de não apresentar deformações superficiais na área do recalque, não deformam o núcleo em sua totalidade. Um valor intermediário de razão de mordida, aproximadamente 0,5, é preferível no que diz respeito à deformação no núcleo da peça.

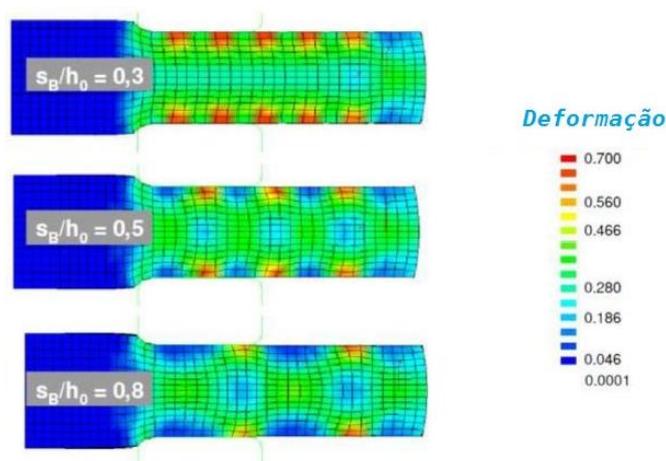


Figura 13 – Distribuições de deformações com diferentes razões de mordida [Fonte: adaptado de Wolske 2005].

A Figura 14 apresenta as deformações resultantes quando utilizados diferentes avanços da ferramenta ao longo do processo. No gráfico superior, vê-se as zonas não afetadas pelo forjamento devido ao grande avanço da matriz após cada mordida. Após o ajuste no avanço, a soma das deformações em diferentes passes é homogênea para a peça.

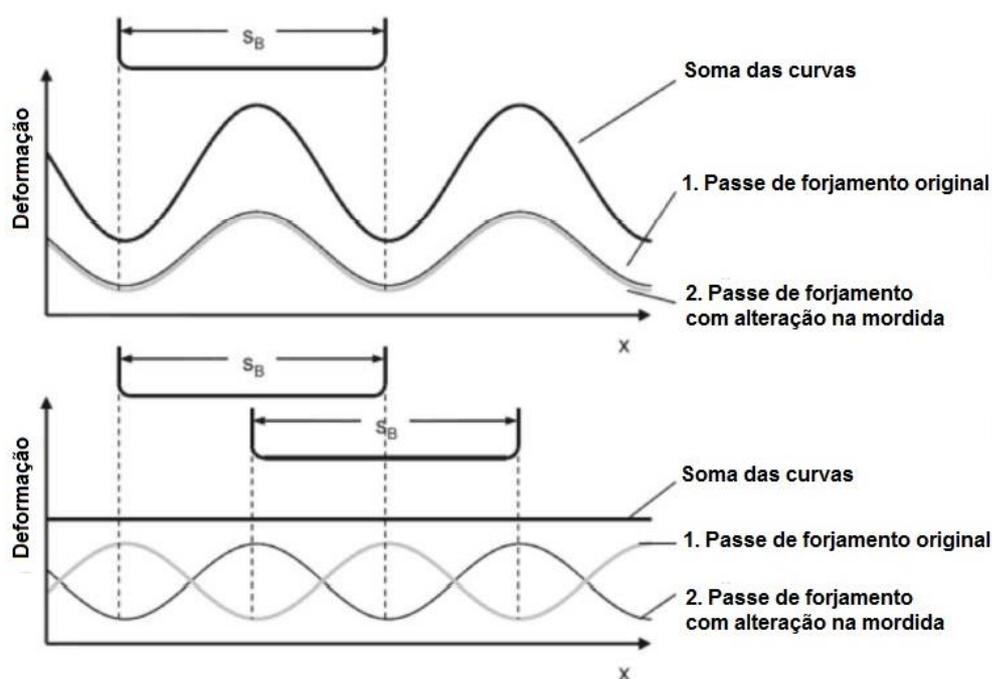


Figura 14 – Somatório de deformações para diferentes avanços [Fonte: adaptado de Wolske, 2005].

## 2.6 Curvas de Escoamento

A curva de escoamento é a primeira informação necessária para o processo de forjamento, após decidir-se pelo material a ser utilizado. A curva mostra a tensão necessária para deformar o material plasticamente relacionado com o grau de deformação aplicado ao mesmo e é influenciada principalmente pela temperatura e velocidade de deformação [Grüning, 1973].

A diminuição da tensão de escoamento acontece do seguinte modo, segundo Colpaert, 1974. Ao aumentar-se a temperatura, obtêm-se a estrutura austenítica do material, pois as lamelas de ferro-alfa da perlita se transformam em ferro gama, pela difusão do carbono das lamelas de cementita, originando assim, no lugar da perlita, pequenos grãos de austenita. Esses grãos aumentam na medida em que o material

fica exposto a altas temperaturas por um tempo prolongado. Os grãos maiores facilitam o deslocamento, diminuindo os esforços necessários para a conformação.

O aumento da velocidade de deformação, tem um efeito de endurecimento, chamado de encruamento, sem crescimento de novos grãos, aumentando a resistência à conformação do material [Grüning, 1973]. O encruamento é a dificuldade do escoamento do material através de barreiras criadas pela interação das discordâncias contidas na microestrutura [Dieter, G., 1976].

## 2.7 Dados do Aço AISI 4140

O aço AISI 4140 (DIN 42CrMo4) possui em sua estrutura a presença de aproximadamente 0,4% cromo e 0,85% de molibdênio, elementos que promovem alta resistência mecânica e tenacidade. Esse aço é utilizado na indústria para fabricação de componentes como engrenagens, virabrequins e eixos.

O cromo aumenta a dureza e o limite elástico do aço, ao mesmo tempo que diminui sua ductilidade e condutividade térmica. Aços que possuem cromo em sua composição necessitam ser forjados em altas temperaturas, que variam de 850°C a 1300°C, abaixo dessa temperatura, o forjamento pode originar trincas no material. O molibdênio é adicionado quase sempre junto com o cromo ou o níquel, e geralmente não excede 0,45% na composição. Ele é utilizado para aumentar a ductilidade e a resistência mecânica [Kamenshchikov et al., 1960]. Na medida em que o molibdênio é utilizado, são necessárias prensas mais potentes para o forjamento, além de ser necessário um resfriamento controlado do aço, pois ele tem uma tendência muito forte à trincas.

A curva transformação tempo-temperatura mostra as fases presentes dependendo do tempo de resfriamento do material [Colpaert, 1974]. Ao se aumentar a velocidade de resfriamento, obtêm-se uma estrutura martensítica, que não é desejada por apresentar elevada fragilidade. O resfriamento no processo de fabricação do eixo precisa ser lento em toda sua estrutura, para garantir o tamanho de grão e evitar o surgimento de outras fases, limitando-se em ferrita e perlita, que concedem as características mecânicas de resistência à fadiga e à torção. Conforme a

Figura 15, o resfriamento deve estar na faixa de  $10^3$  a  $10^5$  s, ou a peça deverá passar por posterior tratamento térmico.

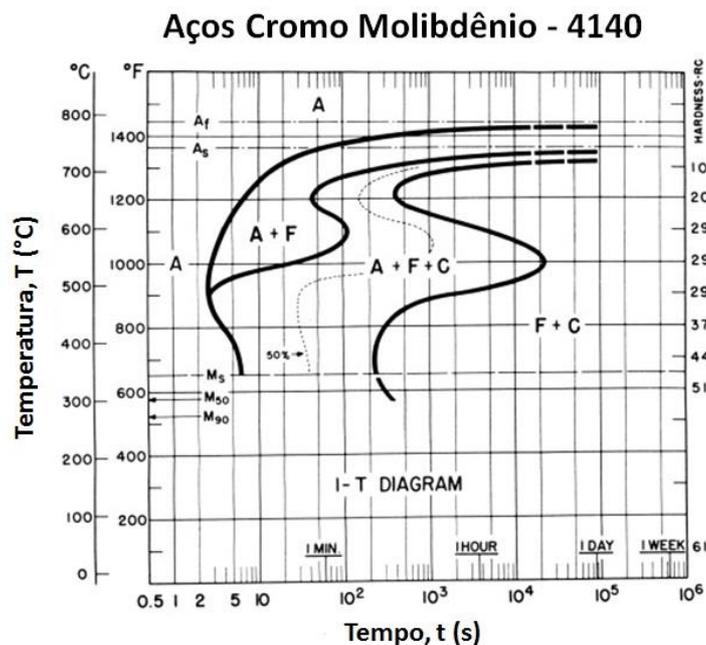


Figura 15 – Curva TTT para o aço AISI 4140 [Fonte: Bailey et al., 2009]

Smoljan, 2004, comprovou que a tenacidade e a resistência mecânica do material dependem diretamente do refino microestrutural e que quanto mais homogênea é a microestrutura, maior é o limite de escoamento e mais tenaz é o material, comprovando a necessidade de controle do resfriamento do processo.

A temperatura de trabalho a quente do aço AISI 4140 é entre 800°C e 1250°C, definida como a temperatura acima da temperatura de recristalização do material, sendo esta em torno de 0,6 vezes a temperatura de fusão do mesmo.

Kim et al., [2003] realizaram ensaios de torção e compressão a quente no aço AISI 4140 para plotar suas curvas de escoamento. Foram realizados ensaios na faixa de temperatura de 1000°C a 1100°C e com uma taxa de deformação de 0,05, 0,5 e 5 s<sup>-1</sup>. As curvas foram comparadas com as curvas obtidas em ensaios de compressão realizados no IBF, que alimentam o software PEP/Larstran. Os dados das curvas ensaiadas no instituto alemão foram utilizadas para alimentar o software Simufact.forming ao longo do projeto BRAGECRIM.

Os ensaios realizados no IBF utilizaram corpos de prova com altura inicial de 15 mm e diâmetro inicial de 10 mm, que foram ensaiados até deformações verdadeiras de altura de 0,8. As temperaturas analisadas foram de 700°C, 800°C, 900°C, 1000°C, 1100°C e 1200°C e as velocidades de deformação foram de 0,01 s<sup>-1</sup>, 0,1 s<sup>-1</sup> e 10 s<sup>-1</sup>.

As diferenças entre as curvas podem ser justificadas pelo processo de fabricação do aço utilizado no ensaio, seja ele laminado ou trefilado.

As Figura 16 – **Curvas de escoamento do aço AISI 4140 para diferentes temperaturas e velocidades de deformação** [Fonte: Kim et al., 2003].e Figura 17 apresentam as curvas traçadas por Kim et al. e as curvas obtidas do PEP/Larstran respectivamente, que serviram para implementar as propriedades do AISI 4140 no Simufact. Onde as tensões são dadas em MPa e as deformações são adimensionais.

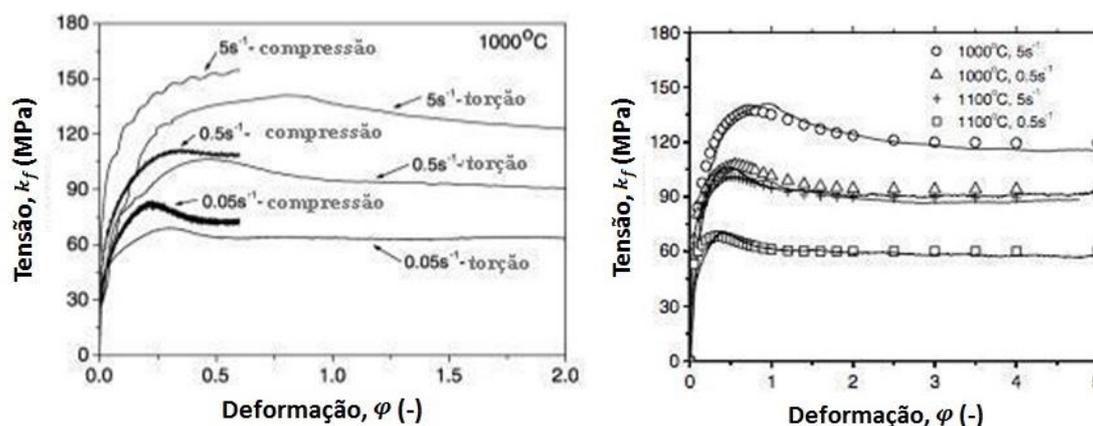


Figura 16 – Curvas de escoamento do aço AISI 4140 para diferentes temperaturas e velocidades de deformação [Fonte: Kim et al., 2003].

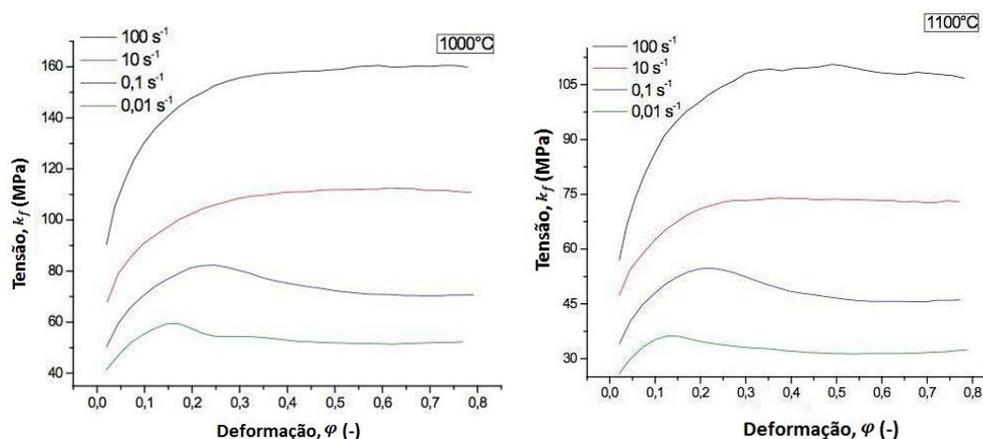


Figura 17 – Curvas de escoamento do aço AISI 4140 para diferentes temperaturas e velocidades de deformação [Fonte: IBF].

## 2.8 Métodos de Simulação

Ao se trabalhar com peças de dimensões simples, como um cilindro maciço, pode-se aplicar métodos como a Teoria Elementar da Plasticidade, ou outros métodos de cálculo, como o Modelo das Tiras ou Discos para previsão dos resultados. Porém, ao criar-se uma peça nova, como o eixo vazado com diferentes diâmetros, essas

equações tornam-se complexas, necessitando de auxílio da simulação, seja essa computacional ou física.

A simulação experimental e computacional tem crescido exponencialmente na última década. A análise do comportamento dos materiais pode ser uma tarefa que requer muito esforço, atentando a isso, modelos físicos são de grande utilidade quando se deseja prever principalmente o escoamento e a forma final da peça em estudo de uma maneira mais rápida e direta que modelos computacionais ou métodos de tentativa e erro [Matilde, 1998].

### 2.8.1 Simulação Física Utilizando Plasticina

A fins de forjamento, as simulações experimentais físicas são realizadas utilizando materiais de fácil deformação, que possuem propriedades similares às dos aços nos processos de forjamento a quente.

São características da simulação experimental:

- a) Possibilitar o escalonamento da força utilizada, permitindo a utilização de ferramentas mais simples;
- b) Temperatura de trabalho é a mesma temperatura do ambiente;
- c) Permitir modelos em escala real ou em escala reduzida, e;
- d) Estabelecem padrões de similaridade entre modelo e material real.

Dentre esses materiais, os mais utilizados são: a plasticina, o chumbo e o cobre. A plasticina é utilizada em estudos nessa área desde a década de 1950, pois, em temperatura ambiente, possui curva de escoamento semelhante ao aço. A plasticina é um material atóxico, de baixo custo e confiável, além disso, é facilmente moldável em temperatura ambiente. Ela pode ser utilizada para retirar resultados quantitativos que respeitam as distribuições de deformação da peça real, inclusive, mais de uma cor pode ser utilizada conjuntamente, para realçar o resultado. [McClay, 1976, ASM, 1996 e Cho et al., 1998].

### 2.8.2 Simulação Numérica por Elementos Finitos

Utiliza-se a simulação numérica com o propósito de estabelecer as relações cinemáticas, prever os limites de forjabilidade e produtividade, e situar os valores de forças, tensões e energia necessária para o processo de forjamento. Com o implemento da simulação numérica, reduz-se os principais custos do processo: ensaios, construção de matrizes e material, entre tantos outros. As técnicas de tentativa e erro também são evitadas [Schaeffer, 2001]. A simulação computacional é dividida nos Método dos Elementos Finitos e no Método dos Volumes Finitos. A principal diferença entre elas é a região estudada na simulação, onde no primeiro método a malha acompanha a peça deformada, sendo adaptada a cada passe simulado. No segundo método, um volume de controle fixo é criado e suas aplicações estão voltadas para análise de fluxos e escoamentos na mecânica dos fluidos. [Schaeffer, 2001, Gonçalves, 2007].

O conceito de elementos finitos, segundo Kobayashi, 1989, identifica o domínio a ser trabalhado e dentro dele um número finito de pontos são gerados. Através desses pontos, chamados de nós, são construídos as malhas. Os cálculos do sistema são realizados em cada elemento delimitado pelas malhas e se repetem a cada incremento. Para cada solução através do método de elementos finitos, são necessários cinco passos gerais: a identificação do problema, a definição do elemento, a escolha das equações utilizadas, a aplicação dessas equações e a solução numérica. Através das equações constitutivas, o método de variáveis é o mais utilizado para resolver os problemas de conformação de metais [Kobayashi, 1989].

Entre as principais vantagens do MEF estão: a capacidade de obter resultados detalhados das deformações do corpo, velocidades, formas, tensões e temperaturas, principalmente e o fato de que o código computacional, depois de escrito, pode ser usado para várias simulações, como é o caso dos softwares comerciais.

Para a obtenção de resultados confiáveis, as variáveis do material e das ferramentas utilizadas devem condizer com a realidade. A Figura 18 apresenta o fluxograma de um processo de simulação numérica, detalhando os dados de entrada, o modelamento do processo, as restrições e os dados de saída.

Para um dado material, deve-se informar sua composição e seu histórico de deformações ou tratamentos térmicos, ou seja, sua microestrutura, sua tensão de escoamento, sua anisotropia e sua curva de escoamento. A microestrutura é expressa como função da deformação aplicada, da velocidade de deformação e da temperatura. Por este motivo, ensaios de caracterização são necessários para a exata configuração

do ensaio computacional. Para as ferramentas, é necessária a noção de velocidade e força do maquinário, assim como o design das ferramentas, o acabamento superficial, que acarreta diretamente no atrito, e as propriedades térmicas e mecânicas [Kobayashi, 1989]. O modelamento do processo trata das análises e otimizações do mesmo, como temperatura de trabalho, cargas, solicitações e fluxos do material. As restrições encontradas são funções das tolerâncias do projeto, limites de conformação e capacidades do equipamento. E por fim, os dados de saída informam as condições de execução do projeto.

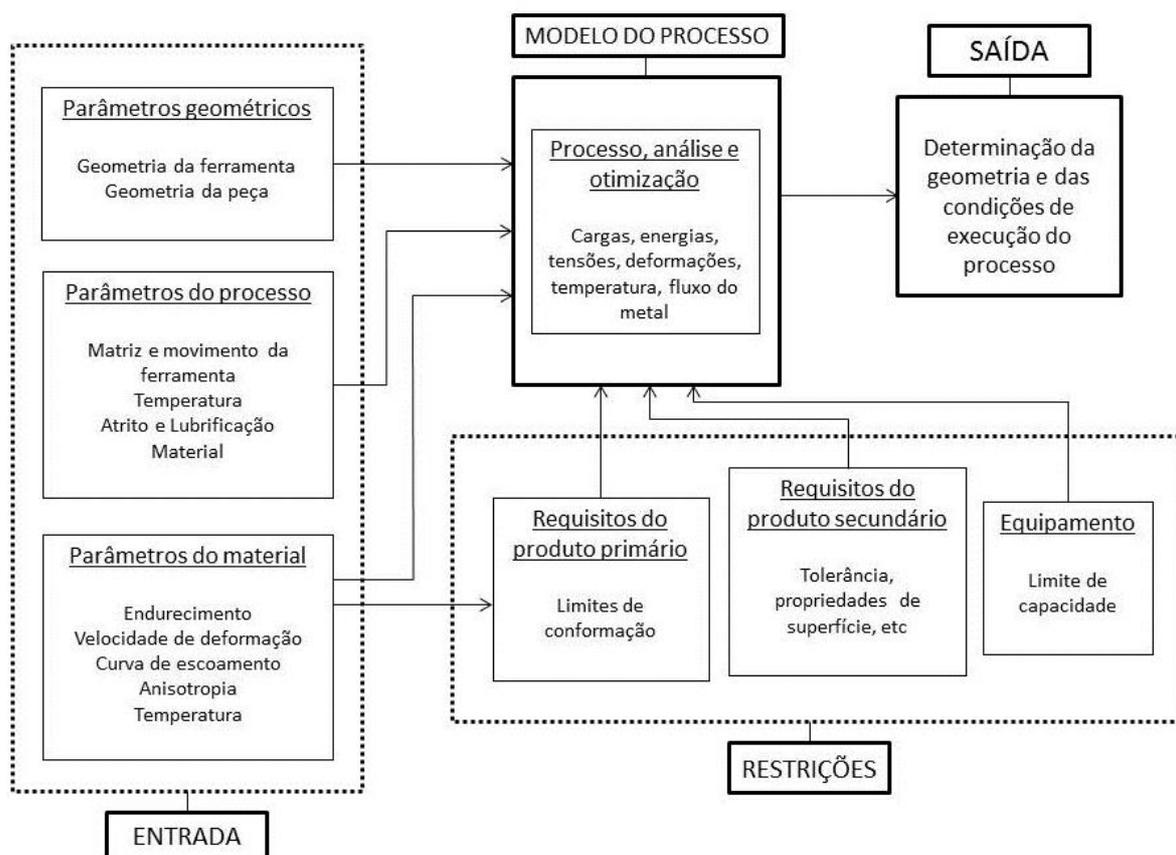


Figura 18 – Fluxograma de um processo de conformação mecânica realizado através de simulação numérica [Adaptado de: Kobayashi, 1989].

### 2.8.3 Software Utilizado: Simufact.forming

A escolha do *software* deu-se visando a reprodução do processo de forjamento do eixo, onde a cinemática envolvida requeria movimentos complexos das matrizes, através de rotações e avanços. A prévia experiência do operador e bons resultados preliminares também contribuíram para a escolha do mesmo.

O Simufact.forming 12 é um software de simulação numérica 2D e 3D que engloba diversos processos industriais de conformação mecânica. O programa permite a elaboração de projetos complexos, simulando o movimento das prensas e possibilitando o estudo do comportamento dos materiais visando prever os resultados obtidos experimentalmente. Também é possível simular uma cadeia de processos, onde o resultado do processo anterior é exportado para o próximo processo, assim, pode-se partir da simulação do aquecimento da peça, seguindo pelo forjamento dos diversos passes até, por fim, o resfriamento, e se necessário, algum tratamento térmico posterior.

Os parâmetros de simulação utilizados são fundamentados na análise do processo real. O Simufact.forming permite recriar, por exemplo, as cinemáticas, as condições tribológicas e o comportamento do material, tanto térmico, quanto mecânico, alimentando os banco de dados com dados de ensaios. A partir desses, o processo pode ser construído e avaliado, e caso seja necessário, as devidas mudanças podem ser feitos no próprio programa.

Como resultados, o software permite o estudo do desempenho do ferramental e da peça. Pode-se também analisar os efeitos como deformação elástica e plástica, e efeitos termomecânicos do processo envolvido.

O resultado obtido é de elevada precisão, segundo o fabricante, pois o software é baseado em aplicações não lineares com elementos finitos ou a partir de volumes finitos que são continuamente aprimorados [MSC.Software, 2015].

O mesmo software foi utilizado por Corrêa, 2014, na comparação dos valores de força entre o cálculo realizado através da Teoria Elementar da Plasticidade, a simulação e o experimento.

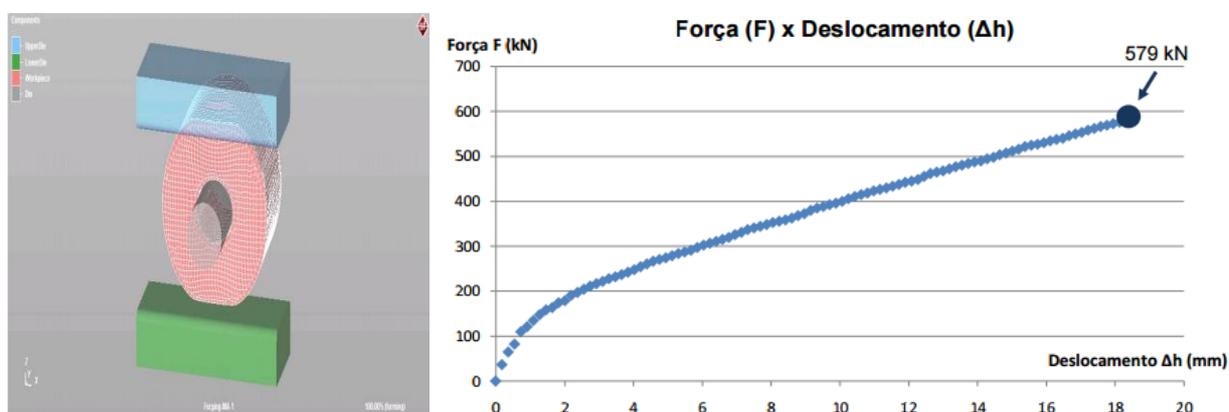


Figura 19 – Simulação do processo de forjamento em matriz aberta para eixos vazados e força medida durante a simulação do primeiro recalque [Corrêa, 2014].

Para o primeiro recalque, a força medida no experimento foi de aproximadamente 621 kN. Nos cálculos da TEP, a força foi de 544 kN, enquanto a simulação apresenta força média medida de 579 kN. Justificando a escolha do software Simufact.forming para simulações do processo de forjamento em matriz aberta com erro de aproximadamente 5%.

### 3. EXPERIMENTOS PRELIMINARES

Ao longo do projeto BRAGECRIM, os trabalhos realizados indicaram rotas de produção de eixos vazados. Estudos relacionados com a geometria das matrizes, evolução microestrutural e forjamentos práticos nortearam o projeto.

Colombo, em 2013, analisou diferentes parâmetros de forjamento, como as geometrias e combinações de diferentes matrizes, através do software de elementos finitos PEP/Larstran, a fim de forjar em matriz aberta um eixo vazado para aerogeradores. Suas conclusões sugerem estudos utilizando razão de mordida na ordem de 0,6 e a utilização de um par de matrizes côncavas, que resultam em deformações uniformes, alongamentos maiores e microestrutura mais homogênea. Essa geometria, também utilizada em testes de forjamentos em peças de 1 kg por de Costa et al., 2014. O fator limitante no uso de matrizes côncavas são os diferentes diâmetros ao longo da geometria da peça, que necessitariam matrizes de diferentes diâmetros, e as forças de forjamento que são maiores quando comparadas com matrizes em V e planas.

Problemas relacionados com o uso do mandril e o aumento do diâmetro interno nos últimos passes do forjamento foram relatados por Rosenstock et al., 2013, onde a simulação computacional mostra o fenômeno, que é consequência da deformação imposta em uma parede fina, apresentada no passe 4 da Figura 20.

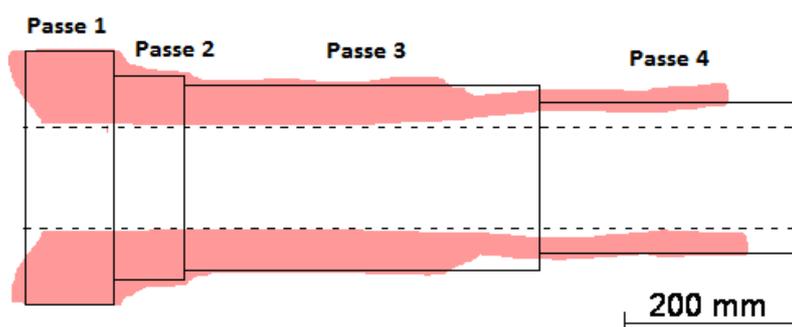


Figura 20 – Simulação de eixo vazado forjado em 4 passes [Fonte: Rosenstock et al., 2013].

Rosenstock et al, 2013, encontraram tais resultados utilizando matriz superior plana e matriz inferior em V e simulando o processo no *software* Transvalor Forge 2011. Além disso, foi estudada uma geometria industrial em escala reduzida, onde problemas de falta de material no último passe foram verificados, sugerindo correções

na cinemática do processo e também na compensação de material através de uma geratriz maior.

O forjamento prático identificou os mesmos problemas ilustrados no último passe da simulação da Figura 20. A grande deformação imposta na parede do último passe faz com que o diâmetro interno aumente consideravelmente. Inclusive, com a diminuição da espessura da parede, a peça esfria mais rapidamente, ocasionando trincas no material, como pode ser observado no eixo de 180 kg forjado no IBF, na Figura 21.



Figura 21 – Mandril forjado no IBF em 2013 [Wolfgarten, 2014].

As dimensões de cada passe do eixo forjado são apresentadas na Tabela 1.

Tabela 1: Dimensões dos passes do eixo forjado no IBF [Wolfgarten, 2014].

Passe	Diâmetro		Diâmetro ideal, $d_1$ [mm]	Comprimento ideal, $l_p$ [mm]
	externo, $d_1$ [mm]	Comprimento do passe, $l_p$ [mm]		
1	349	60	350	50
2	270	45	280	40
3	248	190	260	205
4	200	175	210	145

O último passe de forjamento apresentou trincas, sendo a região de menores dimensões da parede do eixo vazado. A Figura 22 apresenta a geometria final que não é a desejada do projeto.



Figura 22 – Vista frontal da geometria forjada no IBF em 2013 [Wolfgarten, 2014].

Medidas de força foram realizadas nos dois primeiros passes do forjamento. A comparação com a simulação através do *software* Transvalor Forge é apresentada na Figura 23. São verificadas discrepâncias na ordem de até 100% entre forças nos últimos recalques do primeiro avanço do primeiro passe. Para o segundo passe, a diferença máxima registrada foi 31,7%. As diferenças encontradas são atribuídas às diferenças de temperatura e ao uso da malha triangular na simulação, que tende a elevar as forças quando comparado com o uso de malhas hexagonais.

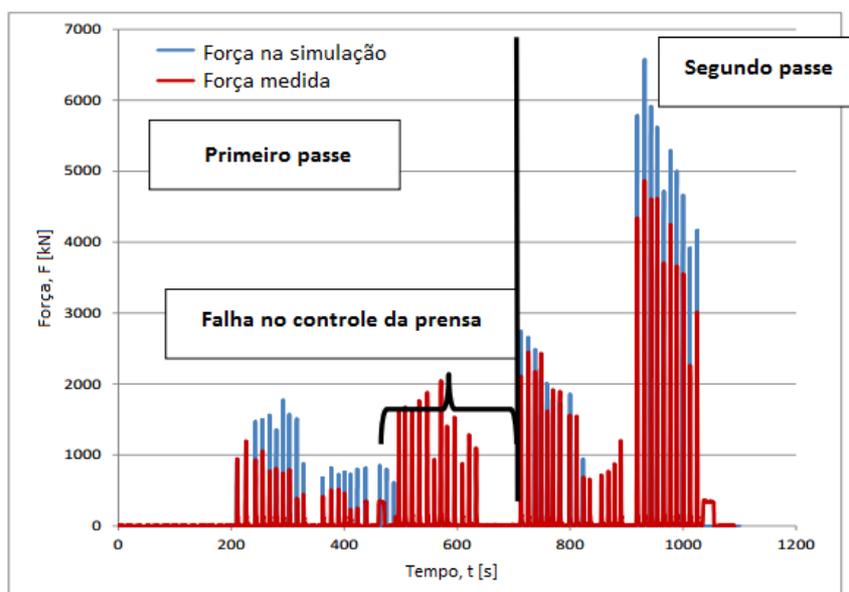


Figura 23 – Comparação entre a força medida e a força simulada pelo software Forge nos dois primeiros passes de forjamento [Adaptado de Wolfgarten, 2014].

#### 4. MATERIAIS E MÉTODOS

No presente trabalho, o estudo do comportamento do material ao longo do processo de forjamento do eixo vazado foi analisado por meio do uso de simulações computacionais e experimentos práticos. Através do processo de forjamento incremental em matriz aberta, partindo-se do bilhet vazado ilustrado na Figura 24, que possui 120 mm de diâmetro interno, 360 mm de diâmetro externo e 210 mm de comprimento, produzido em aço AISI 4140 e pesando 150 kg, é almejada a geometria apresentada na Figura 25. Objetiva-se avaliar a forma final do eixo forjado, buscando reduzir a quantidade de material a ser retirado por usinagem na etapa final de produção.

A Figura 25 mostra a geometria final do eixo, onde o contorno externo apresenta três seções diferentes e o interno apresenta a seção de troca de diâmetro, com dois diâmetros distintos. A partir das geometrias inicial e final, deve-se definir as etapas do processo.

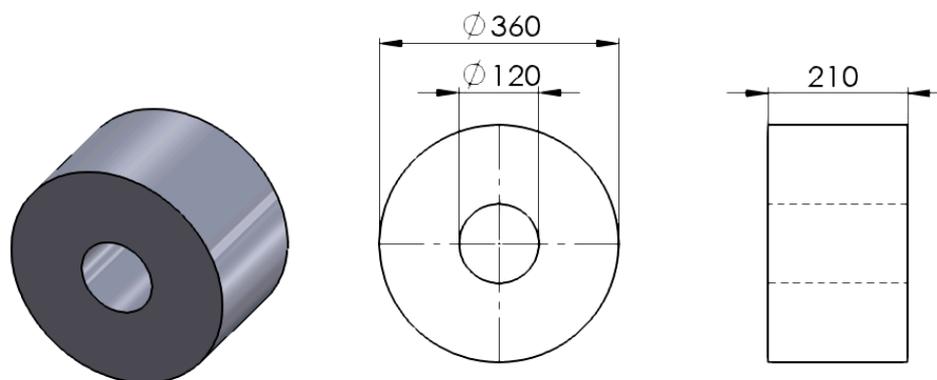


Figura 24 – Bilhet inicial utilizado no processo.

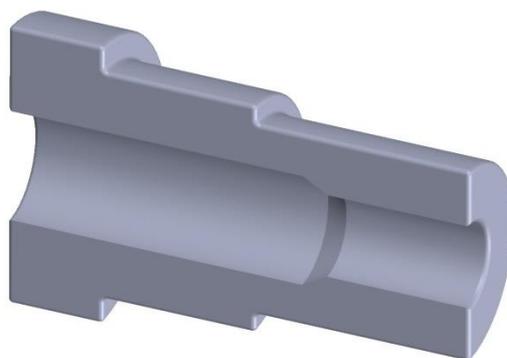


Figura 25 – Geometria idealizada do eixo vazado após o forjamento.

Nas fases anteriores do projeto BRAGECRIM, foram investigados diversos aspectos do forjamento de uma peça cilíndrica previamente vazada, como geometrias preferenciais de matrizes, relações de mordida aplicadas em cada passe e evolução microestrutural do material ao longo do processo. Seguindo a linha de estudos previstos no projeto, o contorno interno do eixo vazado deve ser analisado, de forma que ao término da pesquisa, seja possível apresentar a geometria mais próxima da sua forma final de uso.

#### 4.1 Metodologia Utilizada

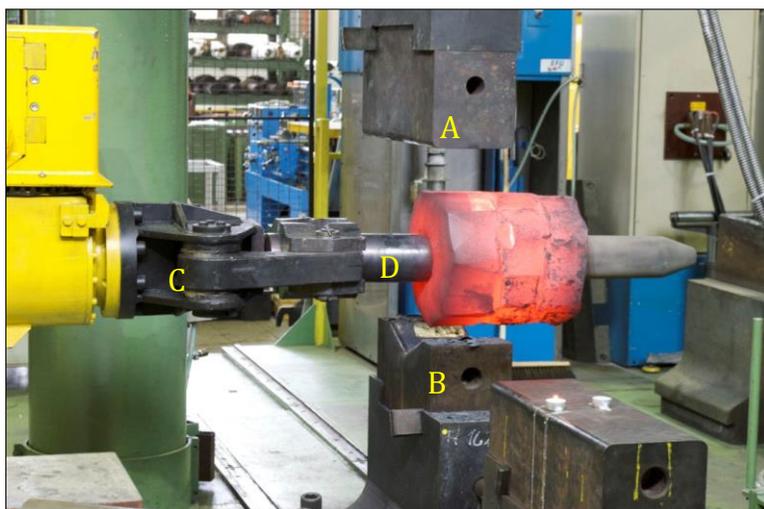
A metodologia utilizada mescla simulações computacionais e físicas em escala, além de ensaios práticos. Os primeiros testes visam estudar quais geometrias de mandril resultam em melhores escoamentos do material e em melhores distribuições de temperatura ao longo do mesmo. Em relação ao contorno externo do eixo, seguiu-se uma linha diferente da geometria estudada por outros autores que contribuíram com publicações para o projeto BRAGECRIM [Colombo, 2012, Medeiros, 2012, Rosenstock, 2013 e Wolfgarten, 2014], a fim de aprofundar os estudos apenas no contorno interno da peça.

##### 4.1.1 – Ferramentas

Primeiramente, foi realizado o levantamento das ferramentas disponíveis no IBF para realizar o forjamento, a fim de verificar as limitações e as condições que deveriam ser consideradas no projeto.

O IBF utiliza desde os primeiros forjamentos do projeto BRAGECRIM ferramentas com geometria plana e em V, em aço ferramenta H11. A Figura 26 apresenta o forjamento do eixo vazado sendo realizado e identifica as ferramentas utilizadas, dando uma visão geral do processo.

O par de matrizes plana-V mostrou-se mais adequado para o projeto, apresentando resultados compatíveis de geometria e satisfatória distribuição de fluxo de material em simulações e experimentos práticos. As geometrias das matrizes são apresentadas nas Figura 27 e Figura 28.



A	Matriz superior plana.
B	Matriz inferior em V-138°.
C	Manipulador.
D	Mandril.

Figura 26 – Forjamento prático realizado no IBF.

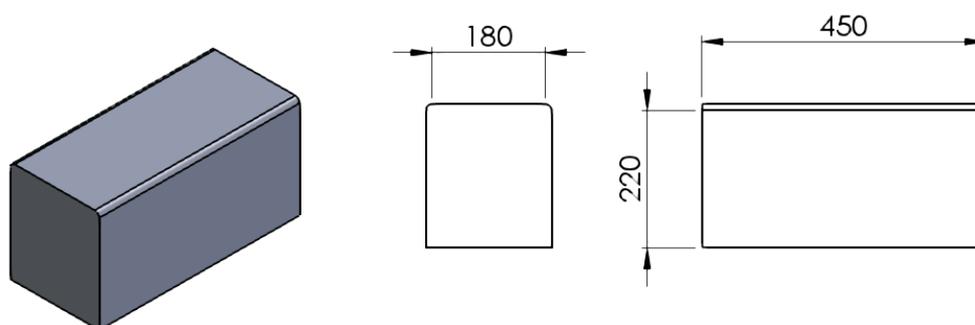


Figura 27 – Matriz superior plana.

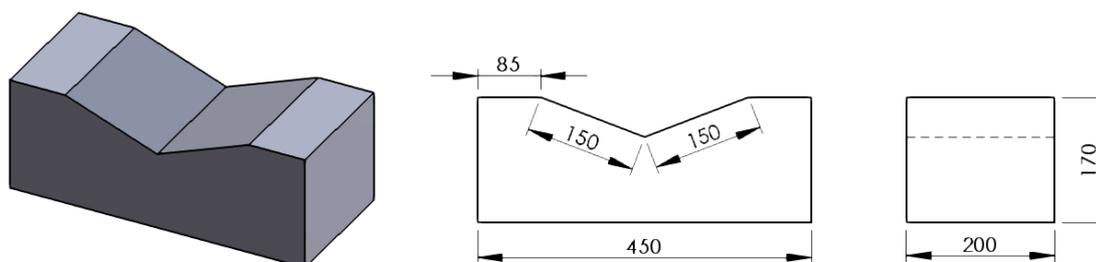


Figura 28 – Matriz inferior em V.

A prensa hidráulica utilizada foi fabricada pela empresa SMS tem capacidade de 6,3 MN, com velocidade máxima de 200 mm/s e curso de 600 mm.

O manipulador robótico utilizado é fabricado pela empresa *Glama Maschinenbau GmbH*, e possui capacidade de manipulação de cargas em torno de 6 eixos e com pesos de até 3 kN em seu alcance máximo, que é de 1800 mm horizontalmente e 800 mm verticalmente.

O forno utilizado é alimentado a gás e é capaz de atingir temperaturas máximas de 1300°C. Suas dimensões são 1540 x 900 x 700 mm<sup>3</sup>.

#### 4.1.2 – Geometria do Mandril

Após a análise da geometria das ferramentas disponíveis, foram propostas diferentes geometrias de mandris para análise do comportamento térmico e do comportamento da fluência do material forjado. Atentou-se principalmente para a região de mudança de diâmetros, que foi estudada inicialmente através de simulações computacionais.

As geometrias foram baseadas em um mandril produzido em H11 já disponível no IBF, que possui comprimento total de 800 mm, dos quais, os primeiros 200 mm não apresentam conicidade, e a parte que segue possui conicidade de  $0,6^\circ$  até o final do mandril. O diâmetro na parte reta do mesmo é de 122 mm. Seu desenho é apresentado na Figura 29.

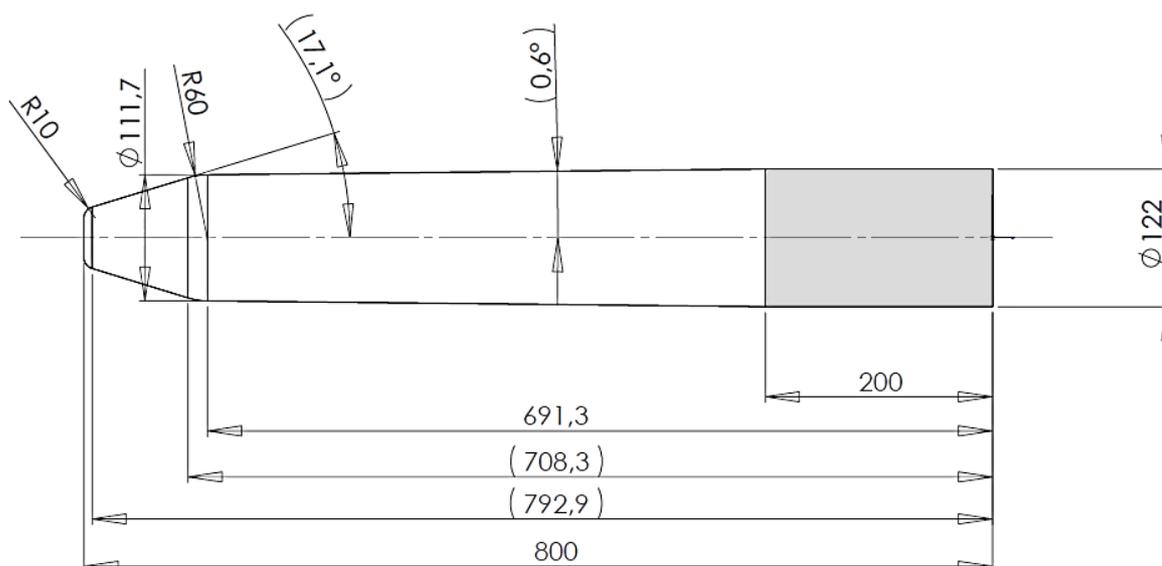


Figura 29 – Geometria do mandril disponível no IBF.

O mandril proposto pelo trabalho possui os mesmos 200 mm de comprimento e diâmetro de 122 mm inalterados na parte inicial para que o manipulador agarre-o com segurança. A partir desse ponto, o diâmetro mantém a conicidade prévia de  $0,6^\circ$  até a região onde ocorre a redução de diâmetro proposta para 90 mm. Essa região foi denominada pelo autor como região de transição, para facilitar sua identificação ao longo do texto. Foram estudadas três diferentes regiões de transição, apresentadas na Figura 30, onde, em cada uma delas, o ângulo na redução do diâmetro é alterado a fim de verificar o preenchimento e a fluência do material. No final dessa região, o diâmetro do mandril é de 90 mm, portanto, ocorre redução de 25%. A partir desse diâmetro, a

conicidade é mantida em  $0,6^\circ$  até atingir a ponta do mandril, que possui comprimento de 100 mm e conicidade de  $17,1^\circ$ .

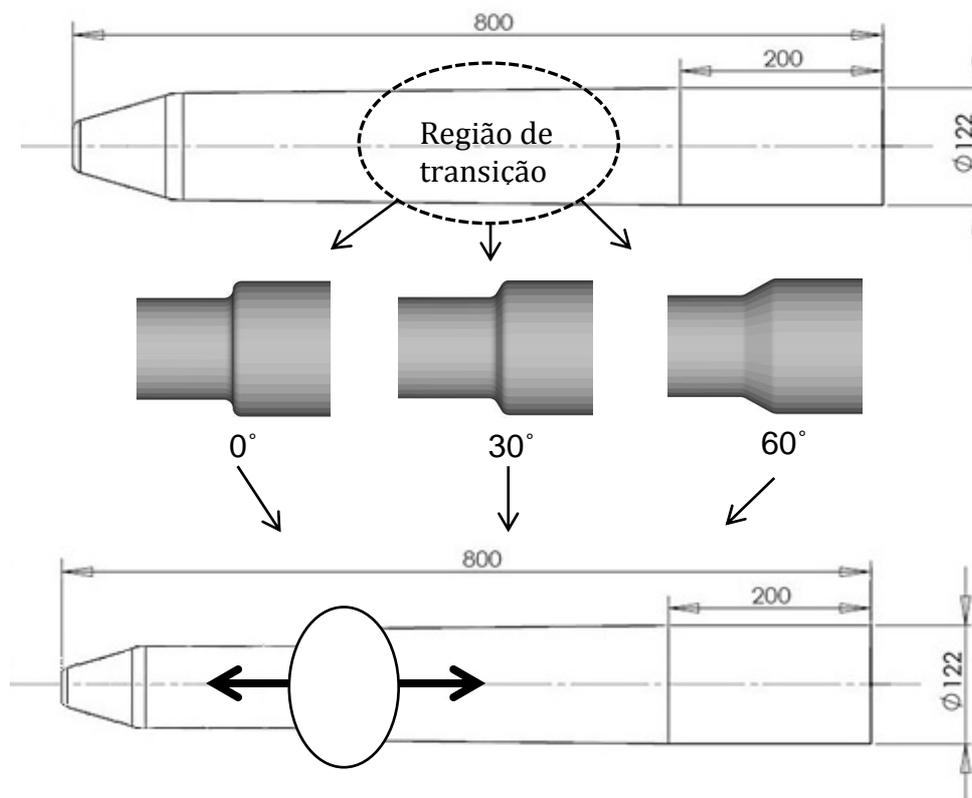


Figura 30 – Fluxograma do estudo da geometria do mandril.

A Figura 31 destaca a geometria nas regiões de transição para os diferentes mandris analisados. O cálculo do ângulo de inclinação dessa região foi feito a partir do diâmetro maior, utilizando  $0^\circ$ ,  $30^\circ$  e  $60^\circ$ , e foi utilizado raio de concordância de 2 mm na região.

O primeiro passo do estudo foi analisar o comportamento do material quando o mesmo é deformado na altura da região de transição, verificando a forma final e a distribuição de temperaturas no mandril. No segundo passo da pesquisa, foram estudadas as possíveis geometrias ao longo do comprimento do mandril disponível, ou seja, onde a região de transição deve ser posicionada e qual o comprimento de cada seção de diferentes diâmetros, devido ao limite imposto pelo mandril disponível no projeto. Tanto a primeira quanto a segunda fase do estudo foram desenvolvidas com o auxílio do software de simulações numéricas Simufact.forming 12 e de simulações com o material modelo plasticina. Atentou-se para o comprimento máximo da peça final, que não pode exceder 500 mm, ficando dentro dos limites do comprimento disponível para forjamento ao longo do mandril.

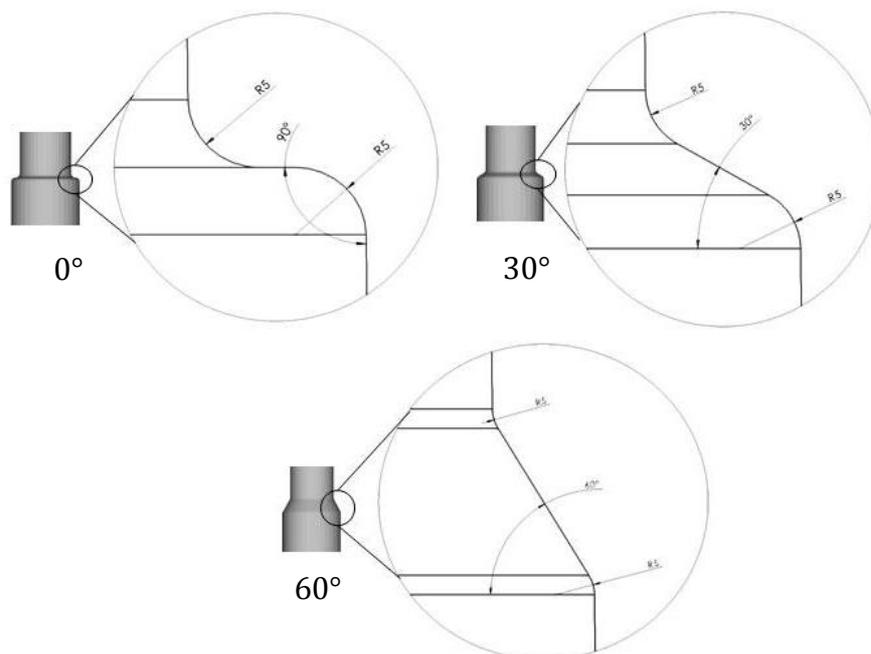


Figura 31 – Geometria das diferentes regiões de transição.

Como visto nos forjamentos experimentais realizados no IBF, com uso da geratriz inicial de comprimento 260 mm, o comprimento final do eixo forjado foi maior que o do mandril, evidenciando a necessidade de ajustes na cinemática do processo ou a alteração do comprimento inicial da geratriz. Entretanto, a solução adotada pelos pesquisadores alemães à época foi a fabricação de um novo mandril de maior comprimento, o que por sua vez, disponibilizou o mandril da Figura 29 para essa pesquisa. Visando evitar esse problema para o mandril utilizado, utilizou-se a geometria inicial do billet com comprimento de 210 mm.

#### 4.2 Parâmetros utilizados na simulação processo

As propriedades do processo determinam o comportamento do mesmo ao longo da simulação e refletem diretamente nos seus resultados. A alimentação do software com as propriedades dos materiais, suas temperaturas e suas características são essenciais para a confiabilidade do resultado apresentado. Ao longo do projeto BRAGECRIM, ensaios mecânicos e metalográficos foram realizados buscando dados para adicionar aos softwares, como curvas de escoamento, temperaturas de trabalho e propriedades químicas. Além dessas propriedades, que são inseridas diretamente no software, os parâmetros do processo são analisados a seguir:

- A Razão de Mordida,  $S_b/b_0$ , está relacionada com o grau de deformação e a uniformidade da mesma ao longo do forjamento. A literatura propõe o uso da razão de mordida entre 0,4 e 0,6. Razões abaixo do valor inferior deformam a peça apenas superficialmente, não atingindo graus de deformações exigidos no interior da peça, além de demandarem mais tempo para o processo, aumentando as perdas térmicas. Já valores acima de 0,6 apresentam deformações heterogêneas ao longo da peça, além de necessitarem forças maiores de forjamento.

Devido às dimensões utilizadas no projeto, as quais restringiam o cálculo da razão de mordida, visto que o diâmetro externo da peça tem dimensões maiores que a área de contato da matriz, de modo que o cálculo resultava em valores fora da faixa de referência citadas pela literatura. Para solucionar esse problema, foram simulados diversos processos para verificar a influência da deformação em cada mordida no núcleo da peça, e assim, satisfazendo o propósito do forjamento em matriz aberta.

- Redução do diâmetro,  $(d_0 - d_1)/d_0 \times 100$  [%]: A literatura (Chen, 2011 e Haverstock, 2010) afirma que a redução de diâmetro que contribui com melhores resultados metalúrgicos na peça está entre 15% e 20% em cada passe. Abaixo desses valores, a deformação não é suficiente para eliminar os defeitos metalúrgicos provindos do material bruto de fusão. Valores acima de 20% podem ser utilizados, porém demandam mais força e podem alterar irreversivelmente a geometria do forjado ao longo do processo.

- Temperatura do processo, T: A temperatura utilizada na geratriz deve estar dentro dos limites de temperaturas de trabalho a quente do aço AISI 4140: entre 800°C e 1250°C, A geratriz é retirada do forno com temperatura de 1200°C e sua temperatura é estudada através das simulações, para que quando fique abaixo do limite inferior, seja reaquescida. As matrizes foram previamente aquecidas até a temperatura de 300°C para evitar choques térmicos que podem levar a trincas no material.

#### 4.3 Cinemática Utilizada

Para se alcançar a geometria final, o processo foi dividido em três passes de forjamento. O primeiro passe reduz o diâmetro externo da peça em 15%, atingindo 305 mm. Essa redução visa deformar homoganeamente o eixo vazado, a fim de que as

qualidades do processo de forjamento já citadas sejam adquiridas. O segundo passe delimita a região do flange, reduzindo o restante do eixo a uma seção de 250 mm. O último passe é responsável por atingir a forma final do eixo, reduzindo a extremidade da peça a um diâmetro de 210 mm. A sequência de passes é reproduzida na Figura 32, da esquerda para a direita e de cima para baixo.

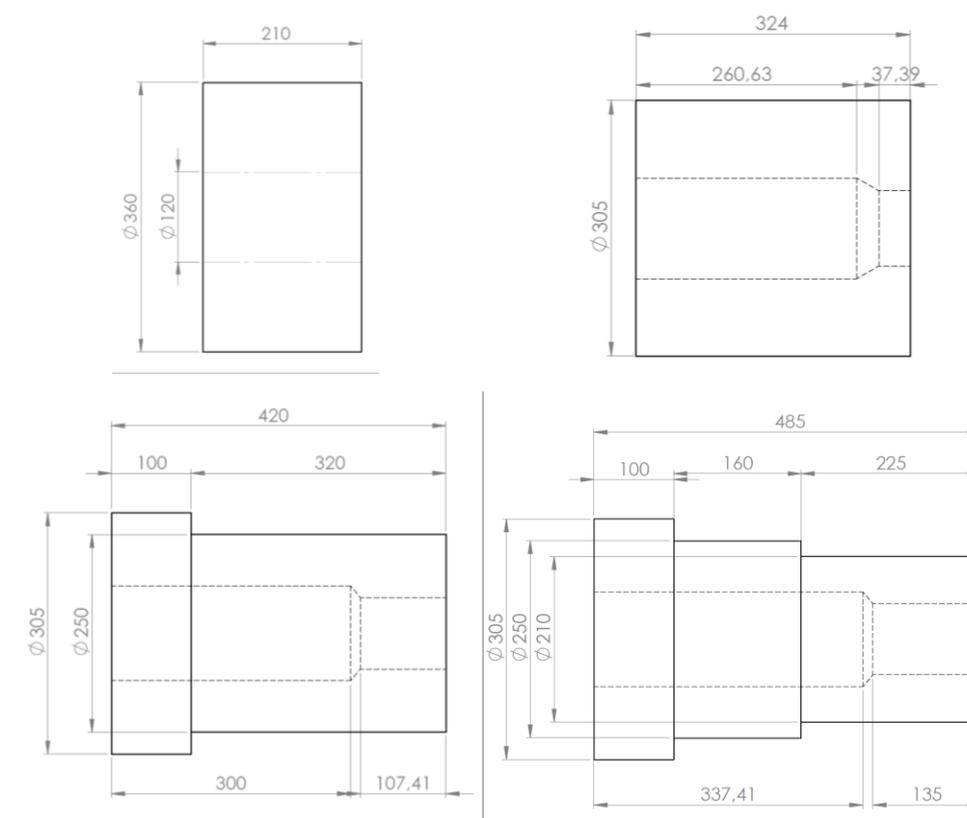


Figura 32 – Sequência de passes de forjamento até atingir a forma final.

Com base na literatura e na revisão bibliográfica apresentada, foi fixada para o forjamento uma cinemática que utiliza uma série de 10 mordidas a cada avanço. A peça é rotacionada 90° após cada mordida, durante as cinco primeiras do ciclo, seguida de um giro de 45° e mais cinco mordidas com rotação de 90° entre elas, conforme o diagrama da Figura 33.

A cinemática utilizada proporciona à peça formato circular após o final do processo. Rotações menores entre mordidas também podem ser utilizadas a fim de aumentar a precisão e atingir forma final mais próxima da real. Porém, tal cinemática só é permitida devido à capacidade de manipulação da peça, já que as indústrias de grande porte possuem manipuladores de alto desempenho. Deve-se atentar também ao fato de que tempos maiores de manipulação causam perdas excessivas de temperaturas na peça.

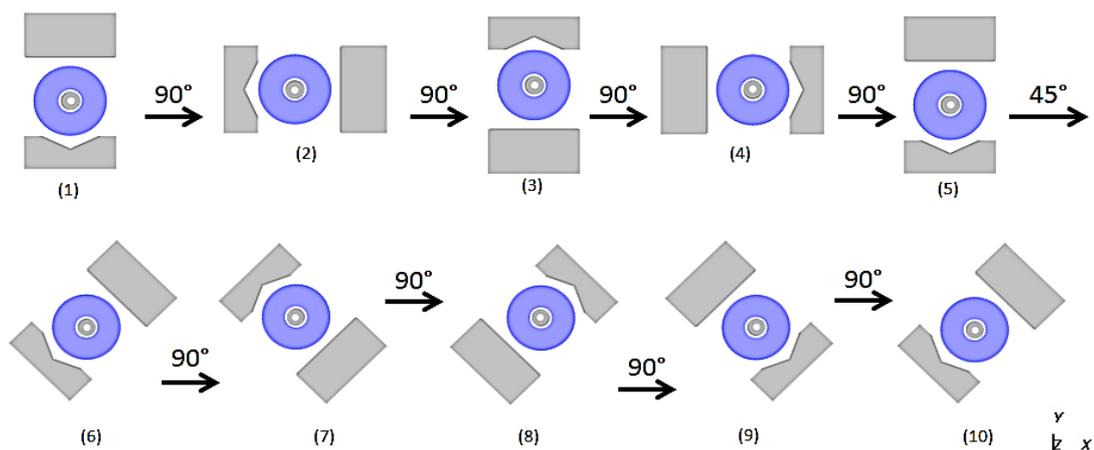


Figura 33 – Sequência de mordidas a cada incremento.

#### 4.4 Configuração da simulação numérica computacional

O posicionamento e a cinemática das matrizes foram feitos da seguinte forma:

- Para o primeiro passe, sabe-se que a redução necessária é de 54 mm em diâmetro do billet e a distância entre o ponto de menor coordenada x na peça no primeiro passe e o ponto de contato da peça com a matriz em V na primeira mordida é de 54 mm. Então, decidiu-se por utilizar a distância de 400 mm entre as matrizes, onde, ao longo do movimento, a matriz se desloca 150 mm para deformar a peça. Portanto, as matrizes foram posicionadas como apresentado na Figura 34. A cada avanço, a cinemática utilizada é a apresentada na Figura 33.

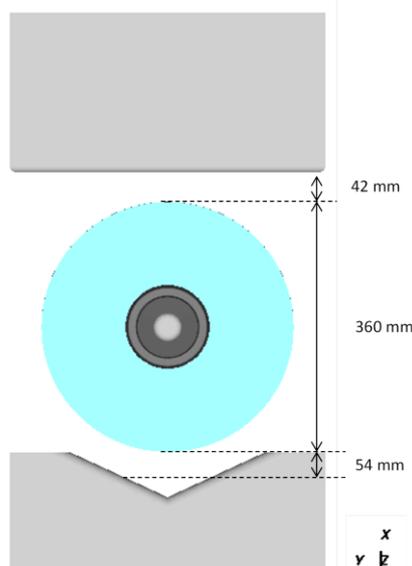


Figura 34 – Posicionamento das matrizes em relação à peça no início do processo.

O processo foi gerado no software de simulação Simufact.forming 12. As ferramentas e o bilhet inicial foram gerados a partir do software Solidworks e importados para o simulador. As peças foram posicionadas conforme apresentado na Figura 34 – **Posicionamento das matrizes em relação à peça no início do processo.** Os parâmetros da simulação estão apresentados na Tabela 2.

Tabela 2: Parâmetros utilizados na simulação numérica.

Parâmetros utilizados	Valores
<b>Malha utilizada</b>	Hexaédrica – 8 nós – 10620 elementos
<b>Tamanho do elemento de malha</b>	10 mm
<b>Temperatura inicial do tarugo, T</b>	1200°C
<b>Temperatura inicial das ferramentas, T</b>	300°C
<b>Coefficiente de atrito, <math>\mu</math></b>	0,3 [Colombo, 2012]
<b>Velocidade da ferramenta, <math>V_f</math></b>	75 mm/s

Os parâmetros de condutividade térmicas do aço AISI 4140 são relacionados na Tabela 3. Foram utilizados coeficientes retirados da biblioteca de materiais do Simufact.forming 12. O coeficiente de transferência de calor,  $\alpha$ , das matrizes com o ambiente foi configurado, conforme o *software*, como 50 W/m<sup>2</sup>.K, o coeficiente de transferência de calor das matrizes com a peça foi configurado como 10000 W/m<sup>2</sup>.K [Wolfgarten, 2014] e a condutividade térmica do H11 foi considerada constante, com valor de 24,6 W/m<sup>2</sup>.K, conforme a biblioteca do Simufact.forming 12.

Tabela 3: Valores de condutividade térmica do aço AISI 4140 utilizados na simulação.

Temperatura, T, (°C)	Condutividade térmica, k, (W/m <sup>2</sup> .K)
<b>750</b>	26
<b>800</b>	26
<b>850</b>	26.8
<b>900</b>	27.6
<b>1000</b>	28.5
<b>1050</b>	28.9
<b>1100</b>	29.7
<b>1150</b>	30.1
<b>1200</b>	30.4

Foi utilizada velocidade da ferramenta,  $V_f$ , igual a 75 mm/s. Velocidade utilizada na indústria e nos experimentos práticos realizados no IBF. Essa velocidade diminui as perdas térmicas ao longo do processo e não eleva as forças de forjamento consideravelmente.

A malha utilizada é a malha hexaédrica, que segundo testes preliminares resultou em melhor comportamento e estabilidade do processo. O tamanho do elemento de malha inicial é de 10 mm, totalizando 10620 elementos no billet.

O processo utilizado foi Hot/Warm Forging – Upsetting – 3D – Finite Elements, composto por três matrizes: superior plana, inferior em V e o mandril, que também é considerado uma matriz pelo software. Os movimentos das matrizes superior e inferior são estabelecidos através de uma tabela de movimentos, onde são inseridos os valores de deslocamento ao longo do tempo, recriando os movimentos realizados pela prensa na realidade. Sabe-se também que durante o forjamento, o mandril é posicionado e rotacionado com o auxílio de um manipulador. Esse processo garante o posicionamento da peça em relação ao referencial, então a cinemática programada pode ser executada. Porém, ao longo das simulações ocorrem severos escorregamentos da peça em relação ao mandril devido ao aumento de diâmetro interno causado pelo deslocamento do material na direção radial e ao atrito. A fim de evitar esse escorregamento e a perda de posicionamento, utilizaram-se matrizes móveis, cujos movimentos são apresentados na Figura 33. Desse modo, as matrizes são movimentadas ao redor da peça, e não o contrário, garantindo a rotação correta após cada mordida.

Após decidir a cinemática envolvida em cada avanço da ferramenta e as propriedades dos materiais no software, são descritos a seguir a cinemática relativa aos três passes do processo:

- No primeiro passe, como apresentado anteriormente, objetiva-se reduzir o diâmetro externo da peça de 360 mm para o valor de 305 mm ao longo de todo seu comprimento, totalizando 15% de redução, faixa que se encontra nos limites de redução apropriados citados pela literatura. A cinemática utilizada no primeiro passo consiste de dois avanços, com 10 mordidas cada.

A estratégia testada em simulações preliminares forja a região de transição de diâmetros ao longo do primeiro avanço, e logo após, a peça avançava na direção positiva em relação ao eixo Z e a segunda metade da peça era forjada. Essa estratégia

obriga o material a fluir na direção +Z ao longo das mordidas no segundo avanço. Como pode ser observado na Figura 35, o formato final é indesejável, pois seria necessário reposicionar a peça após o primeiro passe, e na medida em que não é possível visualizar a posicionamento no interior da peça ao longo do forjamento prático, a cinemática foi revista.

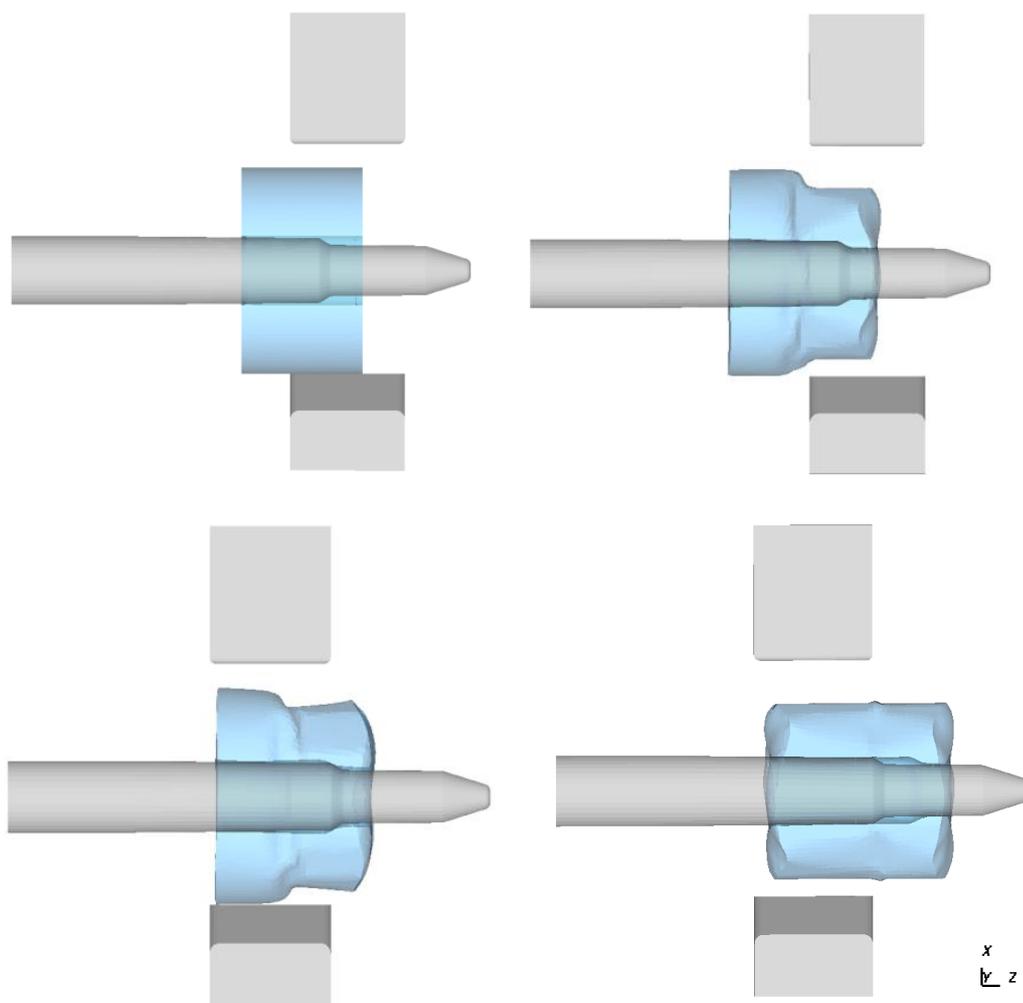


Figura 35 – Fluxo do material durante o forjamento com avanço do mandril no sentido positivo em relação ao eixo Z.

- O segundo passe é responsável por delimitar a região do flange, que tem comprimento de 100 mm e se mantém com 305 mm de diâmetro. Na parte restante da peça, o diâmetro externo é reduzido de 305 mm para 250 mm, uma redução de 18%. A cinemática é dividida em dois avanços de 10 mordidas cada. No segundo passe, o mandril avança na direção positiva do eixo Z, diferentemente do primeiro passe, pois o contorno interno já está definido na peça. O posicionamento das matrizes em relação à

peça é planejado do mesmo modo realizado na Figura 34, porém a distância entre as matrizes é de 350 mm e a matriz superior mantém o mesmo deslocamento de 150 mm.

- O terceiro passe dá forma final ao eixo, reduzindo o diâmetro de 250 mm para 210 mm, resguardando os 160 mm de comprimento do segundo passe e a flange de 100 mm que foi forjada no segundo passe. Esse passe é constituído de dois avanços. A distância entre as matrizes é de 315 mm e a matriz superior se desloca 150 mm novamente. A geometria final pretendida é atingida no término desse passe.

A Tabela 4 apresenta a sequência de forjamento utilizada nas simulações.

Tabela 4 – Cinemática do forjamento do eixo vazado.

Passe	Avanço	Recalque	Rotação da peça antes do recalque	Rotação absoluta	Distância até flange [mm]	Redução no diâmetro
1	1	1	0°	0°	80	15%
1	1	2	90°	90°	80	15%
1	1	3	90°	180°	80	15%
1	1	4	90°	270°	80	15%
1	1	5	90°	0°	80	15%
1	1	6	45°	45°	80	15%
1	1	7	90°	135°	80	15%
1	1	8	90°	225°	80	15%
1	1	9	90°	315°	80	15%
1	1	10	90°	45°	80	15%
1	2	11	45°	0°	resto	15%
...	...	...	...	...	...	...

#### 4.5 Ajustes na Simulação Numérica

Através do sistema de Generic Springs disponível no software Simufact.forming 12, é possível conectar o mandril a um sistema de molas, responsável por torná-lo móvel na medida em que forças atuam sobre ele, representando a realidade do processo. Caso contrário, o mandril seria fixo em uma posição do sistema de coordenadas e a resultante dos esforços realizados pelas matrizes seria não nula,

criando divergências nos resultados. Na Figura 36- Sistema de molas e sua influência na eliminação de forças no mandril ao longo do forjamento é apresentado o sistemas de molas conectados ao mandril, visto do plano frontal, x-y, e a resultante de forças após a primeira mordida, onde é possível verificar que o mandril não sofre reações significativas ao longo do processo.

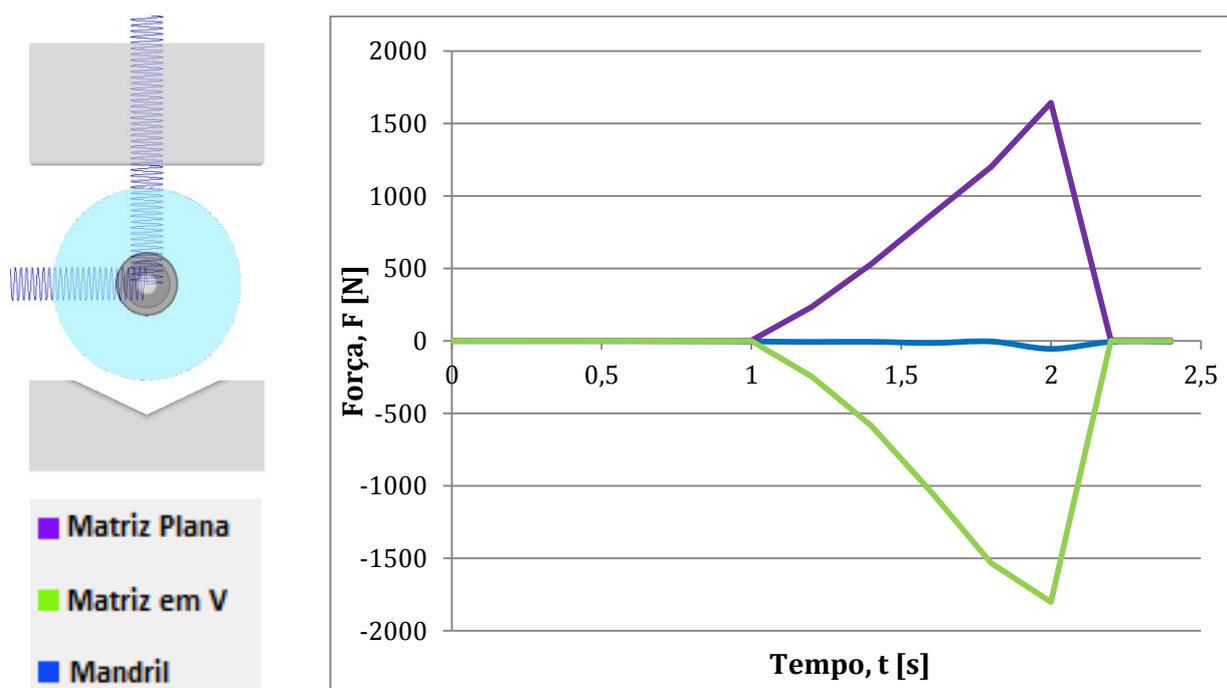


Figura 36- Sistema de molas e sua influência na eliminação de forças no mandril ao longo do forjamento

Para realizar a análise de temperaturas do mandril ao longo do processo, foi utilizado o recurso de *Contact Table*, onde foram utilizados dois mandris, um apenas para a cinemática do processo, e outro para análise de temperaturas. O primeiro é conectado ao sistema de modo idêntico aos utilizados anteriormente, juntamente com o sistema de *Generic Springs* e desenvolve a cinemática proposta pela simulação. O segundo mandril é chamado de deformável e permite a criação de malhas para análise da distribuição de temperaturas ao longo do mesmo. Ele é conectado ao primeiro mandril através do modo *Glued*, que permite a fixação entre um e outro.

#### 4.6 Modelagem dos Experimentos em Plasticina

Com o objetivo de visualizar o comportamento do material ao longo do forjamento, foram realizados ensaios com o material modelo plasticina. A plasticina, além de possuir comportamento semelhante ao aço em temperaturas de forjamento a quente, é fácil de modelar, possui baixo custo e é um método alternativo ao método de simulação numérica, possibilitando diferentes cinemáticas e geometrias em menos tempo.

As ferramentas utilizadas nos modelos de plasticina foram confeccionadas em alumínio e têm escala 1:4 em relação à peça real. Os componentes são apresentados nas Figura 37 e Figura 38.



Figura 37 – Mandris em escala utilizados nos ensaios com plasticina.



Figura 38 – Matrizes utilizadas nos ensaios com plasticina.

As cinemáticas utilizadas ao longo das simulações com plasticina foram as mesmas utilizadas nas simulações computacionais. O billet em escala possui comprimento inicial de 52,5 mm, diâmetro inicial externo de 90 mm e diâmetro inicial

interno de 30 mm. O posicionamento do mandril em relação à peça de plasticina dista 16,5 mm da parte frontal da peça com a região de troca de diâmetros do mandril.

#### 4.7 Planejamento do Forjamento prático

Após análise dos resultados das simulações computacionais e com materiais modelos, a geometria de mandril combinada com a cinemática que apresentaram melhores fluxos de material e de distribuições de temperatura foi reproduzida em testes práticos.

Para validação, dois experimentos práticos foram realizados. No primeiro, apenas os primeiros dois passes foram forjados e a temperatura foi medida na cavidade central usinada no mandril após cada avanço. No segundo forjamento, o eixo vazado foi forjado em sua totalidade. Foi possível reaquecer a peça e dar continuidade no terceiro passe de forjamento. A temperatura do mandril não foi medida ao longo do segundo forjamento.

Foram utilizadas as ferramentas citadas no capítulo 4.1.1: o forno resistivo, o robô manipulador e a prensa hidráulica juntamente com as matrizes. O robô manipulador foi controlado manualmente, pois o computador que realiza seus movimentos previamente programados apresentava defeitos. Sendo assim, o forjamento prático distou do processo simulado no quesito tempo, visto que o tempo de operação manual é superior ao automatizado.

O mandril foi revestido com uma camada protetora de Nitreto de Boro em pó, que serve como lubrificante e também previne a oxidação do mesmo.

A peça de trabalho foi aquecida no forno durante 6 horas até a temperatura de 1200°C.

## 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

As primeiras simulações computacionais realizadas testaram três diferentes geometrias de região de transição. Foram analisados dados de escoamento do material, temperatura do mandril e o estado de deformações na peça forjada.

As primeiras cinemáticas utilizadas são as apresentadas na Figura 35, onde o avanço da matriz se dá na direção  $-Z$ , recriando o movimento de avanço do conjunto mandril-tarugo. Após o primeiro avanço, o mandril tem que ser reposicionado em relação à peça, visto que a região de transição forjada se afasta do mandril. A geometria do mandril também não a final nas primeiras simulações, sendo seu comprimento maior que o projeto permite, devido ao mandril disponível no IBF.

A necessidade de ajuste da cinemática de avanço das matrizes determinou a alteração da direção. Assim, a Figura 39 apresenta as geometrias iniciais e finais de cada um dos três passes realizados para o mandril com região de transição de  $0^\circ$ . Para as outras geometrias de mandril, a cinemática se manteve idêntica.

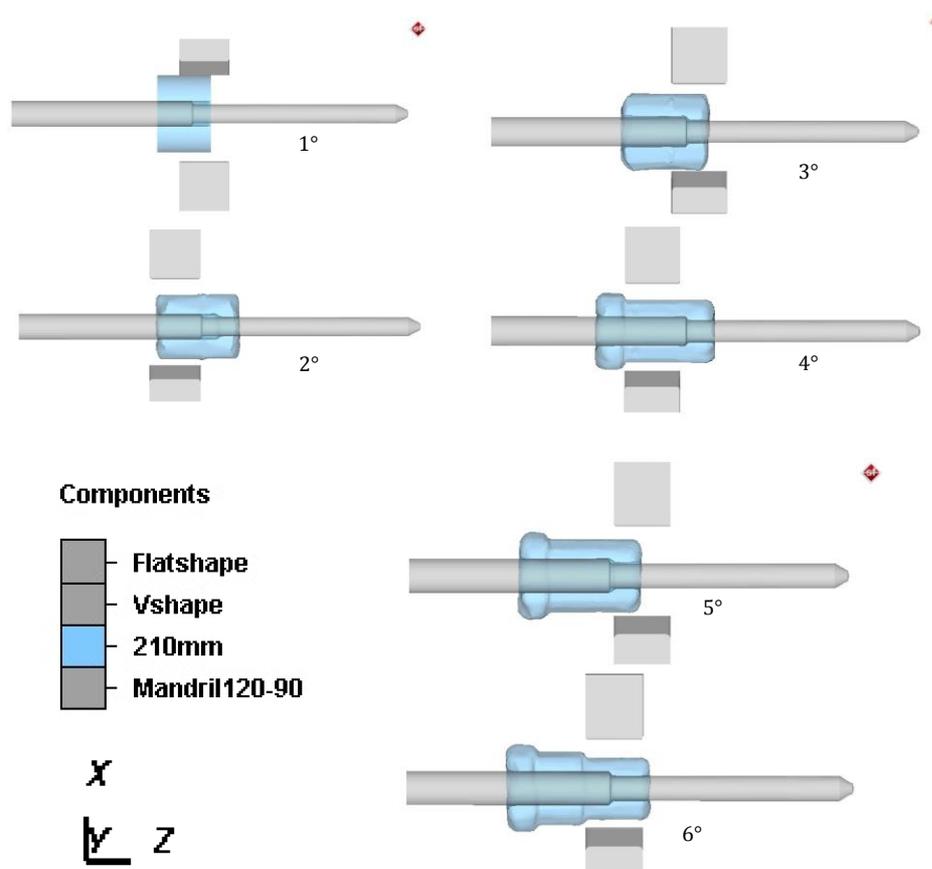


Figura 39 – Sequência de passes realizados no forjamento do eixo vazado utilizando mandril com  $0^\circ$  na região de transição.

A análise de temperatura do billet ao longo do processo é apresentada na Figura 40, onde é possível verificar que entre o primeiro e segundo passes não é necessário reaquecimento, visto que a temperatura do billet não baixa do limite inferior de 850°C. Porém, após o segundo passe, a temperatura é reduzida até esta faixa, portanto é necessário reaquecimento. O reaquecimento proposto é de 1 hora, com o forno na temperatura de 1200°C. Assumindo que as temperaturas nas simulações dos três mandris são semelhantes, pois a mesma cinemática foi utilizada, o reaquecimento no final do segundo passe foi sempre realizado.

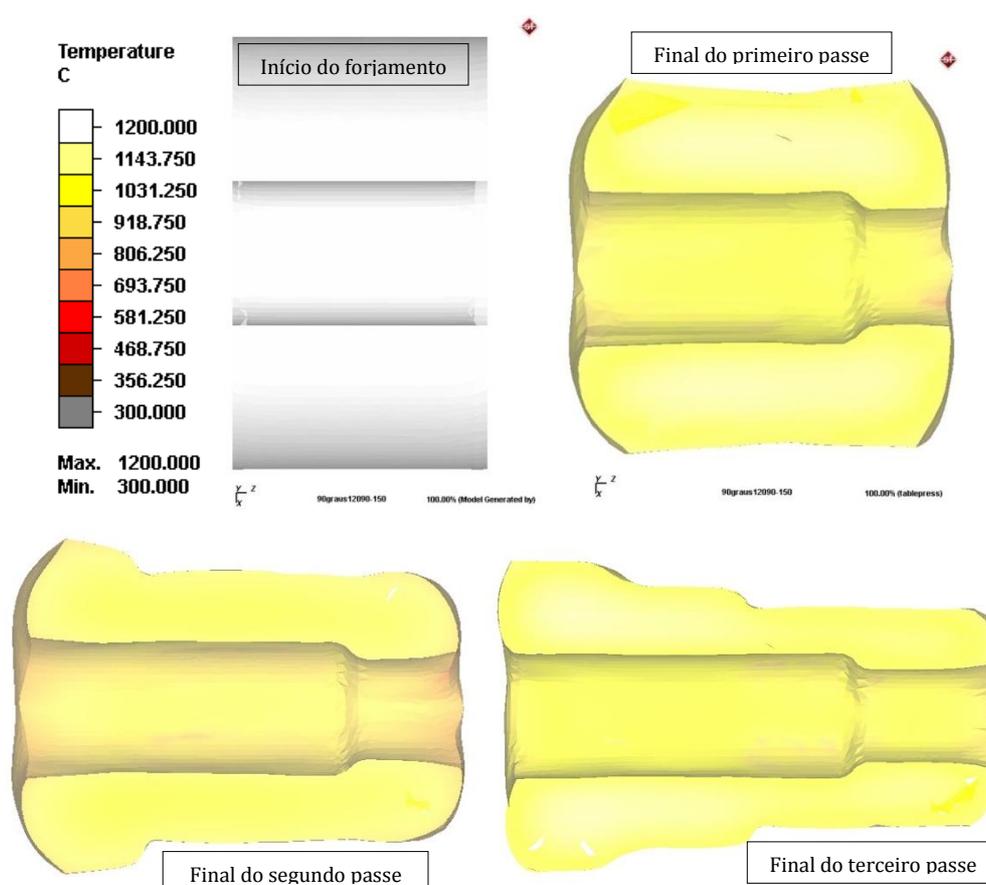


Figura 40 – Temperaturas no início do processo e no final de cada passe de forjamento na simulação computacional.

### 5.1 Simulação numérica com o mandril com região de transição de 0°

Na primeira simulação realizada, utilizou-se o mandril com região de transição de 0° e a cinemática apresentada na Figura 39. A peça foi reaquecida após o segundo passe de forjamento.

Após as simulações numéricas, foi possível observar a geometria final do eixo forjado, onde é evidente a falta de definição da geometria na região de troca de diâmetros interno. A Figura 41 apresenta a geometria final obtida, que não está de acordo com a geometria proposta inicialmente, evidenciando a necessidade de trocas nas cinemáticas. O contorno em preto compara com a geometria final desejada.

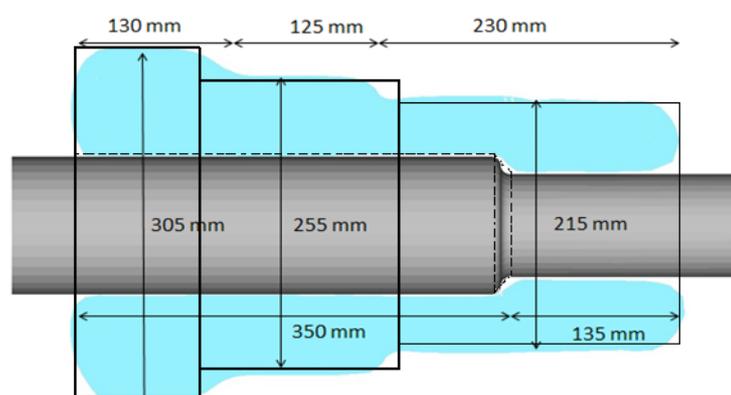


Figura 41 – Geometria final simulada quando utilizado o mandril com geometria 0°.

A região de transição é ampliada na Figura 42, onde se pode verificar o contorno da geometria do mandril e a área azul claro representa o material forjado. O resultado visto é que o material não preenche a zona de transição. Esse fato é explicado pela troca abrupta de diâmetro ao longo do mandril, juntamente com o fato de que não é imposta restrição no fluxo do material na direção daquela região.

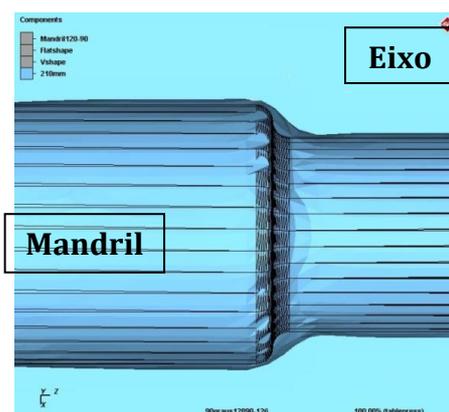


Figura 42 – Região de transição evidenciando a falta de contato entre o eixo e o mandril ao final do último passe na simulação.

A Figura 43 apresenta as deformações impostas na peça após o final do processo. Pode-se observar que os maiores valores de deformação estão na região de mudança de diâmetros, onde estão concentrados em uma pequena parte daquela

região. Isso indica que a região concentra tensões e pode ser passível de trincas quando em carregamento.

A distribuição de deformações ao longo da peça indica a homogeneização das deformações. A região da flange possui grau de deformações em torno de 0,8, enquanto o último passe atinge níveis entre 2 e 4, satisfazendo os níveis requeridos pelo projeto. Tanto o núcleo, quanto a superfície da peça foram satisfatoriamente deformados.

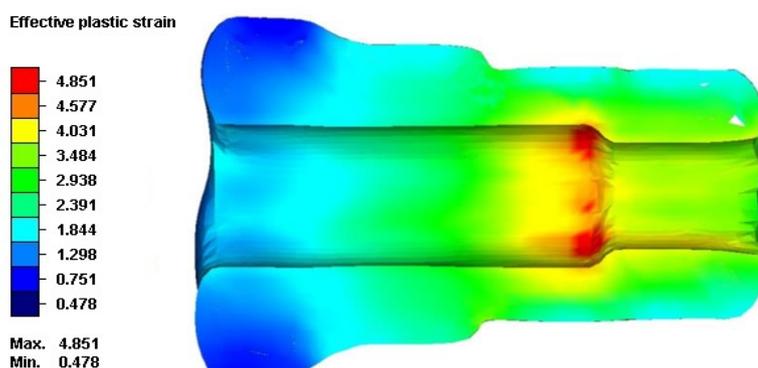


Figura 43 – Distribuição de deformações após o último passe de forjamento.

## 5.2 Simulação numérica com o mandril com região de transição de 30°

A geometria final da peça simulada é apresentada na Figura 44, onde a forma final, assim como na simulação utilizando o mandril com região de transição de 0°, ficou fora do esperado, evidenciando a necessidade de revisão das cinemáticas do forjamento. O contorno em preto compara com a geometria final desejada.

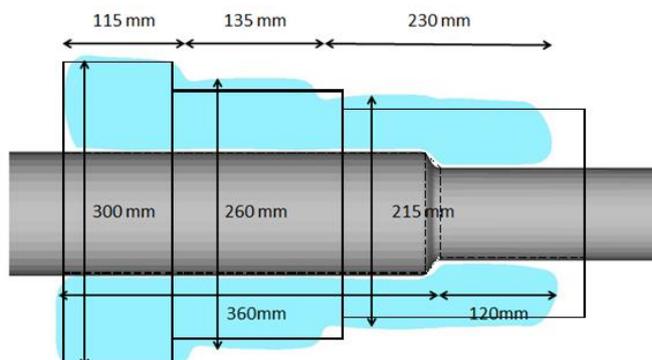


Figura 44 – Geometria final da peça simulada com mandril de geometria 30°.

Em relação ao contorno interno, esses foram praticamente iguais ao simulado com o mandril da seção 5.1. Esse fato é justificado pela falta de material do mandril

devido à angulação muito abrupta. Conforme observado na Figura 45, contorno não corresponde à forma final desejada.

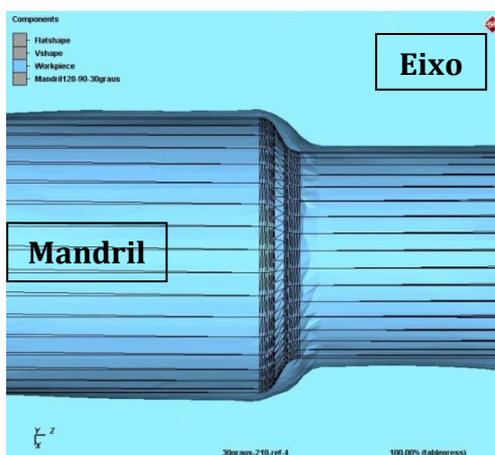


Figura 45 – Região de transição com o contorno do mandril em evidência.

Em relação à distribuição de deformações, a simulação utilizando o mandril com região de transição de 30° apresentou resultados semelhantes ao processo da seção 5.1, quanto à homogeneidade ao longo da peça. Porém a região de transição de diâmetros mostrou-se com menos pontos de altas deformações, como mostra a Figura 46 indicando resultados positivos para essa simulação.

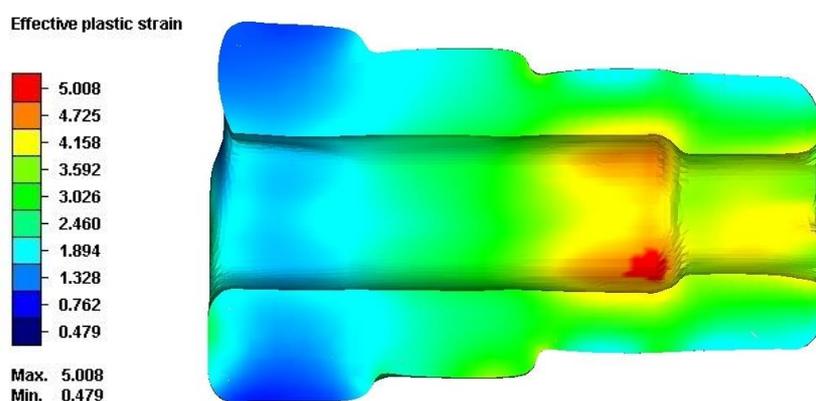


Figura 46 – Distribuição das deformações na peça após o último passe de forjamento.

### 5.3 Simulação numérica com o mandril com região de transição de 60°

Aplicando a mesma cinemática das seções 5.1 e 5.2, o resultado obtido na simulação utilizando o mandril de região de transição de 60° é apresentado na Figura 47. O contorno em preto compara com a geometria final desejada.

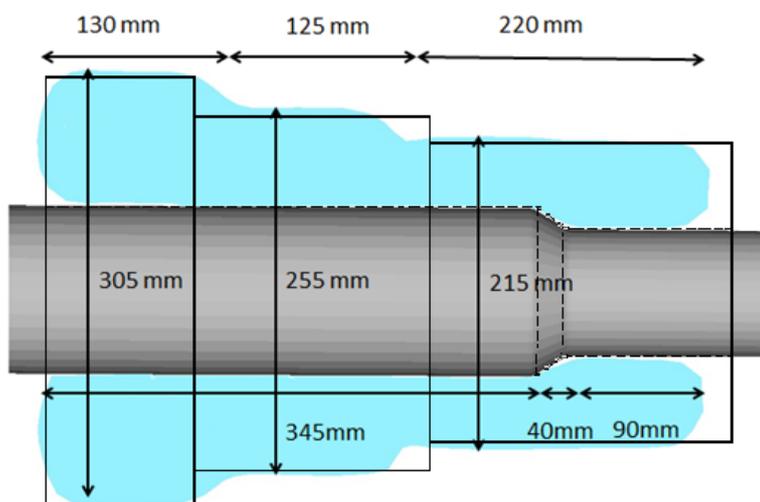


Figura 47 - Geometria final da peça simulada com mandril de geometria 60°

Pode-se perceber que as dimensões externas da peça também não atingiram as planejadas. Entretanto, o contorno interno da peça apresentou-se adequado e a zona entre diâmetros foi delimitada, conforme apresentado na Figura 48.

Assim, o processo utilizando o mandril de 60° mostrou-se mais adequado para o forjamento do contorno interno do eixo vazado.



Figura 48 - Região de transição com o contorno do mandril em evidência.

Em relação às distribuições das deformações, pode-se verificar na Figura 49 que na região de transição entre diâmetros, os campos de grandes deformações são menores quando comparados com as deformações das seções 5.1 e 5.2. Confirmando que a escolha desse mandril para o processo foi a melhor.

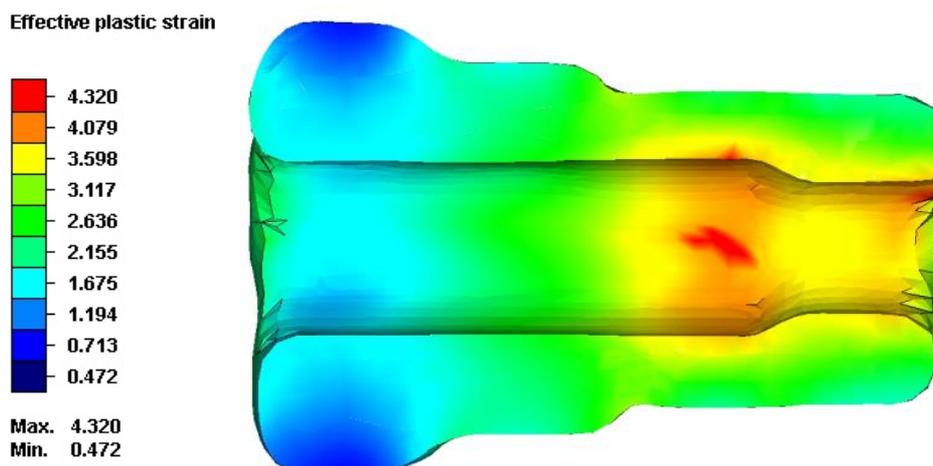


Figura 49 - Distribuição das deformações na peça após o último passe de forjamento.

#### 5.4 Análise de temperaturas nos mandris através de simulação numérica

A distribuição das temperaturas ao longo do mandril após o primeiro passe de forjamento é a apresentada na Figura 50. Como resultado, pode-se constatar que a temperatura não excede  $650^{\circ}\text{C}$  no interior do mandril, se mantendo na faixa tolerável pelo aço ferramenta H11. As maiores temperaturas são medidas na superfície dos mandris, pois é o local onde ocorre o contato entre peça e os mesmos. O perfil de distribuição das temperaturas é semelhante nos três casos devido às mesmas cinemáticas utilizadas, e apresenta temperaturas aproximadas de  $500^{\circ}\text{C}$  nas zonas centrais dos mandris. O perfil visto na Figura 50 indica que não há temperaturas excessivas na região de transição no primeiro passe de forjamento e a região de menor diâmetro também não excede a temperatura máxima de trabalho suportada pelo mandril.

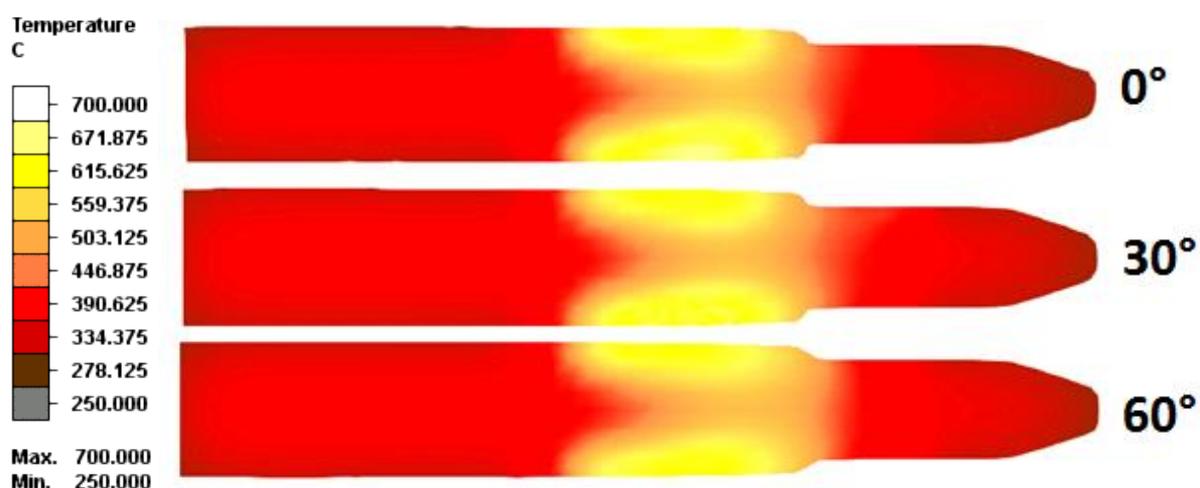


Figura 50 – Distribuição das temperaturas no interior dos mandris após o primeiro passe.

## 5.5 Simulações utilizando plasticina

Os ensaios utilizando o material modelo plasticina apresentaram resultados condizentes com a simulação numérica. Entretanto, a plasticina disponível no IBF mostrou-se excessivamente mole para os propósitos do forjamento em matriz aberta, onde era necessária rigidez na hora da manipulação da peça entre os avanços da ferramenta.

Foi observado um fenômeno de aumento excessivo do diâmetro interno. Isso gerou imprecisões no contorno interno da peça, pois o mandril, por vezes, ficava solto na parte vazada, dificultando seu posicionamento.

Os resultados para os três diferentes mandris são apresentados nas Figura 51 a Figura 53 respectivamente.



Figura 51 – Geometria final do ensaio com plasticina utilizando o mandril de 0°.

Ao analisar a Figura 51, é visto que a forma final não corresponde com a planejada, pois a cinemática aplicada não foi suficiente para reduzir os diâmetros dos passes e alongar a peça suficientemente. Entretanto, o contorno interno pode ser verificado, sendo compatível com a geometria do mandril, já que por ser um material mais dúctil, a plasticina tende a tomar forma mais facilmente.



Figura 52 – Geometria final do ensaio com plasticina utilizando o mandril de 30°.



Figura 53 – Geometria final do ensaio com plasticina utilizando o mandril de 60°.

Para os ensaios com os mandris de 30° e 60°, os resultados apresentaram geometrias bem definidas, tanto interna quanto externamente, visto que a cinemática foi alterada a partir do resultado do ensaio com o mandril de 0°. Os resultados indicam geometria externa compatível com a planejada, com definição dos passes e proporcionalidade quando comparados às simulações.

Outro fato que é levado em consideração é o surgimento de trincas no último passe dos modelos. Essa é uma tendência vista nos forjamentos práticos realizados no IBF. As trincas são causadas pelas grandes deformações aplicadas nos últimos avanços no último passe, já que as paredes são mais finas,

## 5.6 Simulações numéricas finais utilizando o mandril escolhido.

Após análise dos resultados das simulações prévias, o mandril escolhido foi o com região de transição de  $60^\circ$ , onde a geometria da peça final é mais próxima da real, preenchendo os contornos internos propostos.

Como base para fabricação do mandril desse projeto, foi utilizado o mandril antigo disponível no IBF, apresentado na Figura 29. Partindo desse ponto, a cinemática foi ajustada para que fosse possível forjar a peça com a ferramenta disponível. Portanto, novas simulações foram realizadas com a geometria redimensionada, apresentado na Figura 54.

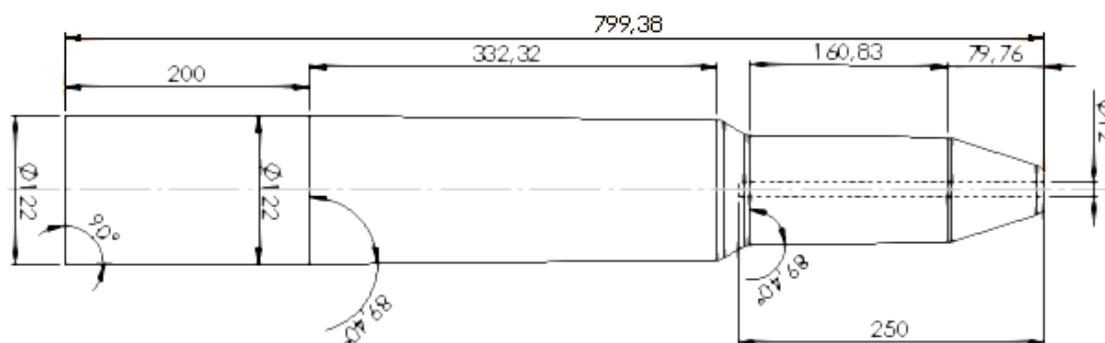


Figura 54 – Geometria do mandril utilizado para as simulações da geometria final.

A fim de garantir o posicionamento da região de transição de diâmetros durante o forjamento, foi sugerido que o primeiro passe forjado seja realizado conforme apresentado na Figura 55, onde o primeiro avanço é aplicado na parte anterior do bilhet, posicionado na menor coordenada Z da peça. Assim, o material flui na direção +Z e, no segundo avanço, no qual a segunda metade é forjada, o bilhet toma forma desejada em seu contorno interno.

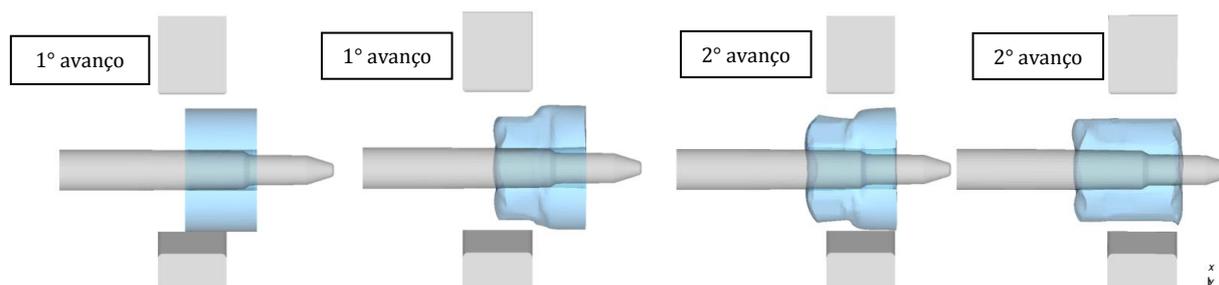


Figura 55 – Sequência adotada para forjamento no primeiro passe.

Então, a cinemática foi ajustada para que a geometria final fosse atingida. Os avanços das matrizes em relação à peça foram ajustados para que os passes ficassem com as medidas projetadas.

Utilizando a nova cinemática, foram simuladas diferentes disposições iniciais do billet a fim de forjar a peça no comprimento disponível do mandril. A peça inicial foi posicionada em relação à zona de transição dos diâmetros, pois essa região pode ser identificada no início do forjamento.

Foram simulados três diferentes posicionamentos, apresentados na Figura 56, onde a peça foi posicionada no início, a 20 mm e a 40 mm da região de transição respectivamente. Os resultados são apresentados na Figura 57.

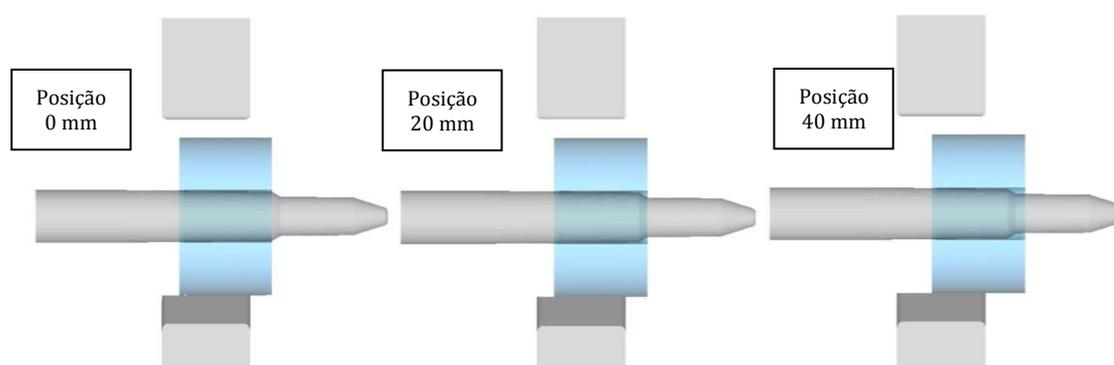


Figura 56 – Diferentes posicionamentos do billet em relação ao mandril.

Esses resultados indicam que o posicionamento da peça distante 40 mm da zona de transição resulta em uma disposição da peça adequada ao projeto, pois a zona de 200 mm para o agarramento do mandril pelo manipulador é respeitada. Também é possível verificar que o forjamento não ultrapassa o limite do comprimento do mandril em sua extremidade menor.

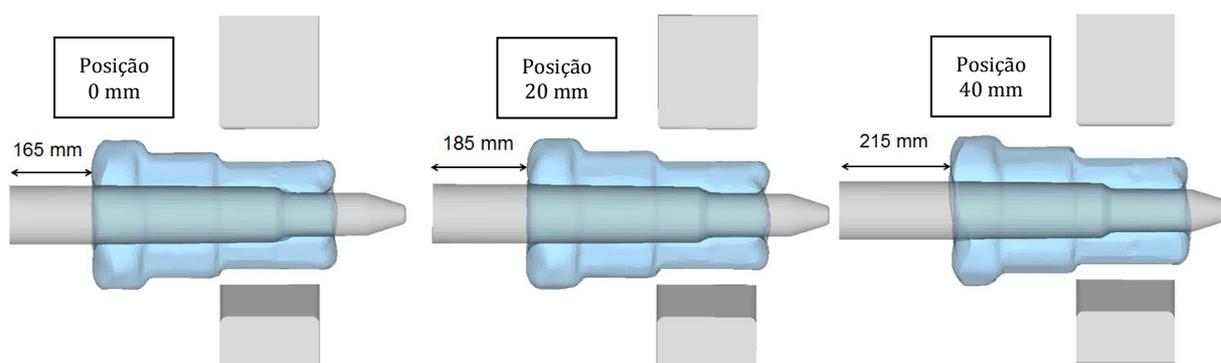


Figura 57 – Geometria após último passe de forjamento para diferentes posicionamentos iniciais do billet.

O resultado das geometrias da peça com posicionamento de 40 mm é analisado na Figura 58, onde o comprimento final da peça é cerca de 500 mm, o diâmetro de cada passe, assim como o comprimento dos mesmos, estão de acordo com o previsto no projeto da Figura 32 do capítulo 4.3.

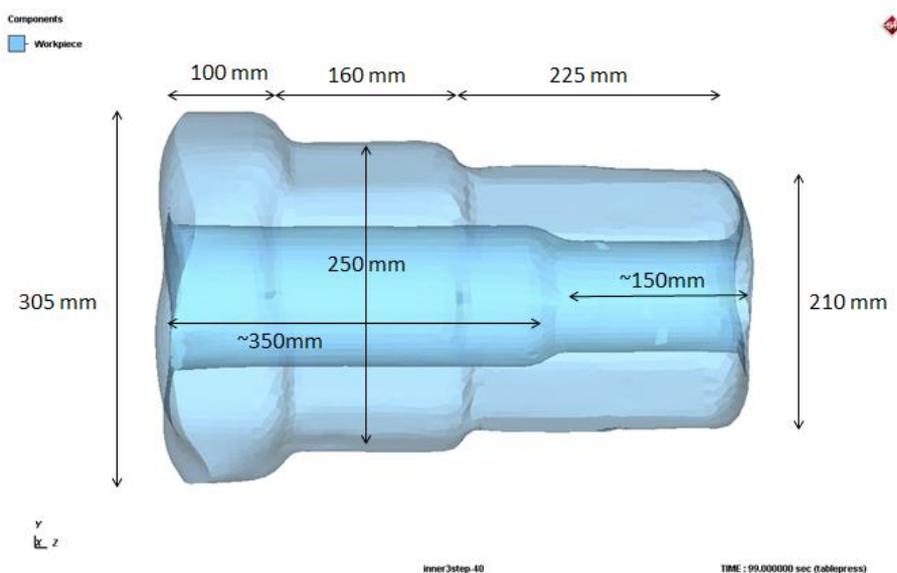


Figura 58 – Geometria final do eixo vazado utilizando a cinemática mais adequada para o processo.

### 5.7 Fabricação do mandril

Após análise dos resultados das simulações numéricas e dos ensaios com plasticina, o mandril utilizado para os forjamentos anteriores foi retrabalhado, passando inicialmente pelo processo de recozimento. O mandril inicial é apresentado nas Figura 59 e Figura 60. Segundo Colpaert, o tempo recomendado no forno é de 20 minutos para cada centímetro de espessura da peça e a temperatura é aproximada em função do percentual de carbono existente no material, geralmente na ordem de 50°C acima do limite superior da zona crítica do material. Após o recozimento, o mandril foi usinado na oficina do IBF e sua forma final é apresentada na Figura 61. O mesmo foi encaminhado para tratamento térmico, onde foi temperado para poder suportar os esforços do forjamento.



Figura 59 – Mandril antes de ser usinado.



Figura 60 – Mandril utilizado para confecção do mandril projetado.



Figura 61 – Forma final do mandril a ser utilizado.

## 5.8 Forjamentos Experimentais

Foram realizados dois forjamentos experimentais, conforme a seção 4.7, utilizando as ferramentas apresentadas na seção 4.1.1 e o plano de forjamento da seção 4.3.

O posicionamento do billet foi a parte crucial do processo, como havia sido estudado anteriormente, demandando bastante trabalho para atingir a precisão necessária. A Figura 62 apresenta a geometria inicial aquecida sendo transportada pelo manipulador do forno até a prensa. É possível visualizar o posicionamento da peça em relação ao mandril.

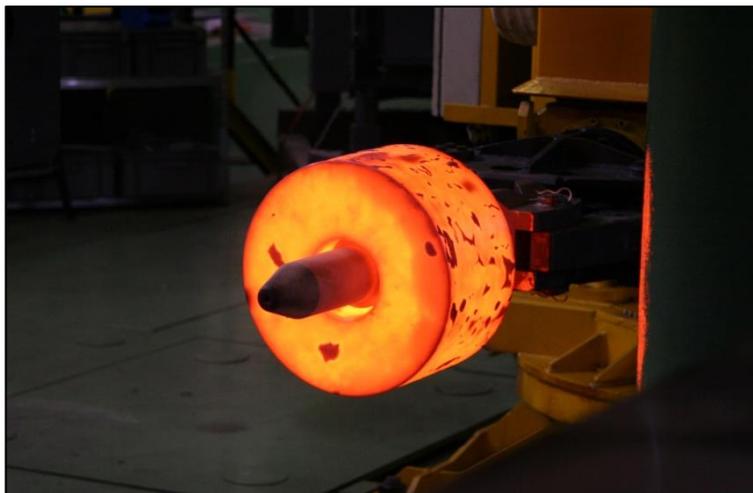


Figura 62 – Billet aquecido e posicionado no mandril.

### 5.8.1 – Primeiro Forjamento Experimental

Conforme citado na seção 4.7, o primeiro experimento prático forjou os dois primeiros passes do eixo vazado planejado. Para esses passes, não houve discrepâncias na geometria alcançada em relação ao projeto proposto. A Figura 63 ilustra a geometria final após o segundo passe, onde é possível verificar também o uso de um par de matrizes planas para forçar a abertura do diâmetro interno da peça, facilitando a retirada do mandril.



Figura 63 – Forjamento após o segundo passe do processo.

Após o forjamento, a peça foi resfriada ao ar e cortada longitudinalmente. Devido à capacidade da serra de corte disponível no IBF – 300 mm, a primeira

geometria forjada teve sua parte anterior e posterior serradas previamente, e só então o corte longitudinal foi feito para que o contorno interno fosse analisado.

As dimensões da peça foram medidas em 5 pontos diferentes e suas médias aritméticas calculadas. O comprimento total externo é de 420 mm, dentre os quais, 105 mm são da flange. O diâmetro interno na extremidade da flange é de 126 mm em média, enquanto o diâmetro interno na extremidade final é de 95 mm. Após o corte, a geometria interna foi analisada, conforme a Figura 64. A região de transição possui 31 mm de comprimento.

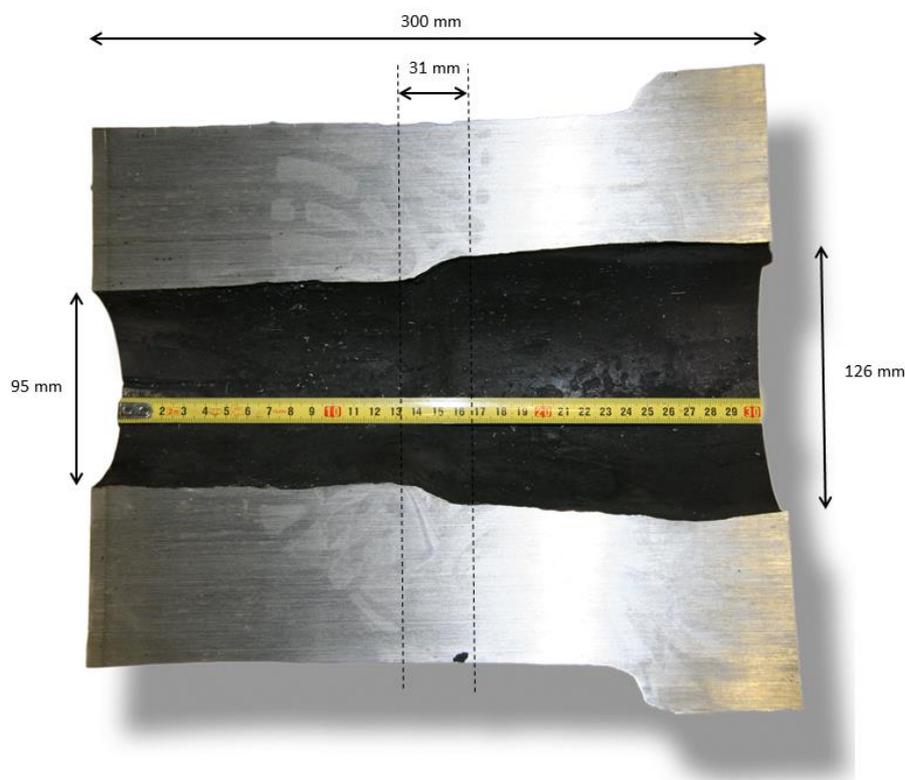


Figura 64 – Geometria final da peça forjada no primeiro forjamento.

Outro resultado comparado foi a força realizada pela prensa na peça ao longo do primeiro forjamento. As forças realizadas em cada recalque e o tempo de processo para o primeiro e segundo passe de forjamento na simulação e na prática estão ilustrados nas Figura 65 a Figura 68. As mesmas foram comparadas com as forças calculadas pelo software nas simulações numéricas.

Fica evidente na medição de força que os tempos dos processos não são compatíveis, visto que o movimento da peça ao longo do forjamento foi realizado manualmente pelo operador do manipulador, devido à falha do sistema automatizado do mesmo no início do ensaio. Assim, o intervalo entre as mordidas durou cerca de 10 segundos para o

ensaio prático, diferentemente dos 3 segundos utilizados na simulação. Também foram utilizadas pausas de cerca de 100 s para a medição da temperatura do mandril, realizadas no final de cada avanço. A diferença de tempo entre as duas medições não mostra efeito nos valores de forças obtidas, visto que a peça não perde calor tão rapidamente devido as suas dimensões.

No primeiro passe, a força medida na prensa no primeiro avanço encontra-se muito perto da força simulada. O primeiro recalque resultou em 2115 kN de força aplicada pela prensa experimentalmente, enquanto foi registrado 1802 kN pela simulação – uma diferença de 14,8%. No segundo recalque, essa diferença cai para 4,4%. A maior diferença entre a força medida e a força simulada foi de 36,4% no quinto recalque do primeiro avanço do segundo passe.

No segundo passe de forjamento, a força medida é maior do que a força no primeiro passe, muito por causa da perda de temperatura da peça, aumentando o esforço necessário para a conformação, mas também por causa da maior deformação imposta no eixo, adicionando o fato de que o material já fora deformado previamente no primeiro passe, sofrendo recristalização.

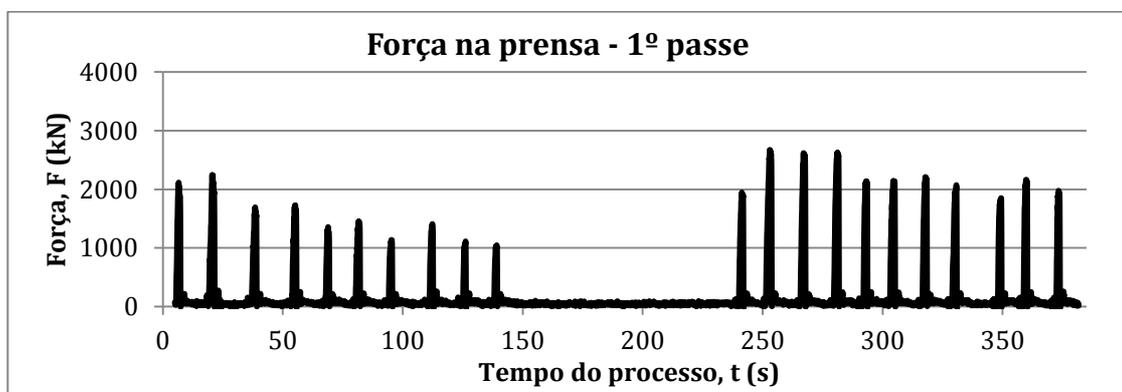


Figura 65 – Força aplicada pela prensa no primeiro passe.

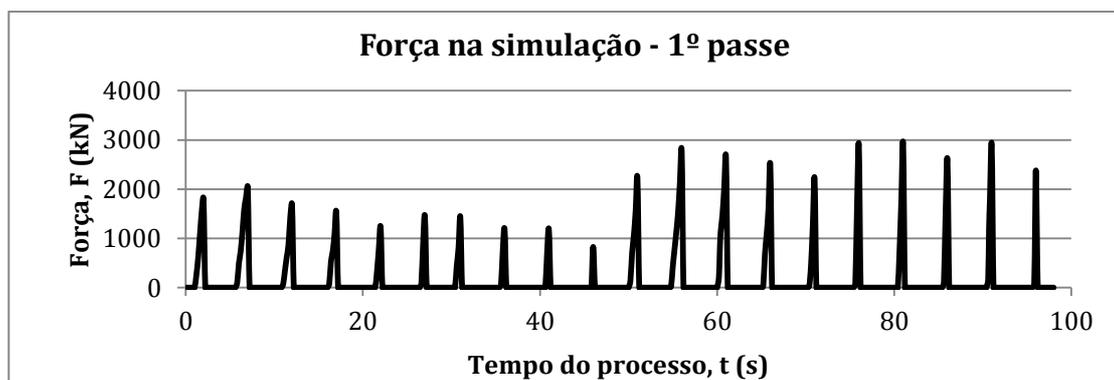


Figura 66 – Resultado da simulação da força aplicada no primeiro passe.

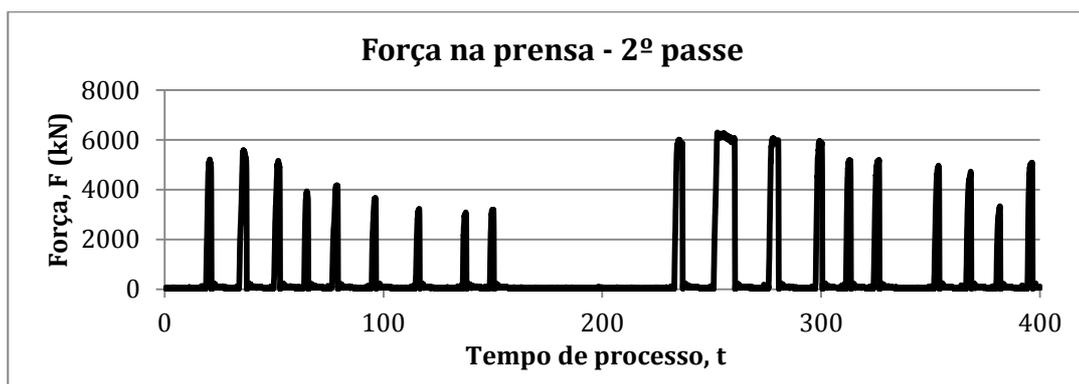


Figura 67 – Força aplicada pela prensa no segundo passe.

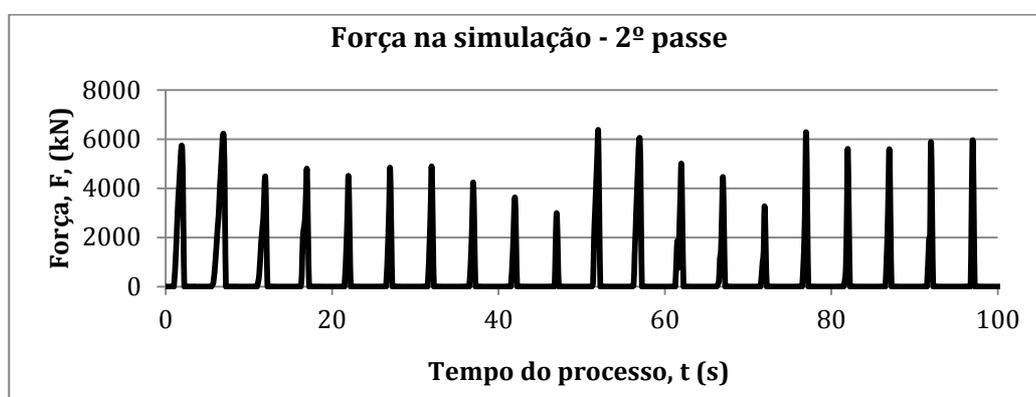


Figura 68 – Resultado da simulação da força aplicada no segundo passe.

Durante o primeiro forjamento, foram realizadas medições de temperatura no interior do mandril com o uso de um termopar. As medições foram realizadas após cada avanço, ou seja, após 10 mordidas. O sistema de aquisição de dados foi iniciado no momento anterior à inserção do termopar no furo usinado no mandril. A Figura 69 apresenta o operador realizando a medição após o primeiro avanço do primeiro passe.

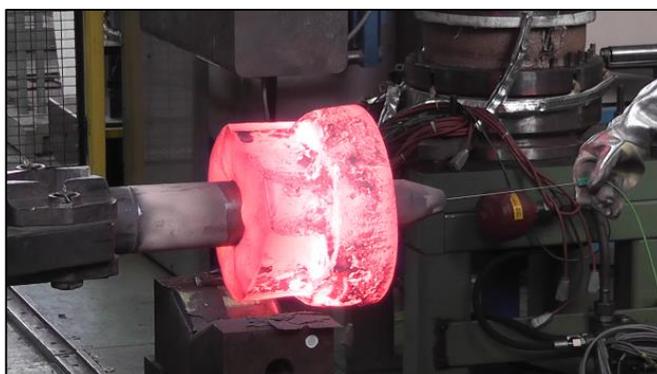


Figura 69 – Medição de temperatura do mandril após o primeiro avanço do primeiro passe.

O resultado das medições com o termopar são apresentadas na Figura 70. O tempo entre as medições corresponde ao tempo dos avanços de forjamento, no qual o técnico da oficina retirava o termopar. O termopar foi inserido até que sua temperatura estabilizasse no interior do mandril, garantindo a medição precisa. Na medição do primeiro avanço do primeiro passe, o termopar foi retirado antes da estabilidade, portanto foi necessário recolocá-lo até que a curva apresentasse resultado confiável.

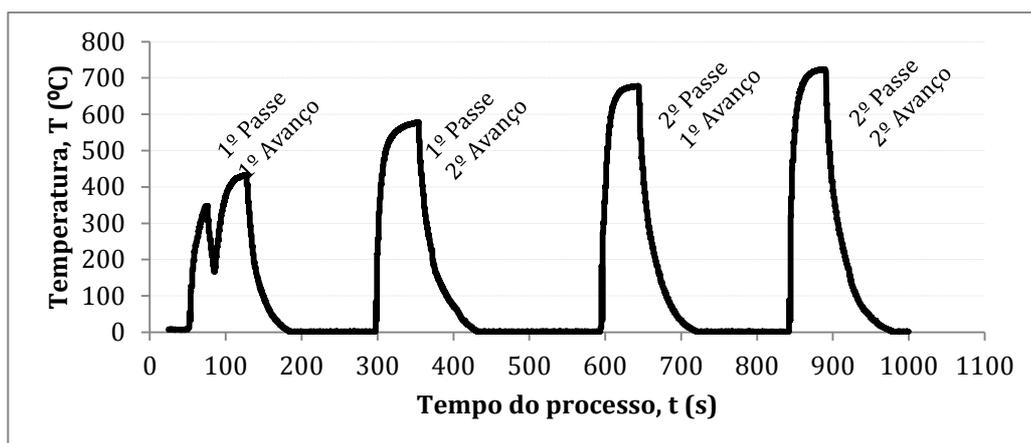


Figura 70 – Medição de temperaturas do interior do mandril ao longo dos dois primeiros passos de forjamento.

As temperaturas medidas foram comparadas com as temperaturas simuladas nos mesmos pontos de contato do termopar. O resultado é apresentado na Figura 71. O “x” representa os pontos onde as medições foram realizadas.



Figura 71 – Temperaturas na simulação nos mesmos momentos em que foram medidos no experimento pelo termopar.

Quando os valores das temperaturas na simulação e no experimento são comparados, têm-se discrepâncias a partir do segundo avanço do segundo passe. Essas diferenças são justificadas pelos tempos do processo, que foram diferentes na simulação e no experimento prático. Na simulação, o forjamento acontece continuamente, sem pausas para medição. Como o tempo de contato entre a peça e o mandril é maior no forjamento prático, têm-se temperaturas mais elevadas a partir do segundo avanço do primeiro passe. A temperatura no segundo avanço do segundo passe difere em cerca de 50°C, conforme comparação nos pontos de contato do termopar com o mandril. No último avanço do último passe, a temperatura medida pelo termopar é de 720°C, enquanto a temperatura simulada chega a cerca de 620°C. Os erros de temperatura também são atribuídos ao coeficiente de condução térmica utilizado no material H11, considerado constante independente da temperatura do mesmo, por este motivo a temperatura não é transmitida de maneira totalmente realista através do mandril.

#### 5.8.2 – Segundo Forjamento Experimental

Partindo do tarugo inicial, o segundo forjamento experimental atingiu a forma final do eixo vazado proposto. Para tal, o processo utilizou os três passes de forjamento programados, onde, após o segundo passe de forjamento a peça foi reaquecida até a temperatura de 1200°C.

Dentre os problemas encontrados, o escorregamento da peça em relação ao mandril alterou seu formato final, como pode ser visto na Figura 72. Apenas o último rebaixo da peça foi prejudicado, alterando o contorno interno e a geometria dessa parte. Esse erro foi causado pelo mau posicionamento do tarugo no mandril após o reaquecimento do mesmo. Como não foi possível visualizar o interior do eixo na hora do encaixe com o mandril, não se pode ter certeza de seu posicionamento, e como o mandril utilizado não tinha folga no comprimento em ambas as partes de maior e menor diâmetro o mau posicionamento influenciou o defeito no último passe de forjamento.

A Figura 73 apresenta a geometria forjada, onde o uso de um par de matrizes planas para auxílio na retirada do mandril da peça é visto. Vê-se que o último passe tem geometria diferente da planejada, tendo em vista o comprimento do mandril que

não foi suficiente e da grande deformação imposta no último passe. O mesmo problema foi visto nos ensaios com plasticina.



Figura 72 – Último passe sendo forjado.



Figura 73 – Geometria da peça após o forjamento.

A temperatura do mandril após o terceiro passe foi o ponto crítico do forjamento, pois a peça ficou presa ao mandril devido à diminuição do diâmetro interno, demandando mais tempo para a sua retirada. O par de matrizes planas apresentadas na Figura 73 foi utilizado, aumentando o diâmetro interno na medida em que força o deslocamento do material na direção radial, até a peça conseguir ser retirada do mandril. A Figura 74 apresenta o mandril logo após o forjamento.



Figura 74 – Mandril após retirada do eixo forjado após último passe de forjamento.

O comprimento total do segundo eixo forjado de 495 mm, não excedendo o comprimento limite do mandril e, assim como o primeiro eixo forjado, foi cortado longitudinalmente para que sua geometria interna seja analisada. O corte é apresentado na Figura 75. Os mesmos procedimentos foram adotados, como a retirada da parte anterior e posterior para que coubesse na serra de corte, que tem capacidade para 300 mm.

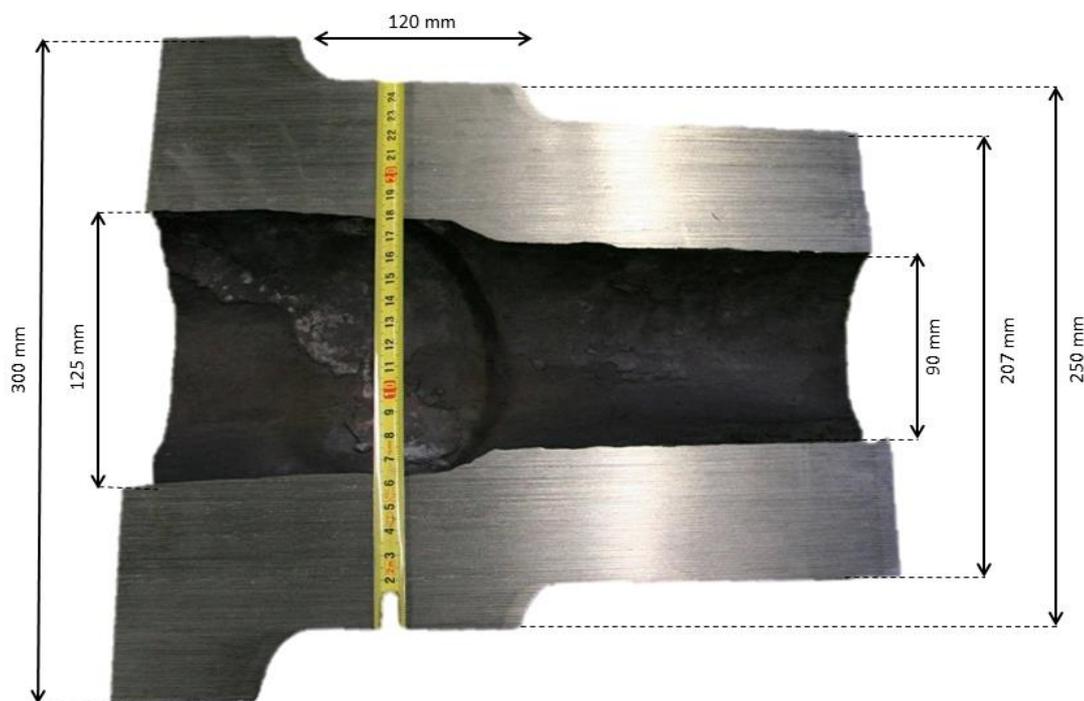


Figura 75 – Corte longitudinal do segundo eixo forjado.

Após aferido cinco valores para cada passe para determinar um valor médio, o diâmetro externo do primeiro, segundo e terceiro passe valem, respectivamente, 312

mm, 257 mm e 210 mm, uma diferença de 7 mm para mais no primeiro passe e 7 mm maior no segundo passe quando comparados à simulação do processo. O diâmetro do terceiro passe tem o mesmo valor médio. O comprimento do segundo passe, que pode ser medido após o corte, tem 120 mm, diferente dos 160 mm simulados. Antes do corte, o comprimento da flange era de 100 mm e do último passe 275 mm. O diâmetro interno menor tem os mesmos 90 mm e o diâmetro interno de maiores dimensões na zona perto da região de troca de diâmetros valor 125 mm, visto que o mandril não foi reinserido corretamente após o reaquecimento, abrindo margem para que o diâmetro interno da peça fosse deformado.

O gráfico da Figura 76 apresenta a comparação entre as medidas do projeto, as simuladas e as forjadas. Nota-se que os resultados são satisfatórios na medida em que a maior diferença é de 25% apenas no segundo passe. Nas outras medidas, a diferença gira em torno de 2,5%.

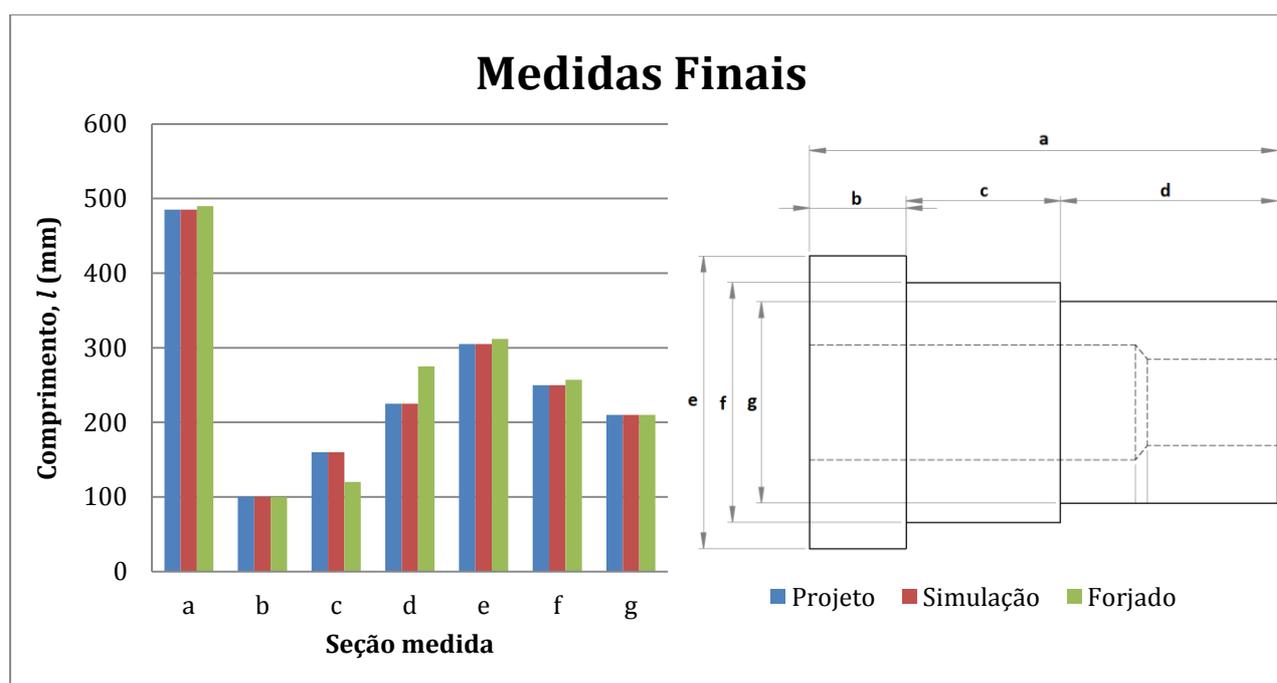


Figura 76 – Comparação entre as medidas da peça projetada, simulada e forjada

## 5. CONCLUSÕES

O trabalho objetivou principalmente a análise das possíveis geometrias de mandril com diferentes diâmetros ao longo do seu comprimento para utilização no forjamento em matriz aberta de protótipos de eixos vazados para aerogeradores. Três diferentes geometrias de mandril, a geometria final, a distribuição de deformações e a estratégia de forjamento do eixo foram estudadas nesta pesquisa.

Esse estudo foi dividido em cinco partes: a Revisão Bibliográfica que embasou os parâmetros do forjamento em matriz aberta e forneceu informações sobre os materiais utilizados. A segunda etapa citou os trabalhos previamente desenvolvidos no projeto BRAGECRIM, focados exclusivamente no forjamento do eixo vazado. Na terceira etapa, simulações numéricas utilizando o *software* Simufact.forming 12 foram rodadas, o que possibilitou o estudo da cinemática do processo, das forças de forjamento e da temperatura do processo. Nessa etapa, experimentos com o material modelo plasticina foram realizados e serviram para verificar o comportamento do material, principalmente no último passe de forjamento, onde as deformações são maiores e a parede do eixo é menor. Na quarta etapa do trabalho, a geometria de mandril que apresentou resultados satisfatórios em relação ao contorno interno do material forjado foi produzido, dois forjamentos experimentais foram conduzidos. Os dois eixos foram então serrados e seus contornos internos analisados.

Existe uma boa concordância entre os valores experimentais e os analisados através das simulações numéricas. No segundo forjamento experimental, no qual se forjou a geometria final, as dimensões dos diâmetros externos do segundo e do terceiro passe foram de 257 mm e 312 mm respectivamente, essas diferiram em menos de 3% das dimensões simuladas – 250 mm e 305 mm. O diâmetro externo no primeiro passe foi idêntico ao simulado – 210 mm. O comprimento final do eixo forjado teve como média total das medidas 490 mm, enquanto o simulado mediu 485 mm. Ambos os casos, os valores não ultrapassaram os 500 mm disponíveis no mandril.

As comparações entre os resultados de força e de temperatura da simulação e dos experimentos físicos apresentaram resultados semelhantes. A diferença máxima encontrada entre as forças medidas foi de 36,4% - 4417 kN na prensa contra 3239 kN na simulação. Em relação às temperaturas, a análise dos gradientes na simulação comparada com as medidas realizadas pelo termopar indicam valores muito próximos, confirmando que o uso do *software* de simulação é confiável no estudo prévio de

processos de forjamento em matriz aberta, podendo assim, expandir o estudo para eixos de maiores dimensões com utilizações em aerogeradores de parques eólicos *offshore*, por exemplo.

Concluindo, o uso de processos de simulação, tais como o uso de materiais modelos e o método de elementos finitos através de *softwares* computacionais são ferramentas poderosas e confiáveis no auxílio de novos projetos de conformação mecânica. A rota de fabricação do eixo vazado foi planejada, estudada, traçada e realizada com sucesso ao longo do presente trabalho.

## 6. SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

- Avaliar o comportamento do fluxo do material e das distribuições de temperaturas quando a redução do diâmetro após a região de transição é maior. Atentando para o tempo de contato da peça com a ferramenta e o diâmetro mínimo possível para que o material do mandril não exceda sua temperatura de trabalho.
- Realizar simulações e experimentos práticos para peças de dimensões maiores, compatíveis com aquelas de utilização *offshore*, atentando para parâmetros como a transferência de calor e força necessária para conformação.
- Estudo comparativo de diferentes softwares de simulação numérica para verificar a confiabilidade dos resultados.
- Analisar a microestrutura do material forjado a fim de verificar se a mesma é desejável para utilização em aerogeradores ou se existe a necessidade de tratamento térmico posterior.

## 7. BIBLIOGRAFIA

- Amarante O. A. C., Brower, M., Zack, J., Sá, A. L.** Atlas do potencial eólico brasileiro [Livro]. - Brasil : Ministério de Minas e Energia, Eletrobrás, CEPE, 2001.
- ASM Handbook** Volume 14A Metalworking: Bulk Forming [Livro]. - Estados Unidos da América : [s.n.], 2005.
- Bailey N.S., Tan, W., Shin, Y.C.** Predictive modeling and experimental results for residual stresses in laser hardening of AISI 4140 steel by a high power diode laser [Artigo]. - Estados Unidos da América : Surface and Coatings Technology, Volume 203, pp. 2003-2012, 2009.
- Banaszek G., Dyja, H., Berski, S., Janik, M.** Theoretical and experimental analysis of the effect of die shape on the internal quality of forged rods [Artigo]. - Polônia : Journal of Materials Processing Technology, Volumes 153-154, pp. 571-577, 2004.
- Banaszek G., Dyja, H., Mróz, S., Berski, S.** Influence of Main Parameters of Forging Process and Optimal Choice of Shape Anvils of the Internal Quality of Forging for Steel WCL [Livro]. - República Tcheca : 10th International Metallurgical and Materials Conference, 2001.
- Buteler D.I., Neves, P.C.U., Ramos, L.V., Santos, C.E.R., Souza, R.M. e Sinatora, A.** Effect of anvil geometry on the stretching of cylinders [Artigo]. - São Paulo : Journal of Materials Processing Technology, Volume 179, pp. 50-55, 2006.
- Cetlin P.R., Helman, H.** Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais [Livro]. - São Paulo : Artliber Editora, 2005.
- Chen K., Yang, Y., Shao, G., Liu, K.** Simulation of Large Forging Flat-Anvil Stretching Process and Its Optimization [Artigo]. - China : Journal of Shanghai Jiaotong University, Volume 16, pp. 199-202, 2011.
- Cho J. R., Bae, W. B., Kim, Y. H., Choi, S. S., Kim, D. K.** Analysis of the cogging process for heavy ingots by finite elements method and physical modeling method [Artigo]. - [s.l.] : Journal of Materials Processing Technology, Volume 80-81, pp.161-165, 1998.
- Cho J. R., Park, C. Y., Yang, D. Y.** Investigation of the cogging process by three-dimensional thermo-viscoplastic finite element analysis [Artigo]. - [s.l.] : Journal of Engineering Manufacture, Volume 206, pp. 277-286, 1992.
- Colombo T. C. A.** Análise Numérica do Forjamento em Matriz Aberta para a Produção de Eixos Vazados [Livro]. - Brasil : Dissertação de Mestrado, 2012.
- Colpaert H.** Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns [Livro]. - São Paulo : Edgar Blücher, 3ª ed., 1974.
- Corrêa F. J.** Desenvolvimento de Tecnologia para Fabricação de Eixos Vazados para Aerogeradores por Forjamento em Matriz Aberta [Livro]. - Brasil : Dissertação de Mestrado, 2014.
- De Lucca L. C., Limberger, R. P., Brito, A. M. G., Schaeffer, L.** Análise do Processo de Forjamento em Matriz Aberta de Eixo Aplicável em Aerogeradores [Livro]. - Brasil : 69º Congresso Anual da ABM - Internacional, 2014.
- Dieter G. E.** Metalúrgica Mecânica [Livro]. - São Paulo : Guanabara Dois, 2ª ed., 1976.
- Dudra S.P., Im, Y.-T.** Analysis of Void Closure in Open-Die Forging [Periódico]. - Grã-Bretanha : Internacional Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 30, pp. 65-75, 1990.
- Eletrobras**  
<http://www.eletrobras.com/elb/Proinfra/data/Pages/LUMISABB61D26PTBRIE.htm>  
 [Livro]. - Acessado em 24/03/2014 : [s.n.].

- Gonçalves N. D. F.** Método dos Volumes Finitos em Malhas Não-Estruturadas [Livro]. - [s.l.] : Faculdade de Ciências da Universidade do Porto, 2007.
- Hansen L.H., Helle, L., Blaabjerg, F., Ritchie, E., Munk-Nielsen, S., Sorensen, P., Bak-Jensen, B.** Conceptual Survey of Generators and Power Electronics for Wind Turbines [Livro]. - Dinamarca : Riso National Laboratory, 2001.
- Haverstock S.** New opportunities with open die forging [Livro]. - Estados Unidos da América : GearSolution, Edição Maio, 2010.
- K. Grüning** Técnica da Conformação [Livro]. - São Paulo : Editora Polígono, 1973.
- Kakimoto H., Arikawa, T., Takahashi, Y., Tanaka, T., Imaida, Y.** Development of forging process design to close internal voids [Artigo]. - Japan : Journal of Materials Processing Technology, Volume 210, pp. 415-422, 2010.
- Kaldellis J.K., Kapsali, M.** Shifting towards offshore wind energy - Recent activity and future development [Periódico]. - Grécia : Energy Policy, Volume 53, pp. 136-148, 2012.
- Kim P. H., Chun, M. S., Yi, J. J., Moon, Y. H.,** Pass schedule algorithms for hot open die forging [Artigo]. - [s.l.] : Journal of Material Processing Technology, Volume 130-131, pp. 516-523, 2002.
- Kim S. I., Lee, Y., Byon, S. M.** Study on constitutive relation of AISI 4140 steel subject to large strain at elevated temperatures [Artigo]. - [s.l.] : Journal of Materials Processing Technology, Volume 140, pp. 84-89, 2003.
- Kim Y., Cho, J., Bae, W.** Efficient forging process to improve the closing effect of the inner void on an ultra-large ingot [Artigo]. - [s.l.] : Journal of Material Processing Technology, Volume 211, pp. 1005-1013, 2011.
- Kobayaschi I. S., Oh, S.-I., Altan, T.** Metal forming and the finite element method [Livro]. - Inglaterra : Oxford University Press, 1989.
- Masek B., Novy, Z., Kesner, D.** Technological Chain of Free Forging of Large Shafts Developed with the Aid of FEM Simulation [Livro]. - Stockholm : I.C.F.G. Workshop on Process Simulation in Metal Forming Industry, Royal Institute of Technology, 2003.
- Matilde S.A** Análise das condições de ocorrência de trincas em aço 1010 e plasticina obtidas através de ensaio do cone truncado [Livro]. - Brasil : Dissertação de Mestrado, 1998.
- McClay K. R.** The rheology of plasticine [Artigo]. - [s.l.] : Tectonophysics, Volume 33, pp. 7 - 15, 1976.
- Medina P., Singh, M., Johansen, J., Jove, A. R., Machefaux, E., Fingersh, L. J., Schreck, S.** Aerodynamic and Performance Measurements on a SWT-2.3-101 Wind Turbine [Livro]. - Estados Unidos da América : WINDPOWER 2011, 2011.
- Noack T., Nelle, S.** Fehlerfreier Rises: Die Rotorhohlwelle einer 5 MW-Windkraftanlage [Artigo] // Giesserei 95, Volume 9, pg 30-34. - Alemanha : [s.n.], 2008.
- Recker D., Franzke, M., Hirt, G.** Forged Hollow Shafts for Wind Power Drives [Livro]. - Alemanha : Conference for Wind Power Drives, 2013.
- Rosenstock D., Recker, D., Gao, L., Hirt, G.** Incremental Forging of Hollow Shafts - Process Design Evaluation by Numerical Simulation [Livro]. - Brasil : 34ª SENAFOR - Conferência Internacional de Forjamento, 2013.
- Rusinoff S. E.** Forming and forming metals [Livro]. - Estados Unidos da América : American Technical Society, 1952.
- Schaeffer L.** Forjamento, introdução ao processo [Livro]. - Brasil : Imprensa Livre, 2006.
- Shah K. N., Kiefer, B. V., Gavigan, J. J.** Finite element simulation of internal void closure in open die press forging [Artigo]. - Estados Unidos da América : Advanced Manufacturing Processes, Volume 20, pp. 501-516, 1986.

**Smolijan B.** An analysis of performance of combined cyclic heat treatment performance [Artigo]. - Estados Unidos da América : Journal of Materials Processing Technology, Volume 155-156, pp. 1704-1707, 2004.

**Spur G., Neugebauer, R., Hoffmann, H.** Handbuch Umformen [Livro]. - Alemanha : Carl Hanser Verlag, 2012.

**Tong W.** Wind power generation and wind turbine design [Livro]. - Grã-Bretanha : WIT Press, 2010.

**Wolfgarten M. C.** Entwicklung und Umsetzung eines Freiformschmiedeprozesses für eine Hohlwelle mit Hinblick auf die Mikrostrukturentwicklung [Livro]. - Alemanha : Dissertação de Mestrado, 2014.

**Xu B., Sun, M., Li, D.** Modeling of the Void Close Behavior in a 100 t Ingot during Hot Forging [Livro]. - China : Steel Research International Journal, 2012.

**Zhang X.-X., Cui, Z.-S., Chen, W., Li, Y.** A criterion for void closure in large ingots during hot forging [Artigo]. - China : Journal of Materials Processing Technology, Volume 209, pp. 1950-1959, 2010.