

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

APLICAÇÃO DA TEORIA ELEMENTAR DA PLASTICIDADE E DA  
SIMULAÇÃO NUMÉRICA PARA FORJAMENTO EM MATRIZ ABERTA  
DE EIXO VAZADO

Fábio Junkes Corrêa

Dissertação para a obtenção do título de Mestre em Engenharia

Porto Alegre - RS  
Janeiro – 2014

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

APLICAÇÃO DA TEORIA ELEMENTAR DA PLASTICIDADE E DA  
SIMULAÇÃO NUMÉRICA PARA FORJAMENTO EM MATRIZ ABERTA  
DE EIXO VAZADO

Fábio Junkes Corrêa  
Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Laboratório de Transformação Mecânica 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 - RS  
Janeiro – 2014

Esta Dissertação foi julgada adequada para a 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. Lírio Schaeffer

Banca Examinadora:

---

Prof. Dr. Eng<sup>o</sup>. Luiz Carlos Cesaro Cavaler – SATC

---

Prof. Dr. Eng<sup>o</sup>. Diego Rodolfo Simões de Lima - IFC

---

Dr. Eng<sup>o</sup>. Alberto Moreira Guerreiro Brito – UFRGS

---

Prof. Dr. Eng<sup>o</sup>. Telmo Antônio Stroheacker  
Coordenador do PPGEM

Dedico aos meus pais por colocarem suas perspectivas em mim, proporcionando um trajeto de sucesso e conquistas.

## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente a Deus e a minha família.

Ao Prof. Dr. - Ing. Lírio Schaeffer, pela confiança e orientação nesta Dissertação de Mestrado.

Ao Centro de Tecnologia e ao Laboratório de Transformação Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, pela disponibilização da infraestrutura utilizada durante a execução deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Eng. Alexandre Rocha e Dr. Eng. Alberto Guerreiro Moreira de Brito.

À Universidade Técnica de Aachen, pela parceria institucional. Em especial ao Prof. Dr. - Ing. Gehard Hirt, Dr. David Schaefer e Eng. Msc. Maurício Santaella.

Aos Eng. Msc. Vinícius Martins, Alex Bueno, Tiago de Sá Gomes, Tiago Colombo, Gianpaulo Medeiros e Uilian Boff.

Aos engenheiros Daiana Margutti, Paulo Boesch, Angela Selau, Luana De Lucca e André de Jesus da Silva João.

Ao Graduando em Engenharia Metalúrgica André Rosiak.

Aos técnicos Marco A. Villanova e Luis Eduardo Pinow.

Às empresas Aços Favorit e Villares Metals S.A..

Ao CNPq, à CAPES e ao Governo Federal pelo apoio financeiro.

## SUMÁRIO

|  |           |
|--|-----------|
| <b>LISTA DE FIGURAS.....</b>   | <b>08</b> |
| <b>LISTA DE TABELAS.....</b>   | <b>11</b> |
| <b>LISTA DE ABREVIACÕES.....</b>  | <b>12</b> |
| <b>LISTA DE SBOLOS.....</b>  | <b>13</b> |
| <b>RESUMO.....</b>   | <b>15</b> |
| <b>ABSTRACT.....</b>   | <b>16</b> |
| <b>1 INTRODUÇÃO.....</b>  | <b>17</b> |
| <b>2 REVISO BIBLIOGRÁFICA.....</b>   | <b>20</b> |
| 2.1 FORJAMENTO – CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....  | 20        |
| 2.2 CONCEITOS BÁSICOS DO PROCESSO DE FORJAMENTO .....   | 20        |
| 2.2.1 Tensão.....   | 21        |
| 2.2.2 Deformação .....  | 22        |
| 2.2.3 Velocidade de Deformação .....  | 24        |
| 2.2.4 Curva de Escoamento.....   | 25        |
| 2.2.5 Caractersticas do aço AISI 4140 .....  | 29        |
| 2.2.6 Cálculo da perda térmica entre o forno e a prensa .....  | 29        |
| 2.2.7 Atrito.....  | 30        |
| 2.3 FORJAMENTO EM MATRIZ ABERTA .....  | 31        |
| 2.3.1 Cálculo do alargamento e alongamento no Forjamento em Matriz Aberta   |           |
| 33   |           |
| 2.4 TEORIA ELEMENTAR DA PLASTICIDADE .....   | 35        |
| 2.5 SIMULAÇÃO NUMÉRICA PELO MÉTODOS ELEMENTOS FINITOS .....  | 41        |
| 2.5.1 Trabalhos desenvolvidos no Laboratório de Transformação Mecânica<br>com o emprego da simulação numérica pelo Método dos Elementos Finitos .. | 42        |
| <b>3 CONSIDERAÇÕES SOBRE O PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL DO<br/>PROCESSO EM ESTUDO.....</b>   | <b>45</b> |
| <b>4 CLULO DO ALARGAMENTO E LONGAMENTO .....</b>   | <b>49</b> |
| <b>5 APLICAÇÃO DA TEORIA ELEMENTAR DA PLASTICIDADE .....</b>   | <b>53</b> |
| <b>6 SIMULAÇÃO NUMÉRICA EMPREGANDO O MÉTODOS ELEMENTOS<br/>FINITOS .....</b>   | <b>62</b> |
| <b>7 EXPERIMENTO FÍSICO DO FORJAMENTO EM MATRIZ ABERTA .....</b>  | <b>71</b> |
| <b>8 DISCUSSO DOS RESULTADOS .....</b>  | <b>78</b> |

|   |           |
|---|-----------|
| 8.1 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS RELACIONADOS COM OS TRABALHOS DESENVOLVIDOS NO LDTM..... | 80        |
| <b>9 CONCLUSÕES.....</b>  | <b>82</b> |
| <b>10 TRABALHOS FUTUROS .....</b>   | <b>84</b> |
| <b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>   | <b>85</b> |

## LISTA DE FIGURAS

|   |    |
|---|----|
| Figura 1.1 – Trabalhos de base para o Forjamento em Matriz Aberta no LdTM. ....   | 18 |
| Figura 2.1 – Distribuição das tensões em um volume elementar. ....  | 21 |
| Figura 2.2 – Corpo (a) antes da compressão e (b) depois da compressão. ....   | 23 |
| Figura 2.3 – Representação das variáveis para calcular a velocidade de deformação.<br>.....   | 24 |
| Figura 2.4 – Curvas de escoamento ( $k_f \times \varphi$ ) para o aço AISI 4140 sob diferentes<br>temperaturas. (a) Velocidade de deformação de $0,1s^{-1}$ (LIN, 2008) (b) Velocidade de<br>deformação de $1s^{-1}$ (LIN, 2009)..... | 26 |
| Figura 2.5 – Curvas de escoamento ( $k_f \times \varphi$ ) a partir dos dados usados da Tabela 2.2<br>com velocidade de deformação de $0,1s^{-1}$ .....   | 27 |
| Figura 2.6 – Curvas de escoamento ( $k_f \times \varphi$ ) a partir dos dados usados da Tabela 2.2<br>com velocidade de deformação de $1,0s^{-1}$ .....   | 27 |
| Figura 2.7 – Curvas de escoamento do <i>Software Simufact</i> com velocidade de<br>deformação de $1,6 s^{-1}$ .....   | 28 |
| Figura 2.8 – Forjamento em Matriz Aberta. ....  | 31 |
| Figura 2.9 – Forjamento em Matriz Aberta (ASM HANDBOOK 14, 1996).....   | 33 |
| Figura 2.10 – Componente cilíndrico (a) antes do Forjamento em Matriz Aberta e (b)<br>depois do Forjamento em Matriz Aberta.....  | 34 |
| Figura 2.11 – Representação de um elemento infinitesimal em uma peça de simetria<br>plana conformada (Método das Tiras).....  | 36 |
| Figura 2.12 – Representação de um elemento infinitesimal em uma peça de simetria<br>de revolução extrudada ou trefilada (Método dos Discos).....  | 36 |
| Figura 2.13 – Representação de um elemento infinitesimal em uma peça de simetria<br>de axial conformada em matriz fechada (Método dos Tubos). ....  | 37 |
| Figura 2.14 – Representações das variáveis geométrica em uma peça de simetria<br>plana dividida em tiras (esta representação tem 4 tiras). ....   | 38 |
| Figura 2.15 – Representação da variáveis da TEP, considerando o Método das<br>Tiras. ....   | 40 |
| Figura 3.1 – Tarugo cilíndrico vazado. ....   | 45 |
| Figura 3.2 – Montagem do forjamento do tarugo cilíndrico (antes do forjamento). ...   | 46 |



|   |    |
|---|----|
| Figura 3.3 – a) Forno resistivo; b) Mecanismo; c) Prensa hidráulica; d) Célula de carga. ....   | 47 |
| Figura 3.4 – Distância da aplicação do primeiro recalque. ....  | 48 |
| Figura 3.5 – Distância da aplicação do segundo recalque. ....   | 48 |
| Figura 4.1 – Tarugo cilíndrico. a) Antes de forjado. b) Depois de forjado.....  | 49 |
| Figura 4.2 – Tarugo cilíndrico. a) Antes de forjado. b) Depois de forjado.....  | 51 |
| Figura 5.1 – Tarugo antes e depois da aplicação do primeiro recalque com os eixos de coordenadas.....   | 53 |
| Figura 5.2 – Tarugo antes e depois da aplicação do segundo recalque com os eixos de coordenadas.....  | 53 |
| Figura 5.3 – Aplicação do Método das Tiras em um tarugo cilíndrico vazado. a) Antes do primeiro recalque. b) Depois do primeiro recalque. ....    | 55 |
| Figura 5.4 – Aplicação do Método das Tiras em um tarugo cilíndrico vazado. a) Antes do segundo recalque. b) Depois do segundo recalque. ....      | 55 |
| Figura 5.5 – Tira central (a) antes e (b) depois do primeiro recalque.....  | 59 |
| Figura 5.6 – Tira central para o segundo recalque.....  | 60 |
| Figura 6.1 – Malha do tarugo cilíndrico formada por elementos finitos. ....   | 63 |
| Figura 6.2 – Forjamento antes da aplicação do primeiro recalque.....  | 64 |
| Figura 6.3 – Forjamento depois da aplicação do primeiro recalque. ....  | 64 |
| Figura 6.4 – Forjamento antes da aplicação do segundo recalque. ....  | 65 |
| Figura 6.5 – Forjamento depois da aplicação do segundo recalque. ....   | 65 |
| Figura 6.6 – Distribuição de deformações equivalentes ( $\varphi_{eq}$ ) para o primeiro recalque.....  | 66 |
| Figura 6.7 – Distribuição de deformações equivalentes ( $\varphi_{eq}$ ) para o segundo recalque.....   | 66 |
| Figura 6.8 – Ampliação da distribuição de deformações equivalentes.....   | 67 |
| Figura 6.9 – Distribuição de tensões na direção Z ( $\sigma_z$ ) para o primeiro recalque.....  | 68 |
| Figura 6.10 – Distribuição de tensões na direção Z ( $\sigma_z$ ) para o segundo recalque...  | 68 |
| Figura 6.11 – Ampliação das tensões na direção z.....   | 69 |
| Figura 6.12 – Valores de forças compressivas durante a simulação do forjamento para o primeiro recalque através do <i>software Simufact</i> ..... | 69 |

|  |    |
|--|----|
| Figura 6.13 – Valores de forças compressivas durante a simulação do forjamento para o segundo recalque através do <i>software Simufact</i> ..... | 70 |
| Figura 7.1 – Aplicação do (a) primeiro recalque, (b) segundo recalque, (c) terceiro recalque e.....  | 71 |
| Figura 7.2 – Gráfico “Força x Deslocamento” para o primeiro recalque.....  | 72 |
| Figura 7.3 – Gráfico “Força x Deslocamento” para o segundo recalque. ....  | 72 |
| Figura 7.4 – Gráfico “Força x Deslocamento” para o terceiro recalque.....  | 73 |
| Figura 7.5 – Gráfico “Força x Deslocamento” para o quarto recalque.....  | 73 |
| Figura 7.6 – Temperatura em função do tempo. ....  | 76 |

## LISTA DE TABELAS

|  |    |
|--|----|
| Tabela 2.1 – Parâmetros da expressão matemática da curva de escoamento para o aço AISI 4140.                                     | 26 |
| Tabela 2.2 – Composição química segundo as normas ABNT do aço SAE 4140.  | 29 |
| Tabela 5.1 – Dados de entrada do processo.   | 54 |
| Tabela 5.2 – Resultados da aplicação da TEP para o primeiro recalque.  | 57 |
| Tabela 5.3 – Resultados da aplicação da TEP para o segundo recalque.   | 58 |
| Tabela 5.4 – Valores das dimensões de uma tira central antes e depois da aplicação do primeiro recalque.                         | 59 |
| Tabela 5.5 – Valores das dimensões de uma tira central antes e depois da aplicação do primeiro recalque.                         | 61 |
| Tabela 6.1 – Dados de entrada para todos os recalque.  | 62 |
| Tabela 7.1 – Forças máximas média para cada recalque no experimento físico.  | 74 |
| Tabela 8.1 – Valores máximos das deformações equivalentes e das tensões na direção z resultantes da TEP e da simulação numérica. | 78 |
| Tabela 8.2 – Forças resultantes da TEP e da simulação numérica.  | 79 |
| Tabela 8.3 – Diferenças das forças (F) da TEP e do FEM em relação aos valores experimentais.                                     | 79 |

**LISTA DE ABREVIACOES**

|         |  |
|---------|--|
| AISI    | <i>American Iron and Steel Institute</i>                     |
| ASTM    | Acessorios Serviços Técnicos Metalúrgicos                   |
| CAPES   | Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior  |
| CNPq    | Conselho Nacional de Pesquisas                               |
| DFG     | German Research Foundation                                   |
| EDO     | Equação Diferencial Ordinária                                |
| FAPERGS | Fundação de Amparo  Pesquisa do Estado do Rio Grande do Sul |
| FINEP   | Financiadora de Estudos e Projetos                           |
| FMA     | Forjamento em Matriz Aberta                                  |
| FMF     | Forjamento em Matriz Fechada                                 |
| LdTM    | Laboratório de Transformação Mecânica                        |
| FEM     | Method Finite Elements (Método dos Elementos Finitos)        |
| TEP     | Teoria Elementar da Plasticidade                             |
| UFRGS   | Universidade Federal do Rio Grande do Sul                    |

## LISTA DE SÍMBOLOS

|                 |                   |  |
|-----------------|-------------------|--|
| A               | mm <sup>2</sup>   | Área de contato                                  |
| A <sub>r</sub>  | mm <sup>2</sup>   | Área superficial de irradiação                   |
| b <sub>0</sub>  | mm                | Largura inicial                                  |
| b               | mm                | Largura instantânea                              |
| b <sub>1</sub>  | mm                | Largura final                                    |
| c               | —                 | Constante do material na curva de escoamento     |
| c <sub>p</sub>  | kJ/kg.°C          | Calor específico                                 |
| F               | N                 | Força  |
| F <sub>zi</sub> | N                 | Força aplicada em uma tira na direção do eixo z  |
| h <sub>0</sub>  | mm                | Altura inicial                                   |
| h               | mm                | Altura instantânea                               |
| h <sub>1</sub>  | mm                | Altura final                                     |
| Δh              | mm                | Deslocamento                                     |
| k <sub>f0</sub> | N/mm <sup>2</sup> | Tensão de escoamento inicial                     |
| k <sub>f</sub>  | N/mm <sup>2</sup> | Tensão de escoamento                             |
| k <sub>fi</sub> | N/mm <sup>2</sup> | Tensão de escoamento em cada tira (i)            |
| k <sub>f1</sub> | N/mm <sup>2</sup> | Tensão de escoamento após aplicação de uma força |
| l <sub>0</sub>  | mm                | Comprimento inicial                              |
| L               | mm                | Comprimento instantâneo                          |
| l <sub>1</sub>  | mm                | Comprimento final                                |
| m <sub>1</sub>  | —                 | Constante da curva de escoamento                 |
| m <sub>2</sub>  | —                 | Constante da curva de escoamento                 |
| m <sub>3</sub>  | —                 | Constante da curva de escoamento                 |
| n               | —                 | Coefficiente de encruamento                      |
| Q <sub>s</sub>  | kJ/s              | Perda térmica por unidade de tempo               |
| r               | mm                | Raio do corpo de prova                           |
| S               | mm                | Fator de Alargamento                             |
| S <sub>b</sub>  | mm                | Comprimento de contato peça/ferramenta           |
| V <sub>0</sub>  | mm <sup>3</sup>   | Volume inicial do corpo de prova                 |
| V               | mm <sup>3</sup>   | Volume do corpo de prova                         |
| v <sub>f</sub>  | mm/s              | Velocidade da ferramenta                         |

|                   |                                       |  |
|-------------------|---------------------------------------|--|
| $\vartheta_a$     | K                                     | Temperatura absoluta                                   |
| $\vartheta_f$     | °C                                    | Temperatura final                                      |
| $\vartheta_m$     | °C                                    | Temperatura das ferramentas/matrizes                   |
| $\vartheta$       | °C                                    | Temperatura da peça                                    |
| $\Delta\vartheta$ | °C/s                                  | Variação da temperatura                                |
| $\varepsilon_h$   | —                                     | Redução em altura                                      |
| $\varphi$         | —                                     | Deformação verdadeira                                  |
| $\varphi_{eq}$    | —                                     | Deformação equivalente                                 |
| $\varphi_b$       | —                                     | Deformação verdadeira na largura (b)                   |
| $\varphi_l$       | —                                     | Deformação verdadeira no comprimento (l)               |
| $\varphi_h$       | —                                     | Deformação verdadeira na altura (h)                    |
| $\varphi_x$       | —                                     | Deformação verdadeira na direção do eixo x             |
| $\varphi_y$       | —                                     | Deformação verdadeira na direção do eixo y             |
| $\varphi_z$       | —                                     | Deformação verdadeira na direção do eixo z             |
| $\dot{\varphi}$   | s <sup>-1</sup>                       | Velocidade de deformação                               |
| $\sigma$          | N/mm <sup>2</sup>                     | Tensão   |
| $\sigma_{eq}$     | N/mm <sup>2</sup>                     | Tensão de escoamento equivalente                       |
| $\sigma_x$        | N/mm <sup>2</sup>                     | Tensão na direção do eixo x                            |
| $\sigma_y$        | N/mm <sup>2</sup>                     | Tensão na direção do eixo y                            |
| $\sigma_z$        | N/mm <sup>2</sup>                     | Tensão na direção do eixo z                            |
| $\sigma_{zi}$     | N/mm <sup>2</sup>                     | Tensão aplicada em uma tira na direção do eixo z       |
| $\sigma_{zi_m}$   | N/mm <sup>2</sup>                     | Tensão média aplicada em uma tira na direção do eixo z |
| $\sigma_1$        | N/mm <sup>2</sup>                     | Maior tensão aplicada em um corpo                      |
| $\sigma_2$        | N/mm <sup>2</sup>                     | Tensão intermediária aplicada em um corpo              |
| $\sigma_3$        | N/mm <sup>2</sup>                     | Menor tensão aplicada em um corpo                      |
| $\mu$             | —                                     | Coeficiente de atrito                                  |
| $\rho$            | J/kg.°C                               | Massa específica                                       |
| $\delta$          | kJ/(s.m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> ) | Constante de irradiação                                |
| $\varepsilon$     | —                                     | Emissividade   |

## RESUMO

Este trabalho tem como propósito analisar o modelo matemático baseado na Teoria Elementar da Plasticidade (TEP) para o Forjamento em Matriz Aberta (FMA) de tarugos cilíndricos com o intuito de obter um eixo vazado para a utilização em aerogeradores. Foram realizadas simulações computacionais pelo Método dos Elementos Finitos (FEM) com efeito de comparação, utilizando o *software Simufact.Forming 11.0*. Foi exposto a sequência de cálculos e as interações realizadas para a construção de um modelo matemático a partir da TEP. Esse modelo matemático foi aplicado para os dois primeiros recalques em um tarugo cilíndrico vazado. Ambos os recalques foram executados no processo de Forjamento em Matriz Aberta. Tanto com o procedimento matemático baseado na TEP, quanto na simulação numérica baseado no FEM, foram obtidos os valores de distribuição de deformações, de distribuição de tensões e de forças de compressão requeridos pela prensa de forjamento para ambos os recalques. Com a conclusão dos experimentos físicos foi constatado que os valores das forças obtidos pela Teoria Elementar da Plasticidade (TEP) e pelo Método dos Elementos Finitos (FEM) variaram aproximadamente entre 5 a 15% em relação aos valores experimentais, possibilitando fazer comparações com variações e alterações na metodologia do processo. Observou-se que as regiões que apresentaram maiores concentrações de deformações equivalentes e tensões na direção z pelo modelo matemático (TEP) coincidiram com as regiões de maiores concentrações encontradas no *software* de simulação numérica (FEM). Desta forma, estima-se para a geometria estudada que a TEP pode ser empregada como uma ferramenta de simulação eficiente no processo de Forjamento em Matriz Aberta.

Palavras-chave: Forjamento em Matriz Aberta; Teoria Elementar da Plasticidade; Simulação Numérica.

## ABSTRACT

This paper aims to analyze the mathematical model based on the Plasticity Elementary Theory (TEP) for the Open Die Forging of cylindrical billets in order to get a hollow shaft for using in wind generator. Computer simulations were performed by the Finite Element Method (FEM) with purpose of comparison, using the software Simufact.Forming 11.0. It was exposed the calculations sequence and performed interactions to make a mathematical model from the TEP. This mathematical model was applied for the first two upsetting in a hollow cylindrical billet. Both upsetting were executed in the process of Open Die Forging. Both the mathematical method based in the TEP as the numerical simulation based in the FEM, it were obtained the value of the strains distribution, the stresses distribution and the compressive force required by the forging press for both upsetting. With the physical experiments concluded, it was found that the forces values obtained by the TEP and by the FEM ranged approximately between 5 and 15% compared to the experimental values, allowing make comparisons with variations and changes in the process methodology. It was observed that regions where showed higher concentrations of equivalent strains and stresses in the z direction by the mathematical model (TEP) coincided with the regions of higher concentrations found numerical simulation software (FEM). It's demonstrated for the geometry studied that the TEP can be employed as a simulation efficient tool in the process of Open Die Forging.

Keys Words: Open Die Forging; Plasticity Elementary Theory; Numerical Simulation.



## 1 INTRODUÇÃO

As fontes de energias renováveis, como a energia hidráulica, a energia eólica e a energia solar, vêm aumentando sua aplicação como fonte de energia alternativa aos combustíveis fósseis, minimizando o seu desperdício. Esse movimento se deve às crescentes preocupações socioambientais em relação à geração não renovável de energia, derivadas da emissão de gases poluentes e subsequentes impactos na sociedade. Dentre as energias renováveis existentes, a energia eólica possui diversos benefícios por não emitir gases poluentes comparados à energia proveniente de combustíveis fósseis, além de apresentar custo reduzido.

Nas usinas eólicas, o eixo de transmissão encontrado nos aerogeradores transmite o movimento de rotação da turbina para o alternador, gerando energia elétrica.

Um dos principais processos de fabricação que produz esse componente é o processo de Forjamento em Matriz Aberta (FMA). Esta operação tem uma importância relevante em função da economia de material (redução de peso), melhoria das propriedades mecânica e na fabricação de componentes de grande porte que não são possíveis fabricar pelo processo de Forjamento em Matriz Fechada (FMF). Esse processo é largamente usado na fabricação de peças de grande porte como eixos de navios, de turbinas e de aerogeradores em função de seu tamanho e massa, podendo chegar a toneladas.

Os eixos usados em aerogeradores são forjados em matriz aberta de forma maciça, porém, objetivando a redução de peso, busca-se como alternativa fabricar esses eixos de forma vazada com um furo no seu centro. Com objetivo de apoiar esse desenvolvimento, os governos brasileiro e alemão incentivaram pesquisas através de seus órgãos de fomento, a CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) e DFG (German Research Foundation), respectivamente. Esse projeto conjunto foi denominado Bragecrim (Brazilian German Collaborative Research Initiative on Manufacturing Technology). O projeto Bragecrim visa o desenvolvimento de um eixo vazado para aerogeradores produzido por Forjamento em Matriz Aberta do aço AISI 4140. Este projeto tem o objetivo de estudar e analisar

as particularidades do Processo de Forjamento em Matriz Aberta, com o propósito de fabricar um eixo vazado. Dentro deste contexto, são desenvolvidos trabalhos no Laboratório de Transformação Mecânica (LdTM) associados ao Projeto Bragecrim como mostra o diagrama representado na Figura 1.1.

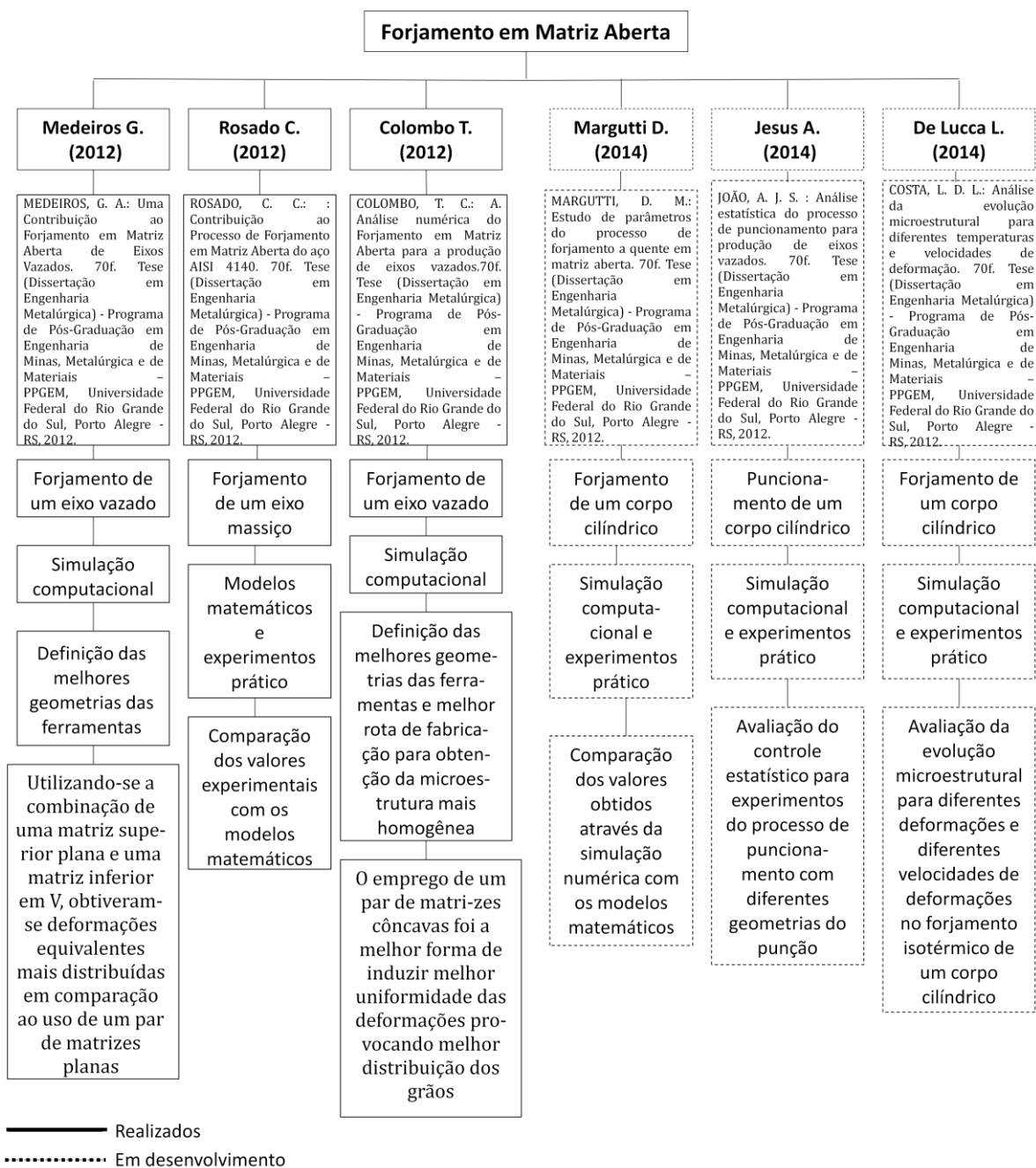


Figura 1.1 – Trabalhos de base para o Forjamento em Matriz Aberta no LdTM.

Neste trabalho um tarugo cilíndrico vazado é submetido a aplicações de compressões localizadas, permitindo calcular a distribuição de deformações, a distribuição de tensões e as forças de forjamento. Sabendo disso, fez-se um estudo comparativo do modelo matemático baseado na Teoria Elementar da Plasticidade (TEP) com a simulação numérica no Forjamento em Matriz Aberta de eixos vazados, objetivando a avaliação desse modelo matemático como uma alternativa ao uso de *software Simufact.Forming 11.0*, por este possuir um custo elevado. Para a validação final, realizam-se experimentos físicos de forjamento objetivando confirmar os resultados obtidos através do modelo matemático e da simulação numérica.

O estudo desenvolvido neste trabalho objetiva o emprego da TEP na avaliação das deformações, das tensões e das forças no Forjamento em Matriz Aberta.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 FORJAMENTO – CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Forjamento é um processo de conformação mecânica que permite a alteração da geometria de um material metálico, por meio de deformação plástica, alterando sua estrutura metalúrgica de forma que sejam modificadas suas propriedades mecânicas, através da aplicação de uma força compressiva, mantendo constante sua massa e volume (PARK, 2007). O forjamento é caracterizado como um processo que agrega boas propriedades mecânicas na peça, como resistência mecânica, ótima utilização do material, tempo de produção pequeno e alta produtividade (KCHAOU, 2010). O metal é deformado plasticamente, com o objetivo de assumir a forma geométrica empregada pelas ferramentas (CLEARY, 2012).

No forjamento, a deformação do componente forjado é causada pelo par de matrizes, que se movem uma em direção a outra de modo que a força seja aplicada na área de contato com peça de trabalho. Para a determinação das forças requeridas para a execução do forjamento, é necessário conhecer as tensões e as deformações (HAN, 2009; HUA, 2009).

### 2.2 CONCEITOS BÁSICOS DO PROCESSO DE FORJAMENTO

Nos cálculos de forjamento é necessário o conhecimento de diversas variáveis, tais como o estado das tensões, o estado das deformações e o estado das velocidades de deformação. Um corpo sujeito ao processo de forjamento está submetido a diversas tensões, porém, são consideradas neste trabalho as três tensões principais. As deformações causadas em um corpo forjado também são decompostas em três deformações principais, sabendo que há diversas deformações. Já para a velocidade de deformação, a direção de atuação corresponde à direção em a ferramenta avança.

### 2.2.1 Tensão

A tensão ( $\sigma$ ) é definida como a razão entre a força ( $F$ ) e a área da seção ( $A$ ) onde a força está sendo aplicada, como mostra a equação 2.1:

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

Quando um corpo é submetido a uma força, há o surgimento de tensões na superfície e em todas as regiões internas do corpo. No Forjamento em Matriz Aberta, as tensões aplicadas resultam em três tensões normais (Figura 2.1), sendo elas a tensão na direção da largura ( $\sigma_x$ ), a tensão na direção do comprimento ( $\sigma_y$ ) e a tensão na direção da altura ( $\sigma_z$ ).

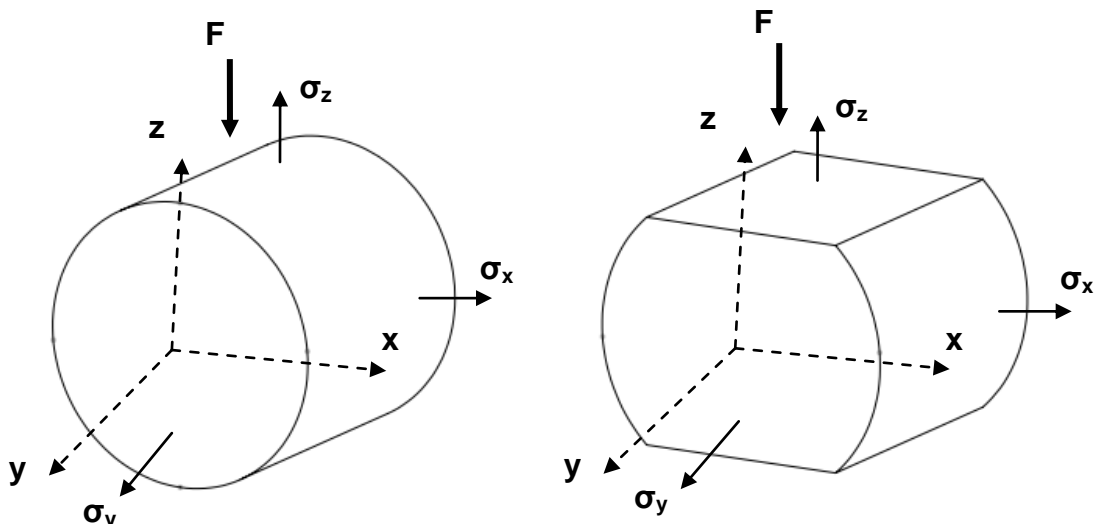


Figura 2.1 – Distribuição das tensões em um volume elementar.

As teorias de escoamento, como Tresca ou Von Mises, mostram que, dependendo da combinação das tensões atuantes, o corpo pode escoar ou não. De acordo com a Teoria de Escoamento de Von Mises, conhecida como o critério da energia de distorção para o escoamento, é possível calcular a tensão equivalente usando a equação 2.2:

$$\sigma_{eq} \cong \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_y - \sigma_x)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + (\sigma_z - \sigma_y)^2} \quad (2.2)$$

A maior ou a menor tensão pode ser calculada conforme a Teoria de Tresca, conhecida como o Critério da Tensão de Escoamento, quando são conhecidas as tensões normais principais e a tensão de escoamento. No critério de Tresca, de forma semelhante ao critério de Von Mises, a determinação da tensão equivalente ( $\sigma_{eq}$ ) tem como propósito verificar se o material pode escoar quando submetido a um determinado estado de tensão. Com base na equação 2.3, quando a tensão equivalente ( $\sigma_{eq}$ ) atinge o valor da tensão de escoamento ( $k_f$ ), ocorre o escoamento do material (SCHAEFFER, 2004; SCHAEFFER, 2006):

$$\sigma_{eq} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (2.3)$$

Por convenção é estabelecido que  $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ , porém, na teoria de Tresca a tensão intermediária ( $\sigma_2$ ) não é utilizada.

No critério de Tresca o escoamento do material começa quando atinge a tensão de escoamento, que é característica de cada material e de sua microestrutura, ocasionando o deslizamento dos planos relativos. A tensão equivalente ( $\sigma_{eq}$ ) pode ser definida como a resultante de todas as tensões distribuídas em um determinado corpo submetido ao forjamento (SCHAEFFER, 2006).

### 2.2.2 Deformação

Nos processos de forjamento, a deformação em uma determinada região de um componente deve ser calculada considerando a deformação verdadeira, e não a deformação relativa, como estudada na mecânica convencional. Enquanto a deformação relativa leva em consideração a área da secção transversal inicial nos cálculos, a deformação verdadeira considera a redução ou alargamento instantâneo. À medida que um corpo é comprimido ou tracionado, suas dimensões são alteradas. Para calcular as deformações em corpos sujeitos ao Forjamento em Matriz Aberta são utilizadas as equações 2.4, 2.5 e 2.6:

Deformação em largura:  $\varphi_b = \ln \frac{b}{b_0}$  (2.4)

Deformação em comprimento:  $\varphi_l = \ln \frac{l}{l_0}$  (2.5)

Deformação em altura:  $\varphi_h = \ln \frac{h}{h_0}$  (2.6)

As deformações em largura, comprimento e altura são consideradas como as três deformações principais, correspondendo a um sistema de eixos cartesianos (eixo x, y e z), como mostra a Figura 2.2 para o Forjamento em Matriz Aberta.

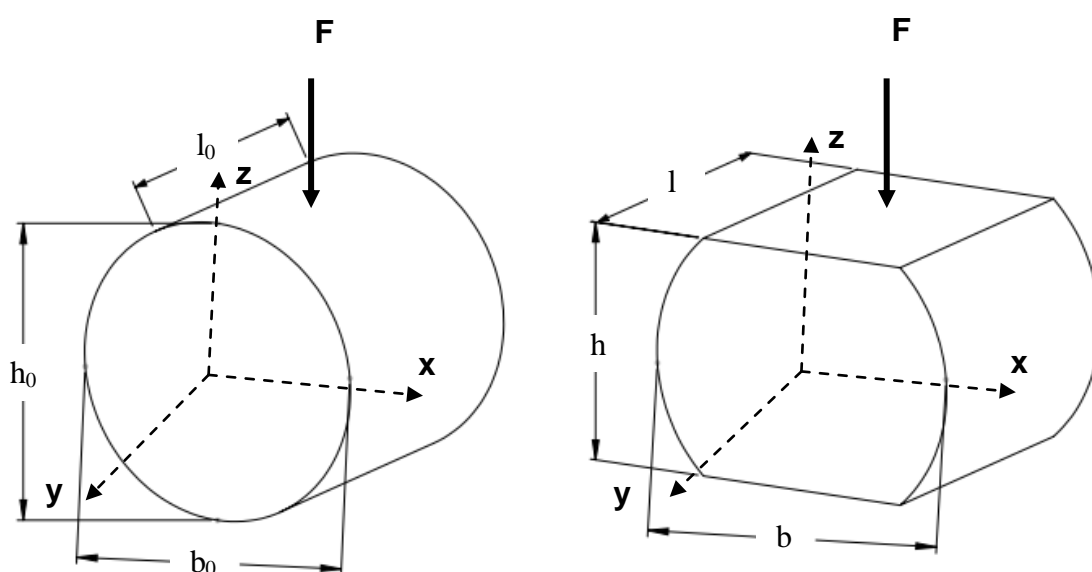


Figura 2.2 – Corpo (a) antes da compressão e (b) depois da compressão.

Conhecendo as três deformações principais no Forjamento em Matriz Aberta, é possível calcular a deformação equivalente através da equação 2.7 (SCHAEFFER, 2006).

$$\varphi_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot (\varphi_b^2 + \varphi_l^2 + \varphi_h^2)} \quad (2.7)$$

Segundo a Lei de Constância de Volume, no processo de forjamento, o volume inicial do corpo se equivale ao volume final, ou seja, durante a deformação do material o volume não se altera. Portanto, quando a altura da peça é diminuída, tanto o comprimento quanto a largura são aumentados e o somatório das três deformações principais é igual a zero, como mostra a equação 2.8.

$$\varphi_b + \varphi_l + \varphi_h = 0 \quad (2.8)$$

### 2.2.3 Velocidade de Deformação

A velocidade de deformação ( $\dot{\varphi}$ ), em particular no forjamento, pode ser definida como a relação (equação 2.9) entre a velocidade da ferramenta ( $v_f$ ) e a altura instantânea ( $h$ ):

$$\dot{\varphi} = \frac{v_f}{h} [\text{s}^{-1}] \quad (2.9)$$

A velocidade de deformação é usada para calcular a tensão de escoamento durante o forjamento, uma vez que há uma relação direta, ou seja, o aumento da velocidade de deformação provoca um aumento da tensão de escoamento. Normalmente, prensas mecânicas usam maiores velocidades da ferramenta, alcançando maiores velocidades de deformação. Por outro lado, prensas hidráulicas usam baixas velocidades da ferramenta, atingindo velocidades de deformação consideravelmente baixas.

A Figura 2.3 mostra a direção da velocidade da ferramenta e a altura no Forjamento em Matriz Aberta:

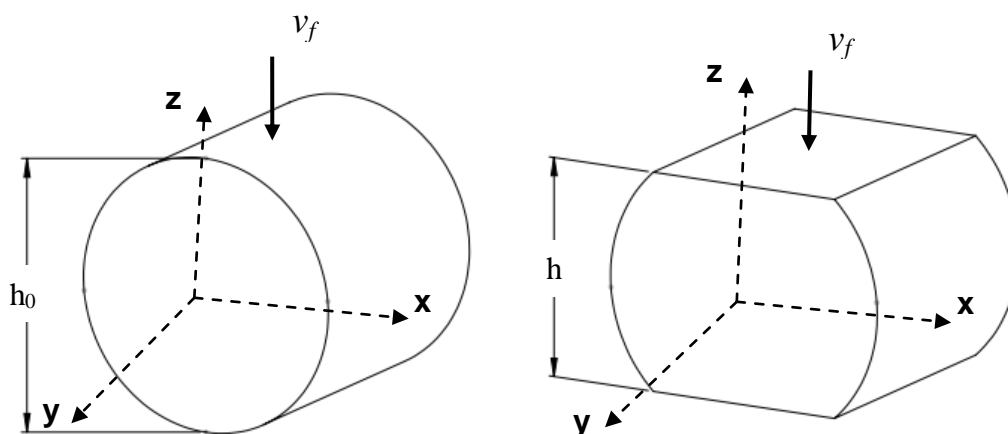


Figura 2.3 – Representação das variáveis para calcular a velocidade de deformação.



#### 2.2.4 Curva de Escoamento

No forjamento, a tensão de escoamento é um dos principais parâmetros e o seu conhecimento é indispensável para poder calcular a força, o trabalho/energia, prever o preenchimento das cavidades da matriz e os desgastes apresentados nas ferramentas, dentre outros aspectos.

As curvas de escoamento são obtidas de forma experimental. Para a deformação a frio, a tensão de escoamento ( $k_f$ ) em função da deformação verdadeira ( $\varphi$ ) pode ser representada por uma equação matemática (equação 2.10):

$$k_f = c \cdot \varphi^n \quad (2.10)$$

Para situações com altas temperaturas, na expressão da tensão de escoamento ( $k_{fi}$ ), deve-se considerar a influência significativa da temperatura ( $\vartheta$ ) e da velocidade de deformação ( $\dot{\varphi}$ ), além da deformação verdadeira ( $\varphi$ ), tornando-se uma expressão matemática mais complexa e pode ser descrita como mostra a equação 2.11:

$$k_{fi} = k_{f0} \cdot e^{-m_1 \cdot \vartheta} \cdot \varphi_i^{m_2} \cdot \dot{\varphi}_i^{m_3} \quad (2.11)$$

Onde  $k_{f0}$ ,  $m_1$ ,  $m_2$  e  $m_3$  são constantes características do material usadas para adaptar uma expressão matemática às curvas experimentais através de regressão matemática (HENSEL; SPITTEL, 1978).

O forjamento a quente para aços de baixo e médio carbono é realizado aproximadamente a uma temperatura entre 950 e 1.150 °C (CHO, 2005). Nas curvas de escoamento em função da deformação para diferentes temperaturas (Figura 2.4), constata-se que a tensão de escoamento do aço AISI 4140 diminui com o aumento da temperatura, favorecendo a forjabilidade do aço AISI 4140 (HIRSCHVOGEL, 1992; LIN, 2008; LIN, 2009).

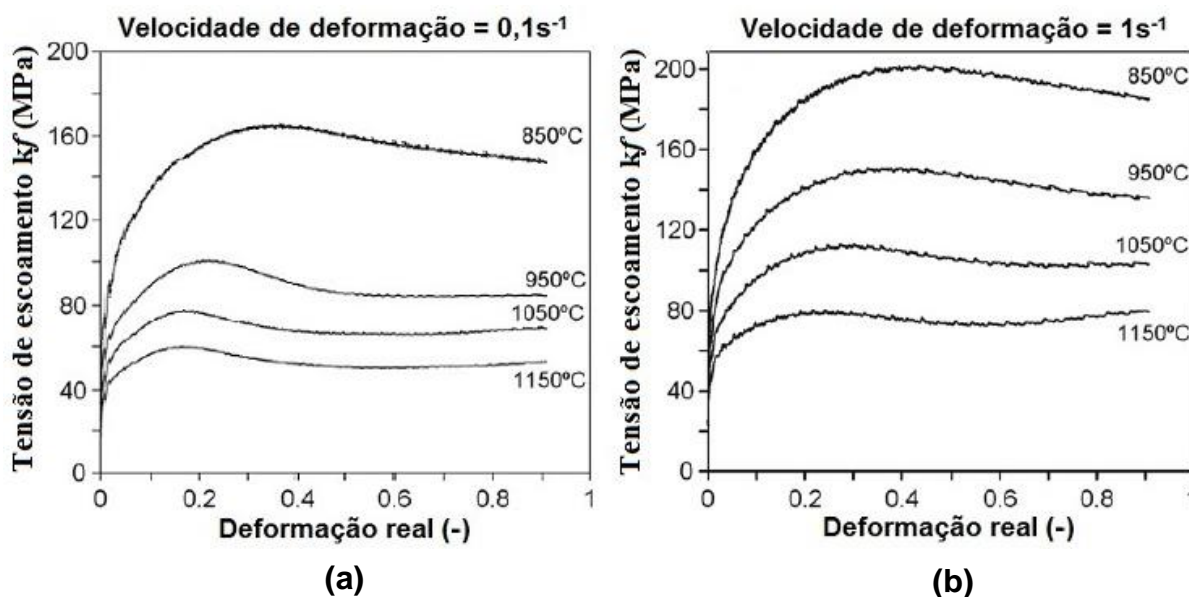


Figura 2.4 – Curvas de escoamento ( $k_f \times \varphi$ ) para o aço AISI 4140 sob diferentes temperaturas. (a) Velocidade de deformação de  $0,1s^{-1}$  (LIN, 2008) (b) Velocidade de deformação de  $1s^{-1}$  (LIN, 2009).

No processo de forjamento a quente, as constantes  $m_1$ ,  $m_2$ ,  $m_3$  e a tensão de escoamento inicial do aço AISI 4140 (Tabela 2.1), são necessários para calcular a tensão de escoamento do material. A tensão de escoamento inicial é o valor da tensão a partir de onde o material começa a escoar.

Tabela 2.1 – Parâmetros da expressão matemática da curva de escoamento para o aço AISI 4140.

|  |                         |
|--|-------------------------|
| $m_1$                                      | 0,0023                  |
| $m_2$                                      | 0,116                   |
| $m_3$                                      | 0,131                   |
| Tensão de escoamento inicial ( $k_{f_0}$ ) | 574,9 N/mm <sup>2</sup> |

Fonte: Hensel; Spittel (1978).

Com os dados da Tabela 2.1, utilizando a equação 2.11, foram traçadas curvas de escoamento em função da deformação, da velocidade de deformação e da temperatura, como mostram os gráficos das Figuras 2.5 e 2.6 para as velocidades de deformação de  $0,1 s^{-1}$  e  $1,0 s^{-1}$ , respectivamente.

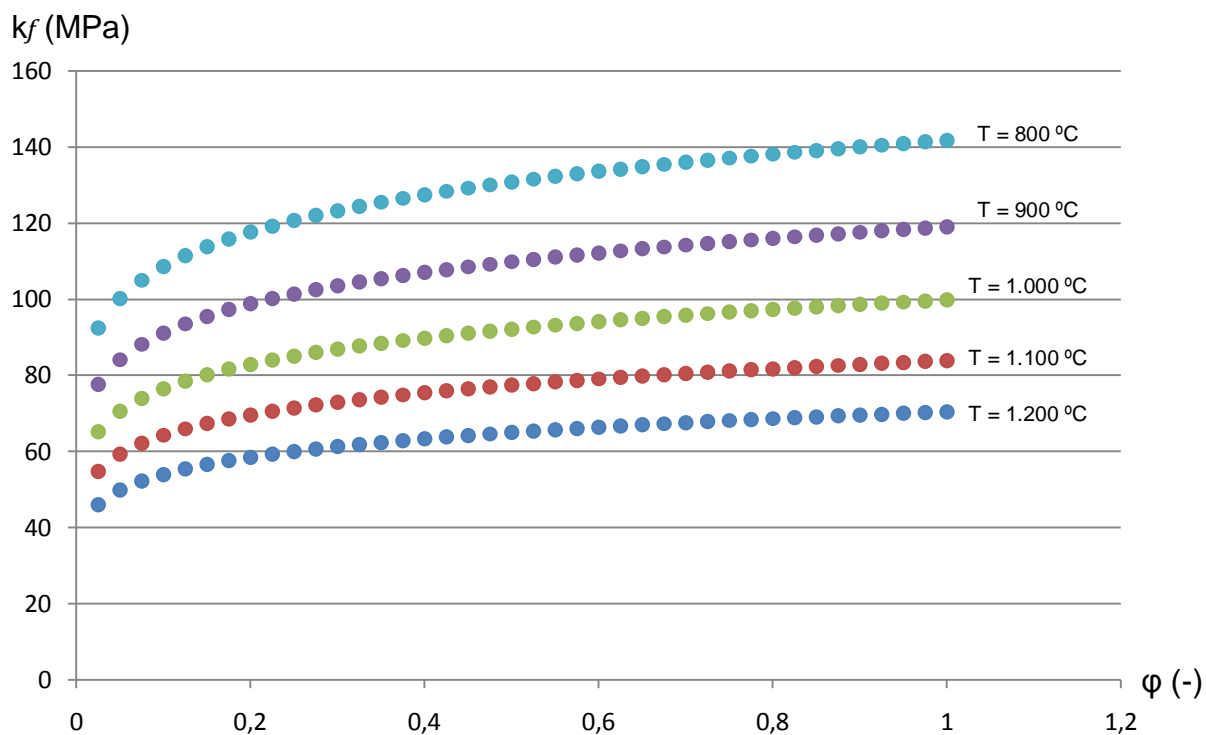


Figura 2.5 – Curvas de escoamento ( $k_f \times \phi$ ) a partir dos dados usados da Tabela 2.2 com velocidade de deformação de  $0,1 \text{ s}^{-1}$ .

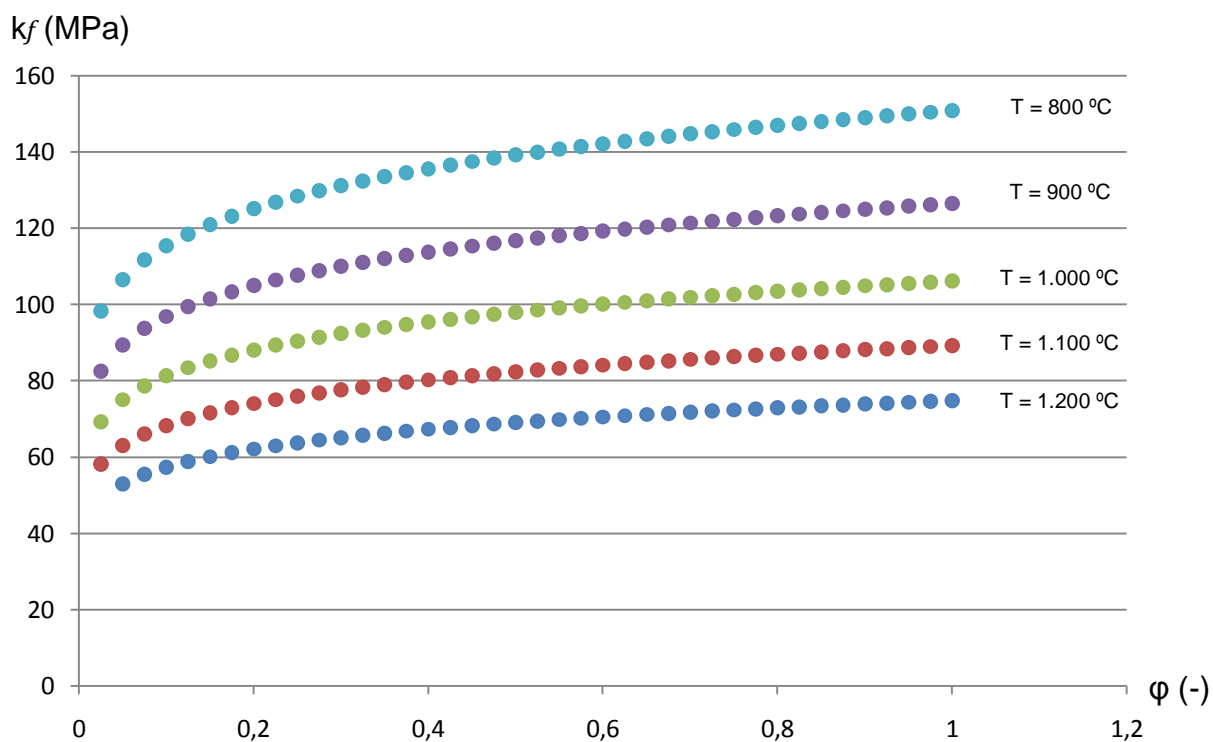


Figura 2.6 – Curvas de escoamento ( $k_f \times \phi$ ) a partir dos dados usados da Tabela 2.2 com velocidade de deformação de  $1,0 \text{ s}^{-1}$ .

A Figura 2.7 mostra as curvas de escoamento a uma velocidade de deformação de  $1,6\text{s}^{-1}$  para diferentes temperaturas, encontrada na biblioteca do software *Simufact.Forming* para o aço AISI 4140, destacando a curva onde a temperatura é de  $1.100^{\circ}\text{C}$  que foi usada na simulação numérica.

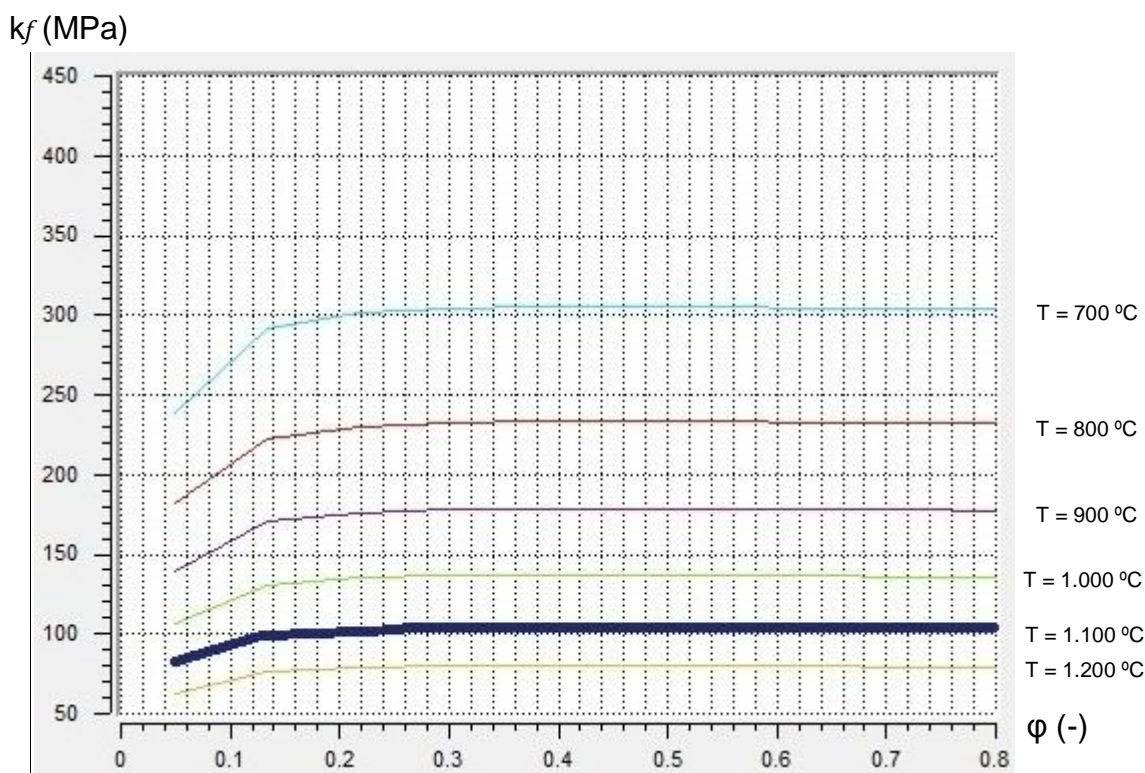


Figura 2.7 – Curvas de escoamento do Software *Simufact* com velocidade de deformação de  $1,6\text{s}^{-1}$ .

Nas curvas traçadas por LIN (2008; 2009), observou-se um crescimento gradativo da tensão de escoamento até valores de deformações próximas de  $\phi=0,3$ , para valores de deformações entre  $\phi=0,3$  e  $\phi=0,4$  a tensão de escoamento permaneceu constante e, a partir de valores de aproximadamente  $\phi=0,4$  ocorreu um decréscimo no valor da tensão de escoamento em função da deformação para diferentes temperaturas. Por outro lado, as curvas levantadas, com as constantes obtidas por Hensel & Spitel (1978), apresentaram um crescimento gradativo da tensão de escoamento durante a deformação com velocidades de deformação estabelecidas de  $0,1\text{s}^{-1}$  e  $1,0\text{s}^{-1}$  para diferentes temperaturas e as curvas de escoamento extraída do software *Simufact* apresentaram um crescimento gradativo da tensão de escoamento durante a deformação até valores de deformações  $\phi=0,11$

e  $\varphi=0,12$  com a velocidade de deformação estabelecida de  $1,6s^{-1}$  para diferentes temperaturas.

Comparando-se as curvas usadas ( $k_f \times \varphi$ ) na TEP e no FEM, para uma mesma temperatura e velocidade de deformação semelhante, percebe-se que há uma diferença de aproximadamente 10% a 15% nos valores da tensão de escoamento.

### 2.2.5 Características do aço AISI 4140

O aço AISI 4140 é considerado um aço com médio percentual de carbono, ligado ao Cr e ao Mo com temperabilidade entre média e alta. Esse aço é utilizado na fabricação de diversos componentes mecânicos onde se deseja resistência mecânica, tenacidade à fratura, resistência à fratura e à fadiga e a sua dureza varia de 30 a 35 HRC (GERDAU, 2013). Por isso, o aço AISI 4140 é largamente empregado na fabricação de produtos forjados, encontrados em componentes de máquinas e equipamentos, como eixos, engrenagens, armas e, principalmente componentes automotivos como bielas e virabrequins.

O forjamento do aço AISI 4140 é considerado a quente quando realizado aproximadamente na temperatura entre  $900^{\circ}C$  e  $1.200^{\circ}C$ . Os aços AISI 4140, normalmente são fornecidos na condição de barras laminadas a quente, com formatos redondos, sextavados, retangulares ou quadrados. A Tabela 2.2 mostra a composição química do aço AISI 4140, de acordo com a *ASM International* (1990).

Tabela 2.2 – Composição química segundo as normas ABNT do aço SAE 4140.

| Fe          | C           | Mn          | P     | S     | Si          | Cr         | Mo          |
|-------------|-------------|-------------|-------|-------|-------------|------------|-------------|
| 96,8 – 97,7 | 0,38 - 0,43 | 0,75 - 1,00 | 0,030 | 0,040 | 0,15 - 0,35 | 0,8 - 1,10 | 0,15 - 0,25 |

Fonte: *ASM International* (1990).

### 2.2.6 Cálculo da perda térmica entre o forno e a prensa

A perda térmica por irradiação, segundo a Lei de Stefan-Boltzmann, é calculada através da equação 2.12 (INCROPERA, 2006).

$$Q_s = \delta \cdot A_r \cdot \varepsilon \cdot \vartheta_a^4 \quad (2.12)$$

Onde,

$Q_s$ : perda térmica por unidade de tempo (kJ/s);

$\delta$ : constante de irradiação (kJ/s.m<sup>2</sup>.K<sup>4</sup>);

$\varepsilon$ : emissividade (-);

$A_r$ : área superficial de irradiação (m<sup>2</sup>);

$\vartheta_a$ : temperatura absoluta do corpo (K).

Com o valor da perda térmica por unidade de tempo (J/s) é possível calcular a perda de temperatura em função do tempo através da equação 2.13 (INCROPERA, 2006).

$$\Delta\vartheta = \frac{Q_s}{V \cdot \rho \cdot c_p} \quad (2.13)$$

Onde,

$V$  = volume do corpo (m<sup>3</sup>);

$c_p$  = calor específico (kJ/kg.°C);

$\rho$  = massa específica (kg/m<sup>3</sup>).

### 2.2.7 Atrito

Durante o forjamento há um contato interfacial entre as ferramentas e a peça de trabalho e, nessa região de contato, há um atrito ( $\mu$ ) que corresponde à dificuldade do metal em escoar quando submetido à deformação plástica. Por conseguinte, quanto maior for o coeficiente de atrito ( $\mu$ ), maior será a dificuldade ao escoamento do material e, com isso, maior será a força requerida para forjar o material (HAN, 2005).

Durante a deformação no processo de forjamento, o movimento relativo entre as superfícies é impedido pelo contato sob pressão das ferramentas na peça, correspondendo à tensão de cisalhamento na interface. Por conseguinte, a tensão cisalhante na interface de contato se opõe ao movimento relativo, aumentando a força de deformação. (LENHARD, 2007; GEIER, 2007).

O coeficiente de atrito ( $\mu$ ) entre a peça de trabalho e as ferramentas para o forjamento a quente, com pouca lubrificação, é em torno de  $\mu=0,4$  em função da formação de oxidação superficial (BÖRDER, 2005; BUENO, 2011).

### 2.3 FORJAMENTO EM MATRIZ ABERTA

O forjamento, dependendo como escoar o material e da forma que são projetadas as matrizes, pode ser classificado como Forjamento em Matriz Fechada (FMF) ou Forjamento em Matriz Aberta (FMA). No FMA (Figura 2.8), diferentemente do FMF, o material é forjado de forma livre, sem ou com pouca restrição imposta pelas matrizes, escoando nas direções laterais. Entretanto, o metal pode ser parcialmente confinado lateralmente pelas matrizes (KCHAOU, 2010; KIM, 2002; IRISARRI, 2009).

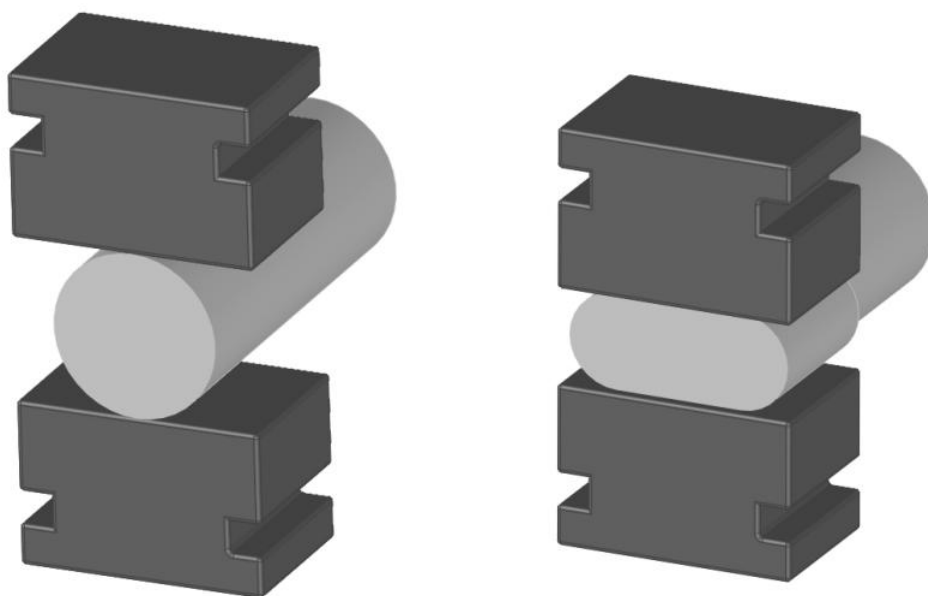


Figura 2.8 – Forjamento em Matriz Aberta.

No FMA, as matrizes são de geometrias simples, quando comparadas com as matrizes do FMF que são mais complexas (CETLIN, 2005; KIM, 2003).

O FMA é adotado quando alguns quesitos estão presentes como o tamanho e a forma da peça a ser trabalhada, força empregada para a execução do forjamento, dentre outros aspectos. A peça de trabalho é manipulada manualmente e realizado o forjamento incremental, onde apenas uma porção da peça é deformada com aplicação de cada golpe, sendo que a peça é rotacionada entre os golpes. Portanto, para esse processo tem sido requerido o uso de robôs com o propósito de manipular a peça durante o forjamento (FIA, 2007; AKSAKAL, 2008).

Os tamanhos das ferramentas são pequenas comparadas com o tamanho total das peças forjadas. Como a peça a ser forjada costuma ser maior do que as ferramentas, a deformação costuma ser restrita a uma pequena região da peça e, com isso, as cargas de forjamento necessárias são menores do que aquelas necessárias para deformar a peça inteira. As cargas de forjamento reduzidas significa que uma máquina de menor capacidade pode ser usada para produzir uma determinada peça. (IRISARRI, 2009; CHOI, 2006).

Componentes mecânicos de grande porte como ganchos, correntes, âncoras, alavancas, mancais, eixos de turbinas encontrados em aviões, navios e de aerogeradores, rolos de laminação, e outros componentes usados na indústria mecânica pesada são submetidos ao processo de Forjamento em Matriz Aberta. Esse processo de fabricação, subsequente a outros processos, é capaz de produzir peças com uma elevada relação resistência-peso e resistência ao impacto (GHAEI, 2007; FROTA Jr., 2009).

A principal operação de Forjamento em Matriz Aberta é a operação que induz o alongamento (Figura 2.9). Esse processo consiste na redução da área da seção transversal com o aumento no comprimento do lingote, devido a compressões sucessivas fazendo o material escoar na direção do eixo da peça. Simultaneamente, em menor proporção, ocorre escoamento na direção perpendicular à direção do comprimento, resultando em um alargamento na peça. Contudo, é preciso levar em consideração nos cálculos que o material pode fluir tanto na direção axial quanto nas direções laterais (AKSAKAL, 1997; REDL, 2007).



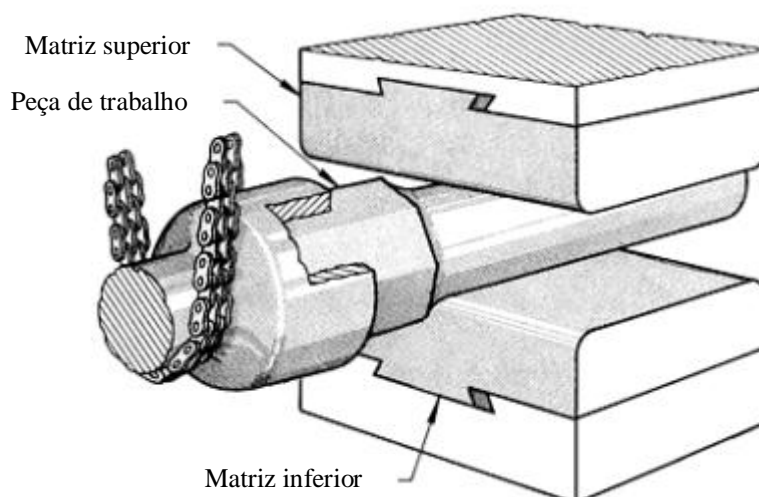


Figura 2.9 – Forjamento em Matriz Aberta (ASM HANDBOOK 14, 1996).

O Forjamento em Matriz Aberta pode provocar uma distribuição de deformações equivalentes não homogêneas dentro da zona de deformação, acarretando diferentes valores de deformações na região deformada. Para corrigir a distribuição não homogênea das deformações são realizados estudos das posições e a sequência de aplicação dos golpes de forjamento com o objetivo de ocasionar a distribuição homogênea das deformações, induzindo uma microestrutura mais uniforme do material (RECKER, 2011).

Em relações às limitações, as principais encontradas no FMA são a incapacidade em forjar peças com geometrias complexas comparado com o forjamento em matriz fechada, tolerâncias geométricas não atingíveis, sendo necessário o uso de processos subsequentes como usinagem para a obtenção da geometria final da peça e necessidade de operadores com grande conhecimento técnico na área (MARTINS, 2005).

### 2.3.1 Cálculo do alargamento e alongamento no Forjamento em Matriz Aberta

Na Figura 2.10 estão representadas as principais variáveis que são usadas para o cálculo do alargamento ( $\phi_b$ ) e do alongamento ( $\phi_l$ ) após a aplicação de um recalque.

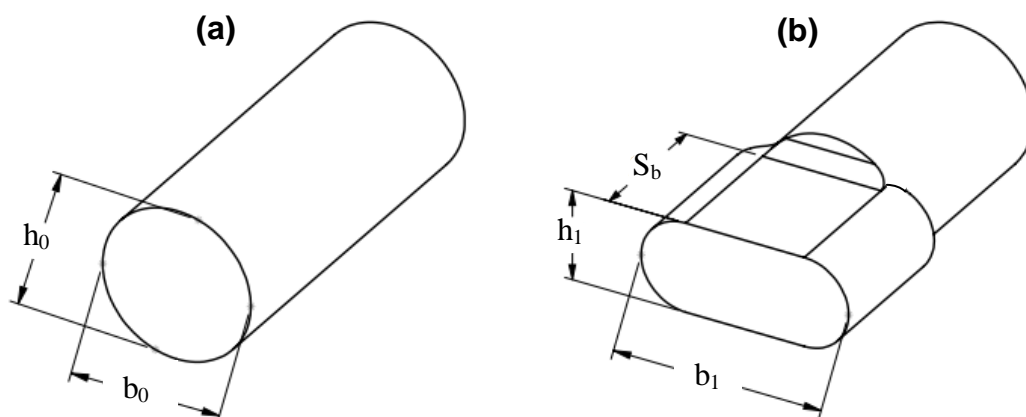


Figura 2.10 – Componente cilíndrico (a) antes do Forjamento em Matriz Aberta e (b) depois do Forjamento em Matriz Aberta.

Com o intuito de calcular a largura ( $b_1$ ) de um tarugo cilíndrico após a aplicação de um recalque no forjamento é utilizada inicialmente a equação 2.14 para calcular o Fator de Alargamento (S).

$$S = 0,29 - 0,16 \cdot \left(\frac{h_1}{h_0}\right) + 0,343 \cdot \left(\frac{S_b}{b_0}\right) - 0,048 \cdot \left(\frac{S_b}{b_0}\right)^2 \quad (2.14)$$

Onde,

S = Fator de Alargamento (-);

$b_0$  = largura inicial (mm);

$h_0$  = altura inicial (mm);

$S_b$  = comprimento de contato ferramenta/peça (mm);

$b_1$  = largura final (mm);

$h_1$  = altura final (mm).

Com o cálculo do Fator de Alargamento (S) é possível calcular a largura final ( $b_1$ ) provocada pelo recalque, utilizando a equação 2.15.

$$b_1 = b_0 \cdot \left(\frac{b_0}{h_1}\right)^S \quad (2.15)$$

Conhecendo-se o valor da largura final ( $b_1$ ), pode-se calcular a deformação na largura ( $\varphi_b$ ). Aplicando-se a Lei da Constância de Volume (equação 2.8), calculando-se a deformação na largura ( $\varphi_b$ ) e na altura ( $\varphi_h$ ) é possível encontrar o alongamento ( $\varphi_l$ ) e, com isso, calcular o comprimento final ( $l_1$ ).

## 2.4 TEORIA ELEMENTAR DA PLASTICIDADE

As teorias baseadas na plasticidade foram desenvolvidas em função do carregamento e do escoamento do material, os quais são dependentes da tensão de escoamento, da deformação equivalente, dentre outras variáveis como as propriedades mecânicas e metalúrgicas. Existem casos onde não são necessários programas computacionais por simulação numérica para a determinação dos valores de força de forjamento, possibilitando a aplicação de modelos matemáticos baseados na teoria da plasticidade (EDELMAN; DRUCKER, 1951).

Diversos pesquisadores têm usado diferentes métodos de análise como métodos analíticos e numéricos para estimar a carga de forjamento requerida para uma determinada operação. Os resultados dos métodos experimentais têm o propósito de validar esses métodos. Com isso, os métodos matemáticos têm por objetivo reduzir o custo dos experimentos (FERESHTEH-SANIEE; JAAFARI, 2002).

As noções básicas da TEP surgiram no ano de 1925, com os trabalhos de Siebel (1923) e Karman (1925) para solucionar problemas de laminação. Nos anos seguintes, Sachs (1927) usou a teoria para os processos de trefilação e extrusão, enquanto que Siebel (1927) e Pomp (1927) usaram para o forjamento (MARTINS, 2005).

De uma forma simplificada, é possível calcular a força de forjamento utilizando os parâmetros integrais ou os parâmetros localizados. A utilização dos parâmetros integrais permite calcular a deformação média ( $\varphi_m$ ), velocidade de deformação média ( $\dot{\varphi}_m$ ) e a tensão de escoamento média ( $k_{f_m}$ ), possibilitando encontrar, de forma aproximada, a força de forjamento ( $F$ ). À medida que mais informações são necessárias como as deformações ( $\varphi$ ) e as tensões nas ferramentas ( $\sigma$ ) ou a distribuição de temperatura ( $\vartheta$ ) nas principais regiões da peça deformada, deve-se usar a Teoria Elementar da Plasticidade (SCHAEFFER, 2007).

A Teoria Elementar da Plasticidade (TEP) pode ser empregada para três métodos conhecidos como mostram as Figuras 2.11, 2.12 e 2.13, destacando-se os elementos infinitesimais em uma peça forjada para cada caso.

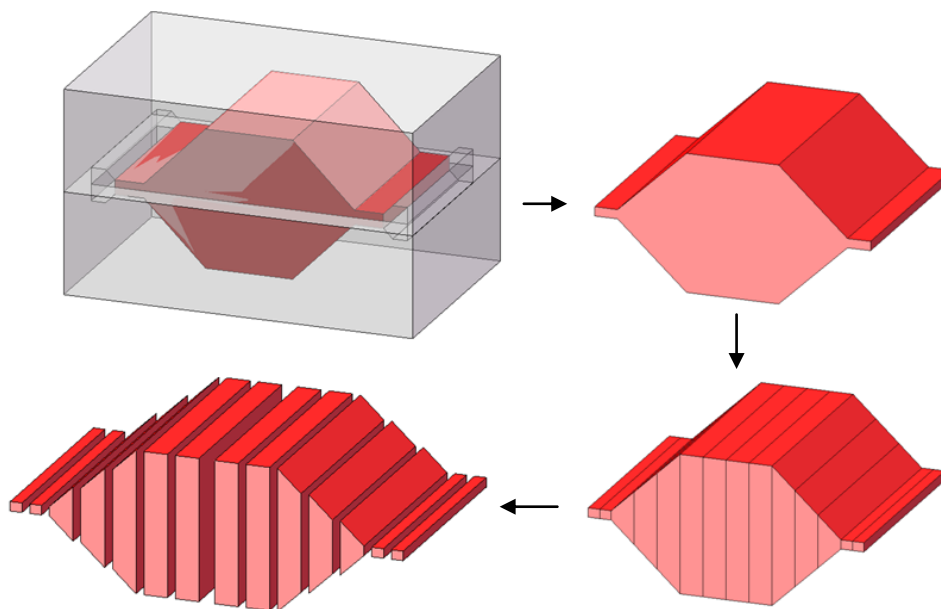


Figura 2.11 – Representação de um elemento infinitesimal em uma peça de simetria plana conformada (Método das Tiras).

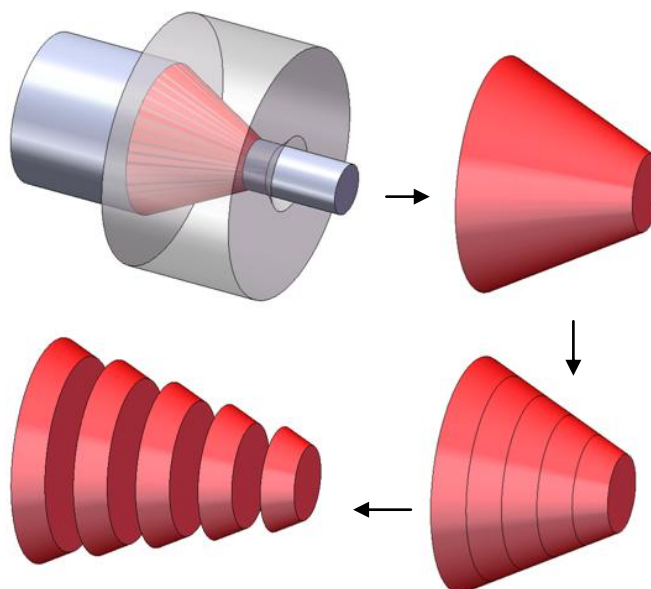


Figura 2.12 – Representação de um elemento infinitesimal em uma peça de simetria de revolução extrudada ou trefilada (Método dos Discos).

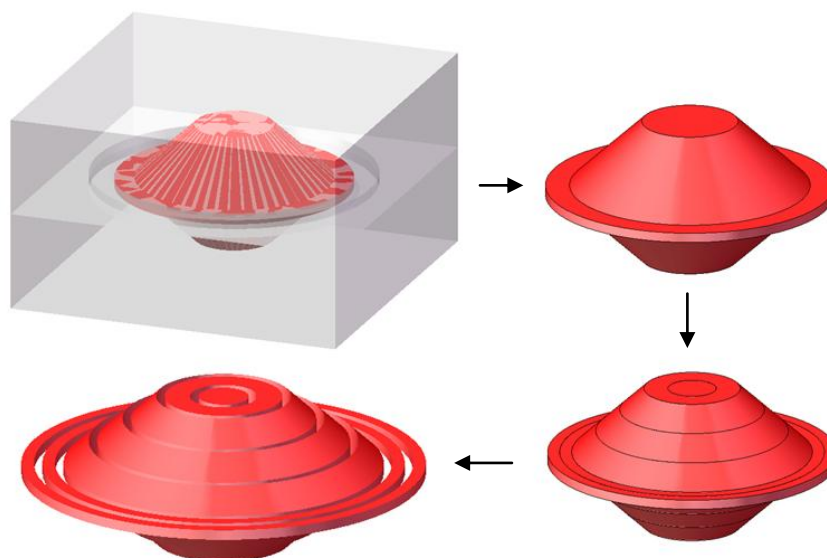


Figura 2.13 – Representação de um elemento infinitesimal em uma peça de simetria de axial conformada em matriz fechada (Método dos Tubos).

Dependendo da geometria do componente a ser forjado, podendo apresentar simetria plana ou axial, utiliza-se o método mais adequado. Nesta lógica, faz-se a discretização em elementos na forma de tiras, discos ou tubos.

A partir da análise do equilíbrio de forças numa zona de qualquer geometria, chega-se a uma equação diferencial ordinária de 1ª ordem. Para as geometrias planas, usa-se o Método das Tiras (Figura 2.11) e, para a simetria axial, usa-se o Método dos Discos (Figura 2.12) ou dos Tubos (Figura 2.13). Para cada método há uma equação adequada como segue:

- Método das Tiras (Equação 2.16):

$$\frac{d\sigma_{x_i}}{dx_i} + \frac{2}{h_i} \cdot \sigma_x [\tan(\alpha_i + \rho) - \tan(\alpha_i)] - \frac{2}{h_i} \cdot k_{f_i} \cdot \tan(\alpha_i + \rho) = 0 \quad \text{Método das Tiras} \quad (2.16)$$

Na equação diferencial ordinária a variável “ $\alpha$ ” representa o ângulo de cada tira (Figura 2.14) e “ $\rho$ ” representa o valor de  $\arctg(\mu)$ , sendo que “ $\mu$ ” é o valor do coeficiente de atrito.

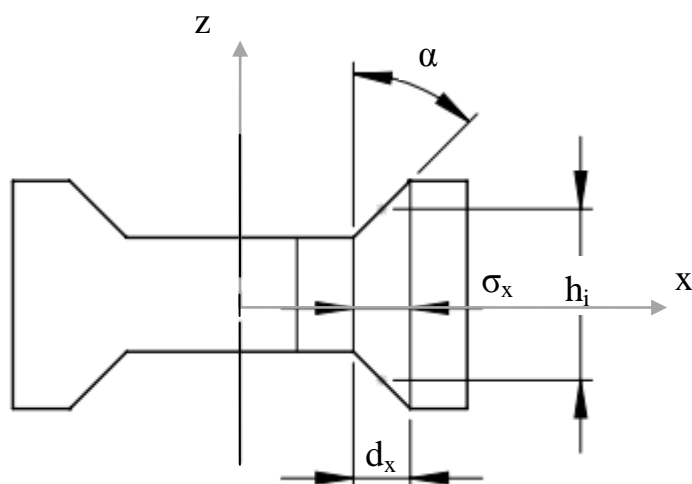


Figura 2.14 – Representações das variáveis geométrica em uma peça de simetria plana dividida em tiras (esta representação tem 4 tiras).

O Método das Tiras pode ser usado em processos de conformação que apresentam geometrias planas. O componente forjado é discretizado em várias tiras.

Neste trabalho, o método utilizado para o desenvolvimento do procedimento matemático foi o Método das Tiras (Equação 2.16) adequado ao Forjamento em Matriz Aberta com geometria plana como mostrado na Figura 2.15.

Antes de resolver a equação diferencial é necessário o conhecimento da temperatura da peça de trabalho ( $\vartheta$ ), a determinação das deformações em cada tira ( $\varphi_i$ ), através da equação 2.6, e das velocidades de deformação em cada tira ( $\dot{\varphi}_i$ ), através da equação 2.9. Com essas variáveis, pode-se encontrar o valor da tensão de escoamento ( $kf_i$ ), através da equação 2.11 e, com isso, calcular as tensões localizadas do corpo forjado.

A equação diferencial para o Método das Tiras (Equação 2.16) pode ser simplificada em duas equações e resolvida de forma separada, como mostra as equações 2.17 e 2.18:

$$g(x_i) = \frac{2}{h_i} \cdot kf_i \cdot \tan(\alpha + \rho) \quad (2.17)$$

$$f(x_i) = \frac{2}{h_i} [\tan(\alpha + \rho) - \tan(\alpha)] \quad (2.18)$$

A resolução das equações 2.17 e 2.18 para cada tira permite resolver a equação diferencial pelo Método das Tiras, calculando a variação da tensão na direção  $x$  (Equação 2.19) de um elemento em relação à subsequente:

$$\frac{\Delta\sigma_{x_i}}{\Delta x_i} + f(x_i) \cdot \sigma_{x_i} - g(x_i) = 0 \quad \Delta\sigma_{x_i} = \Delta x_i \cdot [g(x_i) - f(x_i) \cdot \sigma_{x_i}] \quad (2.19)$$

Para encontrar a largura das tiras (Equação 2.20), basta subtrair o valor de um tira com sua subsequente:

$$\Delta x_i = x_i - x_{i-1} \quad (2.20)$$

Determinando as variações das tensões na direção  $x$  ( $\Delta\sigma_{x_i}$ ) de uma tira com sua subsequente, obtém-se a tensão na direção  $x$  ( $\sigma_{x_i}$ ) naquela determinada tira, segundo a equação 2.21:

$$\Delta\sigma_{x_i} = \sigma_{x_{i-1}} - \sigma_{x_i} \quad \sigma_{x_{i-1}} = \sigma_{x_i} + \Delta\sigma_{x_i} \quad (2.21)$$

Com aplicação da Teoria de Escoamento de Tresca, a partir da tensão na direção em  $x$  ( $\sigma_{x_i}$ ) e da tensão de escoamento ( $k_{f_i}$ ) de uma determinada tira é possível calcular a tensão na direção  $z$  ( $\sigma_{z_i}$ ) dessa tira (Equação 2.22):

$$\sigma_{z_i} = \sigma_{x_i} + k_{f_i} \quad (2.22)$$

Com a tensão na direção  $z$  ( $\sigma_{z_i}$ ), obtida em uma determinada tira, é calculada a tensão média na direção  $z$  (Equação 2.23) da tira anterior com a sua subsequente:

$$\sigma_{z_{i_m}} = \frac{\sigma_{z_i} + \sigma_{z_{i-1}}}{2} \quad (2.23)$$

Por fim, com as tensões médias localizadas na direção  $z$  e com a área superficial de contato (Equação 2.24) da tira é possível calcular a força em cada tira

(Equação 2.25). Através do somatório das forças em cada tira, determina-se a força máxima de forjamento da peça forjada. Para cada tira, pode-se calcular a área de contato dado por:

$$\Delta A_i = \Delta x_i \cdot l_i \quad (2.24)$$

Onde  $l_i$  é o comprimento (profundidade) de cada tira. A força  $F_{zi}$  em cada tira é calculada por:

$$F_{zi} = \sigma_{zi_m} \cdot \Delta A_i \quad (2.25)$$

A Figura 2.15 mostra as direções das tensões, a direção da aplicação das forças e as áreas das superfícies de contato para uma determinada tira.

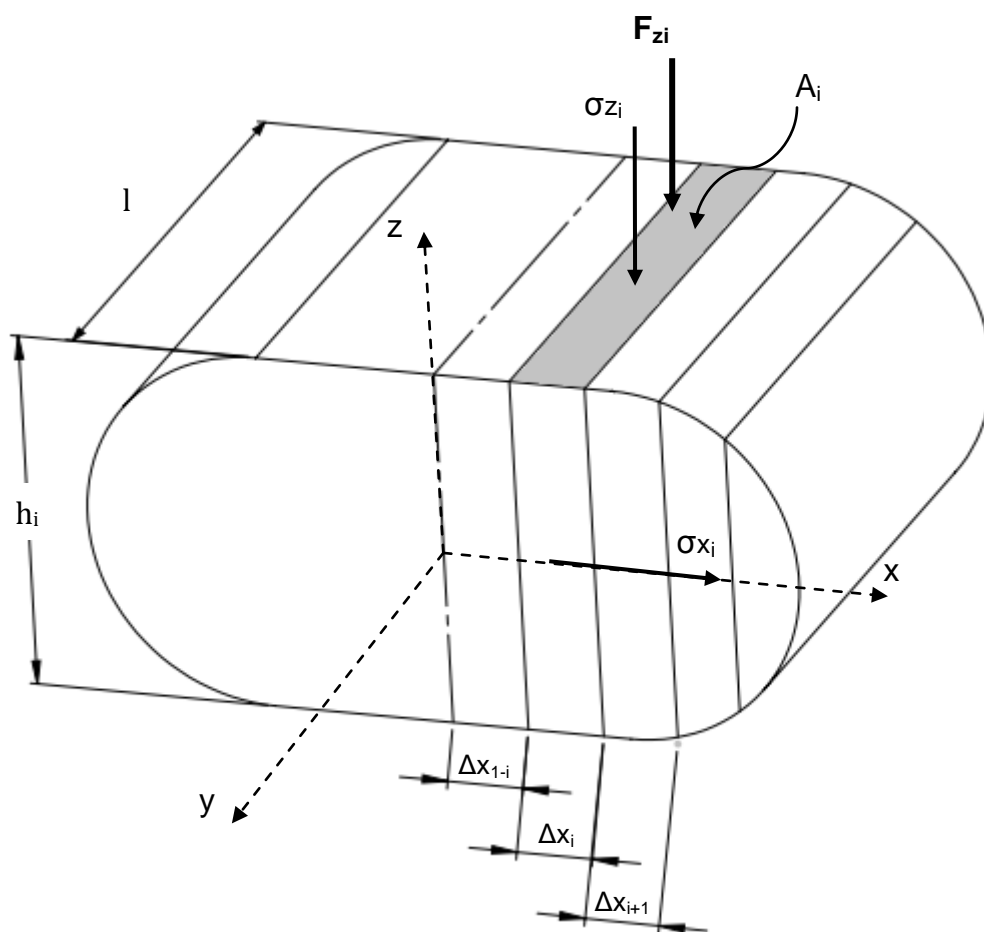


Figura 2.15 – Representação da variáveis da TEP, considerando o Método das Tiras.



## 2.5 SIMULAÇÃO NUMÉRICA PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Os métodos analíticos e experimentais são empregados para a análise da distribuição de deformações e tensões em uma operação de forjamento. Como os resultados usando esses métodos são limitados, usa-se o Método dos Elementos Finitos (FEM). A utilização do FEM é uma boa alternativa para a obtenção de informações mais detalhadas na análise do processo de forjamento, como a distribuição de deformações e tensões (ASM HANDBOOK, 1996).

A simulação numérica tem aparecido nas indústrias com o propósito de substituir o método de tentativa e erro, reduzindo os custos relacionados, tornando-se um método aceitável como ferramenta de trabalho na escolha de parâmetros adequados (atrito, temperatura) e no desenvolvimento de projetos de ferramentas (CLEARY *et al.*, 2012). Há diferentes programas de simulação disponíveis baseados em diferentes métodos de execução e resolução. Dependendo dos resultados desejados, a escolha do programa adequado, dentre os disponíveis no mercado, é determinada de acordo com as necessidades específicas requisitadas (ZUO, 1999). Normalmente é usado o Método dos Elementos Finitos (FEM).

Existem alguns parâmetros que são obtidos a partir de experimentos práticos como o coeficiente de atrito entre a peça e a matriz, deformações equivalente, alterações nas propriedades mecânicas dos metais, tensões residuais, perda de massa onde há formação de carepas, perdas térmicas da peça para as ferramentas, ganho térmico devido ao trabalho mecânico, que não são transpostos na resolução do modelamento matemático com exatidão. O Método por Elementos Finitos pode solucionar algumas dessas diferenças, dividindo a peça em elementos finitos, formando uma malha. A alteração na forma envolvida no processo de forjamento, normalmente causa deformações severas na malha, tornando-a bastante distorcida e, assim, dificultando a continuidade dos cálculos (LI, 2001).

O gerenciamento das etapas de forjamento tem sido desenvolvido com a assistência de experimentos sem o envolvimento de métodos matemáticos devido à falta de informação sobre as propriedades mecânicas dos materiais (KIM, 2002). Nos últimos anos, têm-se atingido resultados mais confiáveis em função das propriedades mecânicas encontradas a partir de experimentos realizados em

laboratórios como a curva de escoamento, o valor do coeficiente de atrito, dentre outras. Essas propriedades mecânicas podem ser introduzidas como dados de entrada na simulação computacional, buscando maior exatidão dos resultados.

No desenvolvimento de projetos de forjamento, a simulação pelo Método dos Elementos Finitos é bastante empregada, sabendo que as propriedades mecânicas dos materiais, incorporadas na simulação numérica, são definidas através de experimentos físicos (LU, 2009).

Na simulação numérica, durante o forjamento, ocorre o remalhamento, ou seja, a formação de uma nova malha. Em regiões onde há deformações excessivas há maior ocorrência de remalhamento, formando uma malha mais grosseira com menos elementos, ou seja, a cada remalhamento há uma diminuição do número de elementos. Isso torna o processo mais rápido, pois quanto menor o número de elementos, menor será a série de cálculos iterativos, diminuindo consideravelmente o tempo da simulação (PARK; VANTYNE; MOON, 2007).

### **2.5.1 Trabalhos desenvolvidos no Laboratório de Transformação Mecânica com o emprego da simulação numérica pelo Método dos Elementos Finitos**

Medeiros (2012) e Colombo (2012) em seus trabalhos procuraram estabelecer um ciclo de operações para ser utilizado no Forjamento em Matriz Aberta de um eixo vazado, procurando encontrar o caminho mais recomendável. Ambos os trabalhos foram desenvolvidos com a utilização do *software Larstran*, onde foram realizadas análises, fazendo alterações e adaptações nos modelos buscando as melhores rotas de fabricação do eixo vazado, baseando-se nos resultados das simulações realizadas.

Conforme as pesquisas realizadas por Medeiros (2012), com a utilização de modelos combinando uma matriz superior plana e uma matriz inferior em V, obtiveram-se deformações equivalentes mais distribuídas em comparação ao uso de um par de matrizes planas, pois com o emprego de uma matriz inferior em “V” são estabelecidos três pontos de aplicações das compressões ao invés de dois pontos estabelecidos pelas matrizes planas. Com isso, ocorre uma melhor distribuição de

deformações, induzindo maiores deformações ao longo do tarugo cilíndrico além de obter um maior alongamento.

Nos estudos de Colombo (2012), com base em pesquisas e simulações com a utilização do *software Larstran*, chegou-se a resultados usando diferentes combinações de geometrias de matrizes. Com isso, o emprego de um par de matrizes côncavas foi a melhor forma de induzir melhor uniformidade das deformações provocando melhor distribuição dos grãos, ou seja, uma microestrutura mais homogênea. Com isso foi gerado um maior alongamento do eixo vazado, propiciando um produto de melhor qualidade.

No trabalho de Lenhard (2007), foram realizadas simulações com o *software Superform* pelo Método dos Elementos Finitos, analisando alguns parâmetros que influenciam nos valores de força de forjamento. Sabendo disso, foram analisados o coeficiente de atrito, o coeficiente de transferência de calor e a tensão de escoamento, verificando como esses parâmetros influenciam no valor da força de forjamento. Os resultados das simulações indicaram que a tensão de escoamento tem maior influência comparada ao coeficiente de atrito e ao coeficiente de transferência de calor.

No trabalho de Geier (2007), realizaram-se testes de compressão do anel com o aço ligado 16MnCr5 e com a liga de alumínio AA6351 em diferentes estados do material: encruado e recozido. Para identificação dos valores de atrito, foram construídas curvas de calibração de atrito utilizando o *software Qform* de simulação numérica pelo Método dos Elementos Finitos. Por conseguinte, os materiais encruados apresentaram maiores valores de atrito que os materiais recozidos e, comparando as diferentes ligas, o aço apresentou um valor de atrito menor que o alumínio.

Conforme apresentado no trabalho de Lima (2007), foi realizado um projeto de ferramental para obtenção de uma broca de perfuração e simulado computacionalmente pelo *software Larstran*. Além da verificação do preenchimento das cavidades das matrizes através da simulação numérica, também foi verificado a força necessária para o forjamento da peça. A força de forjamento foi medida pela célula de carga acoplada ao experimento e registrou uma carga de 1.122kN

necessária para a obtenção da peça, sendo 6% menor do que a força estipulada pelo *software* de simulação numérica.

Conforme o trabalho de Moraes (2007), foi avaliada a força necessária para o forjamento de um flange com uma liga de alumínio (Ti-6Al-4V) através de dois diferentes métodos: pela Teoria Elementar da Plasticidade (TEP) e pelo Método dos Elementos Finitos (FEM). Para avaliar a validade destes métodos, realizaram-se experimentos para obter a força real de forjamento. A diferença entre o método analítico (TEP) e o experimental foi de 16,5% e entre o método numérico (FEM) e o experimental foi de 15%.

### 3 CONSIDERAÇÕES SOBRE O PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL DO PROCESSO EM ESTUDO

Para o Forjamento em Matriz Aberta, foi selecionado um tarugo cilíndrico de 20 kg vazado (furo usinado) com o material AISI 4140, cujas dimensões iniciais estão representadas na Figura 3.1.

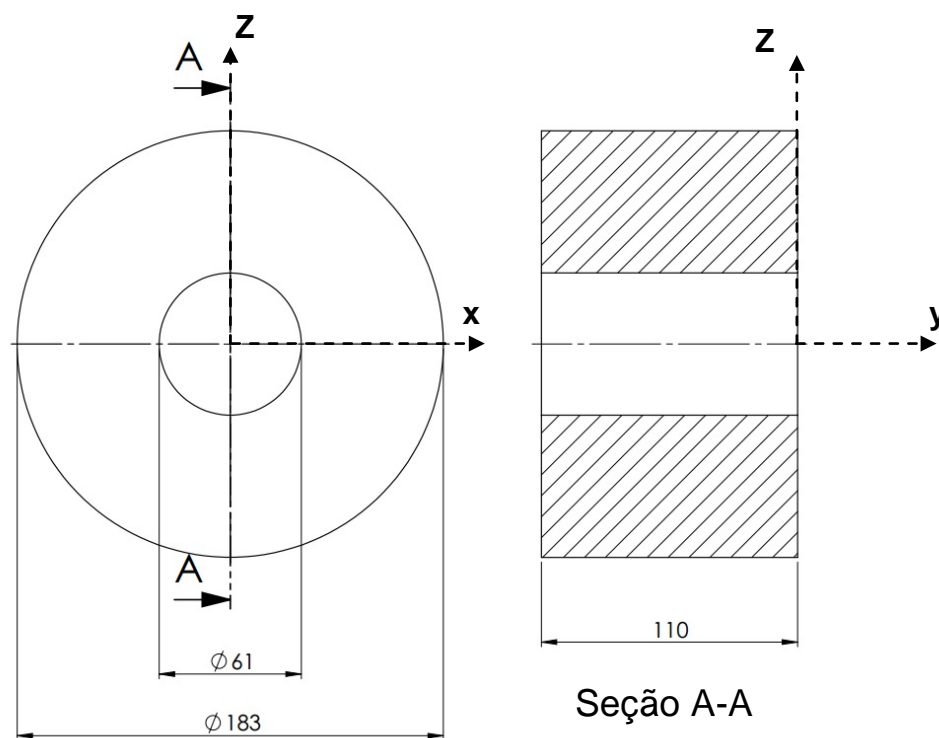


Figura 3.1 – Tarugo cilíndrico vazado.

Na realização do Forjamento em Matriz Aberta foi usado um par de matrizes planas, sendo uma superior e outra inferior (Figura 3.2). Para manter o furo interno foi introduzido um mandril com uma leve conicidade (em torno de  $1,15^\circ$ ) para facilitar a retirada do mandril após o forjamento (Figura 3.2). Essas ferramentas foram fabricadas com aço ferramenta H13 pelo processo de usinagem para utilização nos experimentos físicos. Para utilização na simulação numérica, as ferramentas foram modeladas através do *software Solidworks 2012*.

O tarugo cilíndrico foi aquecido em um forno resistivo convencional da marca Linn Elektro Therm (Figura 3.3a), Modelo KK 55, com potência de 3,3 kW. Os

recalques foram realizados em uma prensa hidráulica da marca FKL (Figura 3.3c), modelo PH 600, com capacidade de 6000 kN. A velocidade de prensagem ( $v_p$ ) foi de 5 mm/s. Para a realização do experimento do Forjamento em Matriz Aberta foi necessário o uso de um mecanismo (Figura 3.3b) para poder retirar a peça incandescente do forno resistivo e levar até o par de matrizes na prensa hidráulica.

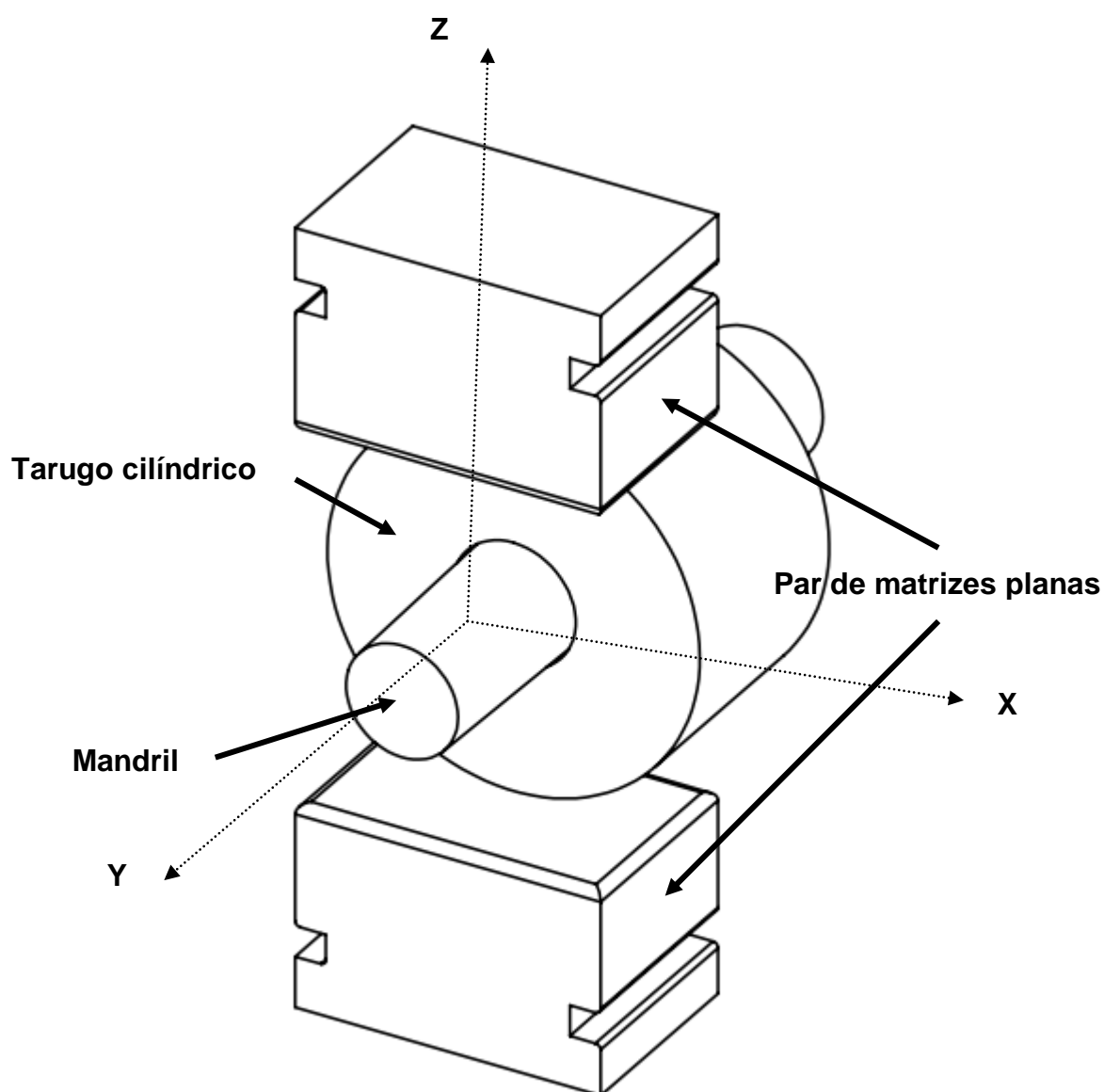


Figura 3.2 – Montagem do forjamento do tarugo cilíndrico (antes do forjamento).

Para controlar a redução final após cada recalque, foi utilizado um batente para limitar o deslocamento final durante a compressão do tarugo cilíndrico, um

sensor de deslocamento linear para detectar os dados de deslocamentos instantâneos e uma célula de carga (Figura 3.3d) para detectar os valores de forças durante o experimento, transportando-os para o sistema de aquisição de dados HBM. Este sistema de aquisição transferiu os dados para o *software Catman 3.2* o qual tem a função de gerenciar os dados coletados. Para a aferição das medições dos tarugos experimentados, foi utilizado um paquímetro quadrimensional e para a lubrificação foi usado uma solução de grafite.



Figura 3.3 – a) Forno resistivo; b) Mecanismo; c) Prensa hidráulica; d) Célula de carga.

Conforme está representado na Figura 3.4, a compressão foi efetuada a partir do contato entre o tarugo e as matrizes durante o forjamento, aplicando-se uma redução em altura ( $\epsilon_h$ ) de 10% em relação ao diâmetro inicial, ou seja, considerando-se o diâmetro inicial ( $h_0$ ) de 183 mm, foi programado um deslocamento ( $\Delta h$ ) de 18,3 mm na direção z (Figura 3.4). A partir do contato entre o tarugo cilíndrico e as matrizes, previu-se uma altura final ( $h_1$ ) de 164,7 mm. O avanço (contato ferramenta/peça) na direção y (Figura 3.4) foi de 40% em relação ao comprimento do tarugo cilíndrico, equivalente a uma distância de 44 mm, considerando-se que o comprimento ( $l$ ) do tarugo é de 110 mm. Para aplicação do segundo recalque, o tarugo é rotacionado 90° em torno do seu eixo axial (eixo y) e, com isso, estabelecido o mesmo procedimento, porém é preciso calcular as dimensões resultantes da aplicação do primeiro recalque (Figura 3.5).

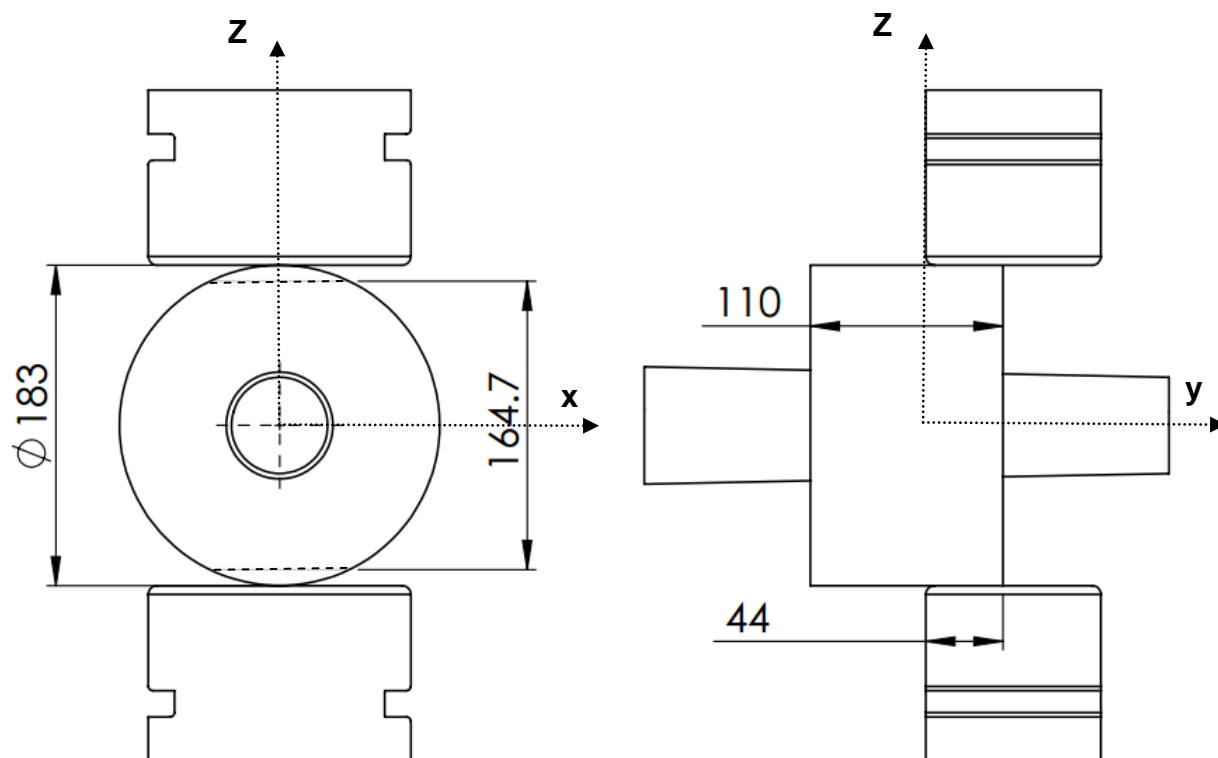


Figura 3.4 – Distância da aplicação do primeiro recalque.

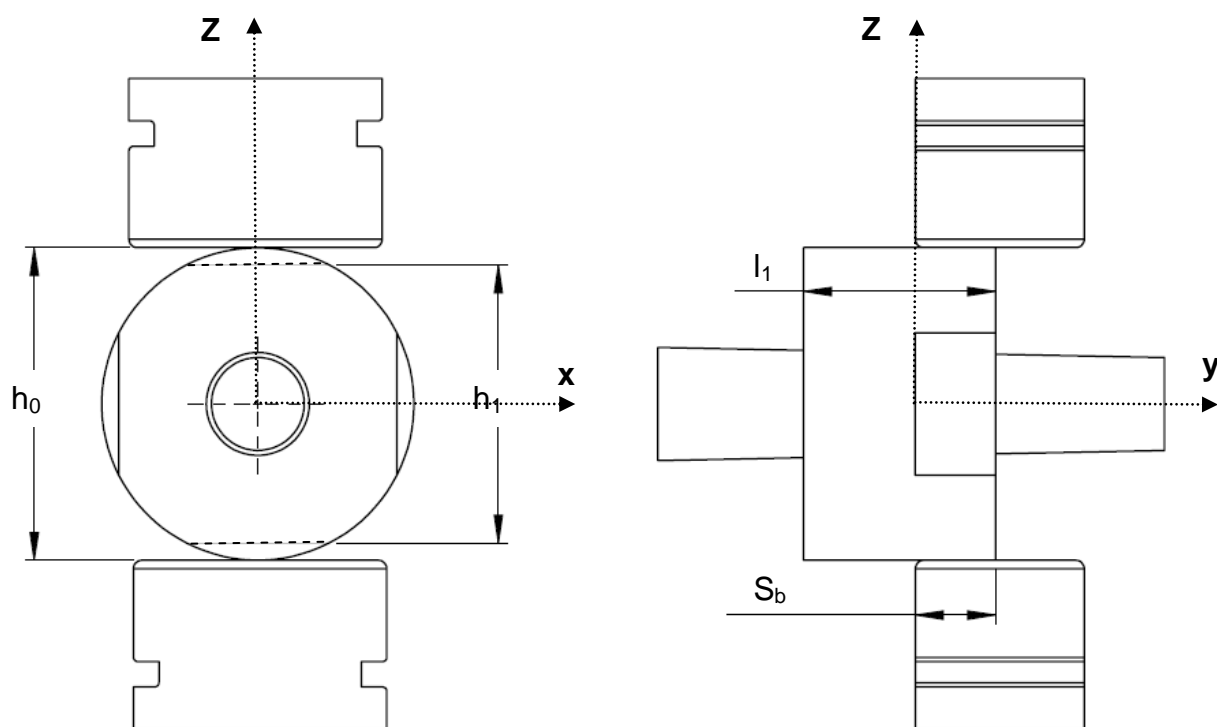


Figura 3.5 – Distância da aplicação do segundo recalque



#### 4 CÁLCULO DO ALARGAMENTO E ALONGAMENTO

Inicialmente foram realizados os cálculos de alargamento ( $\phi_b$ ) e alongamento ( $\phi_l$ ) para poder modelar o tarugo após a aplicação de cada recalque. Foram empregadas as equações 2.14, 2.15 e 2.8 para calcular o Fator de Alargamento (S), a largura final ( $b_1$ ) e o comprimento final ( $l_1$ ). Com isso é possível obter as dimensões ( $b_0$ ,  $l_0$ ,  $h_0$ ,  $b_1$ ,  $l_1$  e  $h_1$ ) do tarugo cilíndrico vazado antes e depois de forjado, como ilustra as Figuras 4.1(a) e 4.1(b), respectivamente.

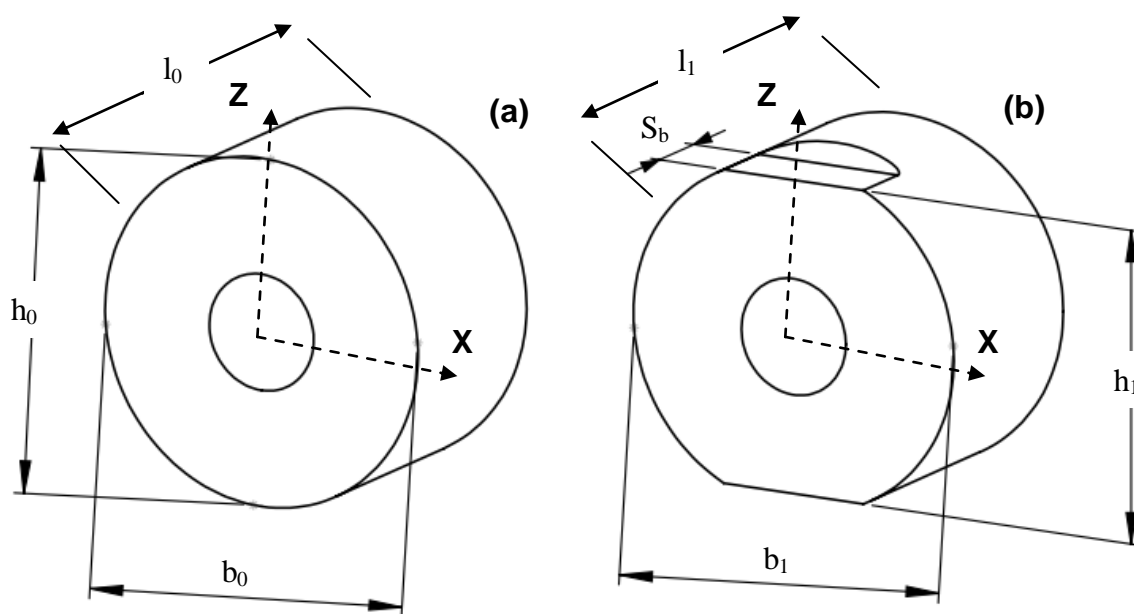


Figura 4.1 – Tarugo cilíndrico. a) Antes de forjado. b) Depois de forjado.

Para calcular o Fator de Alargamento (S) do primeiro passe foram consideradas as dimensões antes e depois do forjamento, como segue:

$h_0 = 183$  mm (altura inicial);

$h_1 = 164,7$  mm (altura final);

$b_0 = 183$  mm (largura inicial);

$S_b = 44$  mm (comprimento de contato entre a ferramenta e a peça).

Considerando-se os valores obtidos do primeiro recalque foi possível calcular o Fator de Alargamento (S), utilizando a equação 2.14:

$$S = 0,29 - 0,16 \cdot \left(\frac{h_1}{h_0}\right) + 0,343 \cdot \left(\frac{S_b}{b_0}\right) - 0,048 \cdot \left(\frac{S_b}{b_0}\right)^2$$

$$S = 0,29 - 0,16 \cdot \left(\frac{164,7}{183}\right) + 0,343 \cdot \left(\frac{44}{183}\right) - 0,048 \cdot \left(\frac{44}{183}\right)^2$$

$$S = 0,226 \text{ [ - ]}$$

Com a obtenção do Fator de Alargamento (S) foi possível calcular o quanto o material alargou ( $b_1$ ) após a aplicação do primeiro recalque, através da aplicação da equação 2.15.

$$b_1 = b_0 \cdot \left(\frac{b_0}{h_1}\right)^S$$

$$b_1 = 183 \cdot \left(\frac{183}{164,7}\right)^{0,226}$$

$$b_1 = 187,4 \text{ mm}$$

Com a aplicação do primeiro recalque, a área da seção transversal (A) reduziu e o comprimento (l) alongou (Figura 4.1). Aplicando-se a equação 2.8 é possível calcular o alongamento ( $\phi_l$ ) e, com isso, o comprimento final. Conhecendo os valores da largura inicial ( $b_0$ ), largura final ( $b_1$ ), altura inicial ( $h_0$ ) e altura final ( $h_1$ ), aplicando-se a Lei da Constância de Volume, pode-se calcular o comprimento (l):

$$\ln\left(\frac{b}{b_0}\right) + \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) + \ln\left(\frac{h}{h_0}\right) = 0$$

$$\ln\left(\frac{187,4}{183}\right) + \ln\left(\frac{l}{44}\right) + \ln\left(\frac{164,7}{183}\right) = 0$$

$$l = 47,7 \text{ mm}$$

O comprimento de contato da peça/ferramenta alongou de  $l_0=44$  para  $l_1=47,7$  mm. Após a aplicação do primeiro procedimento, o tarugo foi rotacionado

90° em torno do seu eixo e, assim, foram efetuados os cálculos para o segundo passe, de forma semelhante ao primeiro passe, como ilustra a Figura 4.2. Enquanto a Figura 4.2(a) mostra o tarugo antes de forjado, a Figura 4.2(b) mostra o tarugo depois de forjado. A largura originada do primeiro passe ( $b_1$ ) se comporta como a altura inicial ( $h_0$ ) no segundo passe devido o tarugo ter sido rotacionado 90° em torno do eixo y.

Para calcular o Fator de Alargamento (S) no segundo recalque, foram consideradas as dimensões ( $b_0$ ,  $l_0$ ,  $h_0$ ,  $b_1$ ,  $l_1$  e  $h_1$ ) obtidas antes e depois do forjamento:

$h_0 = 187,4$  mm (=  $b_1$  após a primeira operação);

$h_1 = 164,7$  mm (altura final após a segunda operação);

$b_0 = 164,7$  mm (=  $h_1$  após a primeira operação);

$S_b = 47,7$  mm (comprimento de contato entre a ferramenta e a peça).

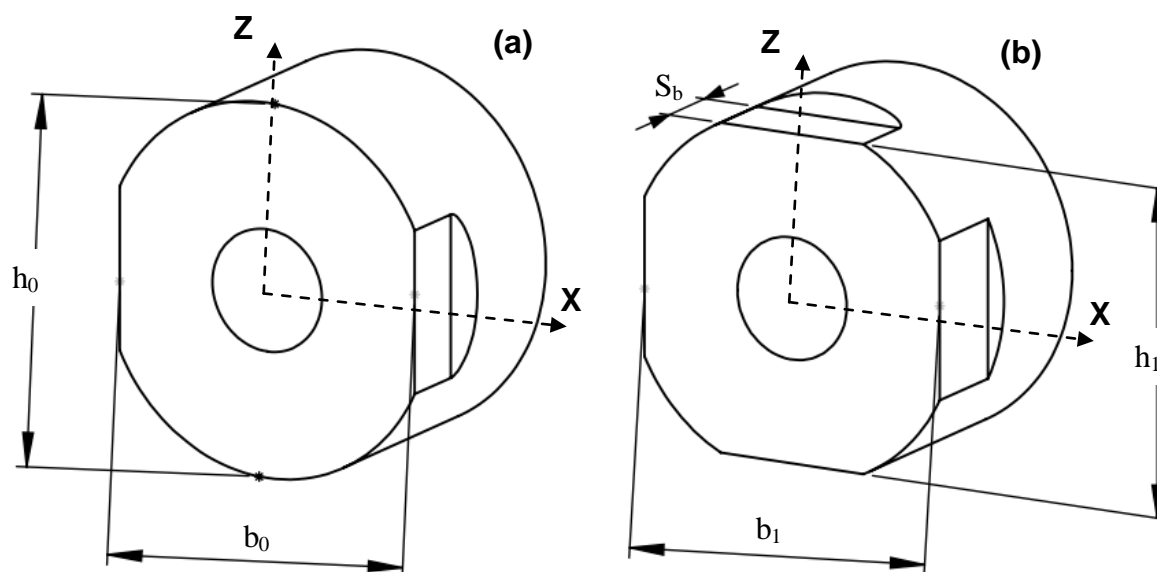


Figura 4.2 – Tarugo cilíndrico. a) Antes de forjado. b) Depois de forjado.

Foi possível calcular o Fator de Alargamento (S) para o segundo recalque, usando a equação 2.14:

$$S = 0,29 - 0,16 \cdot \left(\frac{h_1}{h_0}\right) + 0,343 \cdot \left(\frac{S_b}{b_0}\right) - 0,048 \cdot \left(\frac{S_b}{b_0}\right)^2$$

$$S = 0,29 - 0,16 \cdot \left(\frac{164,7}{187,4}\right) + 0,343 \cdot \left(\frac{47,7}{164,7}\right) - 0,048 \cdot \left(\frac{47,7}{164,7}\right)^2$$

$$S = 0,245 \text{ [ - ]}$$

Depois de encontrar o Fator de Alargamento (S), pode-se calcular a largura ( $b_1$ ) após a aplicação do segundo recalque, usando a equação 2.15:

$$b_1 = b_0 \cdot \left(\frac{b_0}{h_1}\right)^S$$

$$b_1 = 164,7 \cdot \left(\frac{187,4}{164,7}\right)^{0,245}$$

$$b_1 = 170,0 \text{ mm}$$

Com a aplicação do segundo recalque, obteve-se uma redução da área da seção transversal (A) e um alongamento ( $\varphi_l$ ). Para calcular o alongamento ( $\varphi_l$ ) e o comprimento ( $l_1$ ) após a aplicação do segundo recalque, fez-se uso da Lei da Constância de Volume (Equação 2.8). Assim, consegue-se calcular o comprimento de contato ( $l_1$ ):

$$\ln\left(\frac{b}{b_0}\right) + \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) + \ln\left(\frac{h}{h_0}\right) = 0$$

$$\ln\left(\frac{170,0}{164,7}\right) + \ln\left(\frac{l}{47,7}\right) + \ln\left(\frac{164,7}{187,4}\right) = 0$$

$$l = 52,6 \text{ mm}$$

O comprimento de contato da peça/ferramenta alongou de 47,7 para 52,6 mm, provocando um alongamento da peça.

## 5 APLICAÇÃO DA TEORIA ELEMENTAR DA PLASTICIDADE

Com as novas dimensões obtidas através dos cálculos de alargamento e de alongamento, é possível aplicar a Teoria Elementar da Plasticidade (TEP). Para o emprego da TEP, foi utilizado um par de matrizes planas, induzindo um achatamento na região deformada como mostram as Figuras 5.1 e 5.2, utilizando-se o Método das Tiras.

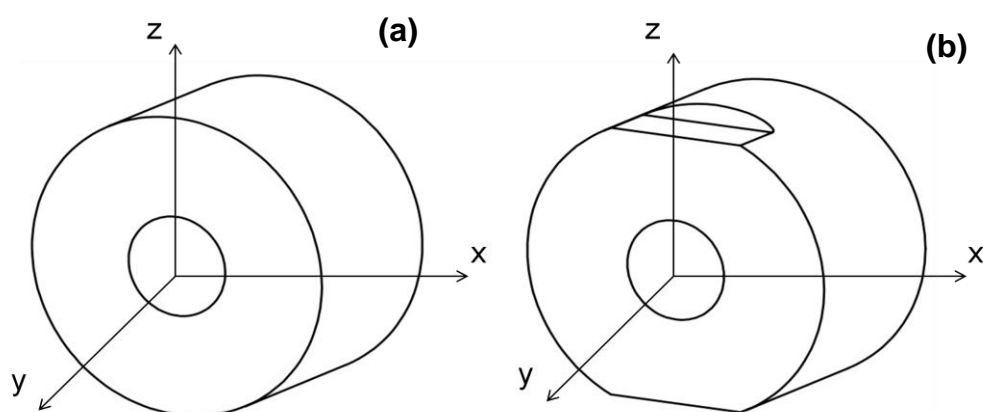


Figura 5.1 – Tarugo antes e depois da aplicação do primeiro recalque com os eixos de coordenadas.

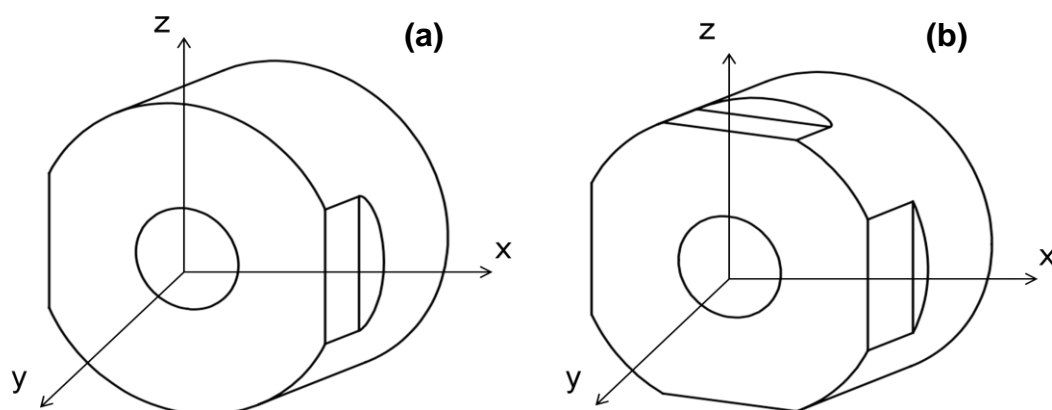


Figura 5.2 – Tarugo antes e depois da aplicação do segundo recalque com os eixos de coordenadas.

Para a inicialização do procedimento matemático da TEP são necessários os dados de entrada, tais como os dados do material (Tabela 2.1)  $m_1$ ,  $m_2$  e  $m_3$ , e os dados do processo de forjamento (Tabela 5.1) para serem empregados na equação 2.11.

Tabela 5.1 – Dados de entrada do processo.

|  |             |
|--|-------------|
| Temperatura das matrizes ( $\vartheta_m$ ) | 30°C        |
| Temperatura da peça ( $\vartheta_p$ )      | 1.100°C     |
| Dimensões do tarugo (Figura 3.1)           | Ø183x110 mm |
| Velocidade da ferramenta ( $v_f$ )         | 5,0 mm/s    |
| Coeficiente de atrito ( $\mu$ )            | 0,4         |

Por se tratar de forjamento a quente, considera-se uma temperatura acima da temperatura de recristalização (BULLOCH, 2006). O atrito interfacial entre as matrizes e a peça foi determinado um valor significativamente elevado, devido à possível formação de carepas durante o forjamento e por não possuir lubrificação adequada (BÖRDER, 2005).

A partir da equação ordinária diferencial (Equação 2.16) para o Método das Tiras foram iniciados os cálculos, aplicando as equações subsequentes (Equações 17 a 25), objetivando calcular a força em cada tira. O modelo matemático foi aplicado para os dois primeiros recalques, durante o forjamento de um tarugo cilíndrico objetivando o seu alongamento. O procedimento matemático é executado de forma sequencial, onde cada estágio subsequente depende dos dados do estágio anterior para prosseguir os cálculos. Após a aplicação do primeiro recalque na direção z, obtém-se uma simetria plana em função do par de matrizes planas utilizadas no processo, evidenciando que a tensão em z é distribuída na direção x, provocando o alargamento do tarugo. A partir das dimensões iniciais e finais da peça forjada (Figuras 5.1 e 5.2) é aplicada a TEP.

Como ponto de partida, o tarugo cilíndrico é discretizado (Figura 5.3 e 5.4), dividindo-as em 10 tiras, mostrando uma vista da seção transversal do tarugo cilíndrico antes e depois de submetido ao primeiro recalque e ao segundo recalque. Enquanto a Figura 5.3 mostra a discretização da peça para o primeiro recalque, a Figura 5.4 mostra a discretização para o segundo recalque. As tiras são cotadas usando a expressão  $\Delta x_i$  ( $x_i - x_{i-1}$ ) para, posteriormente, calcular as tensões na direção x.

As Figuras 5.3 e 5.4 mostram a altura menor e maior de cada tira e, para a realização dos cálculos, considerou-se a altura média, tanto para as tiras antes de serem comprimidas ( $h_{0m}$ ) como para as tiras depois de serem comprimidas ( $h_{im}$ ).

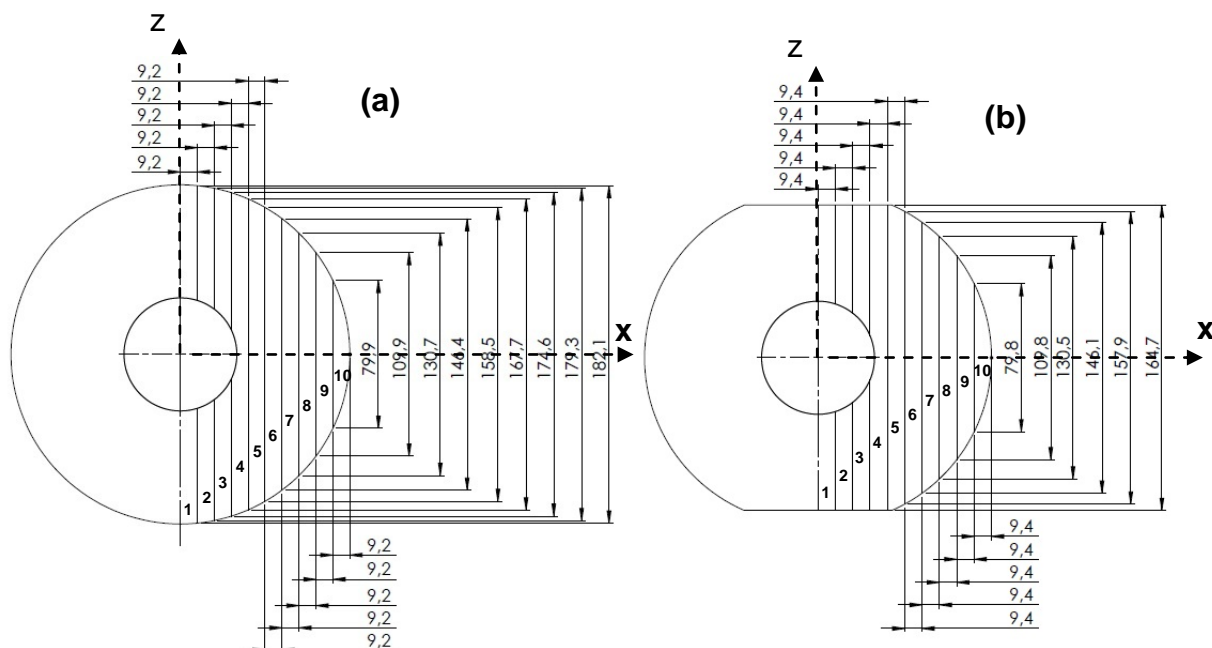


Figura 5.3 – Aplicação do Método das Tiras em um tarugo cilíndrico vazado. a) Antes do primeiro recalque. b) Depois do primeiro recalque.

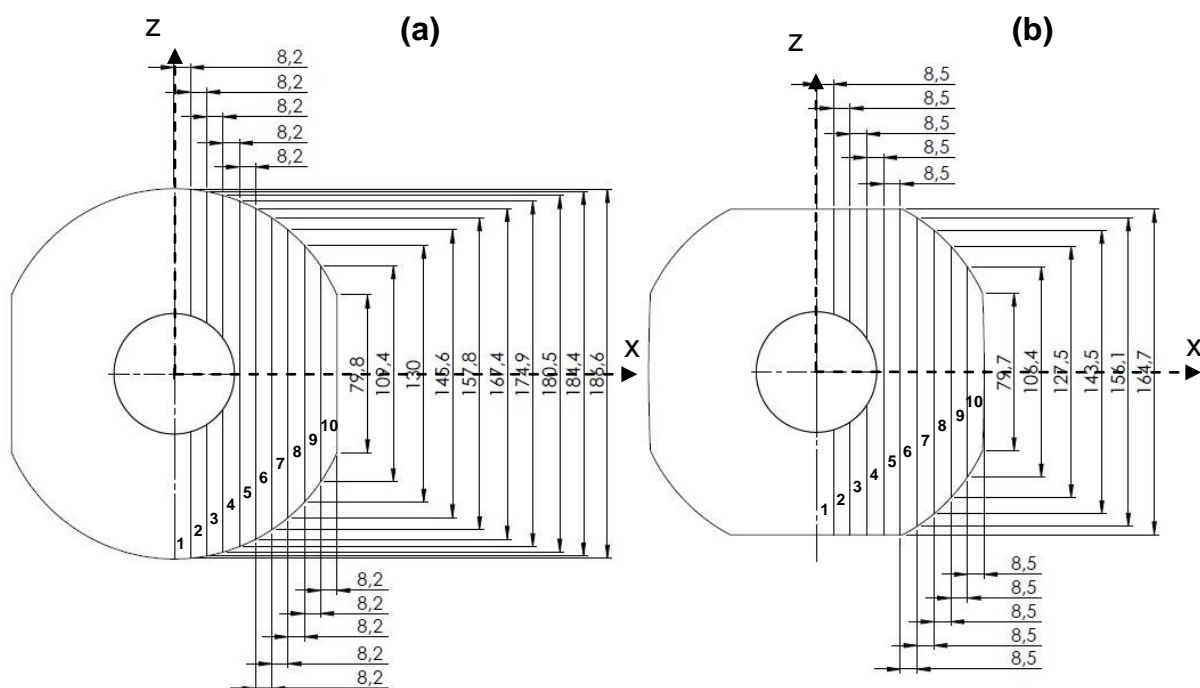


Figura 5.4 – Aplicação do Método das Tiras em um tarugo cilíndrico vazado. a) Antes do segundo recalque. b) Depois do segundo recalque.

Para calcular a tensão de escoamento ( $k_f$ ), a partir da equação 2.11, em cada tira é usada a deformação ( $\varphi_h$ ) na direção da altura (equação 2.6), a velocidade

de deformação  $\phi_h$  na direção da altura (equação 2.9) e a temperatura ( $\vartheta$ ) de 1.100°C.

Calcula-se a tensão ( $\sigma_x$ ) na direção x a partir da equação 2.19 que leva em consideração o resultado da aplicação das equações 2.17 e 2.18 para calcular  $g(x_i)$  e  $f(x_i)$  as quais fazem parte da equação diferencial ordinária. Para calcular  $g(x_i)$  e  $f(x_i)$  é preciso indentificar “ $\alpha$ ” quando houver ângulo entre as tiras e calcular “ $\rho$ ” aplicando  $\arctg(\mu)$ . Com a tensão de escoamento ( $k_f$ ) e com a tensão ( $\sigma_x$ ) na direção x é possível calcular a tensão ( $\sigma_z$ ) na direção z através a aplicação do Critério de Escoamento de Tresca (equação 2.22), encontrando a tensão na direção z em cada tira. Após encontrar a tensão em z em cada tira e, calculando a área superficial de contato ferramenta/peça (equação 2.24), é calculada a força em cada tira (equação 2.25), possibilitando encontrar a força final para aplicação do recalque.

O modelo matemático é empregado para a metade da peça como representado nas Figuras 5.3 e 5.4. A força (F) calculada para cada tira é multiplicada por dois para encontrar a força necessária considerando as duas metades, ou seja, a peça inteira.

Nas tiras 6, 7, 8, 9 e 10 das Figuras 5.3 e 5.4 é observado que, apesar de não haver o contato com a ferramenta, ocorre uma redução da altura, em função da compressão causada pelo par de matrizes planas. Entretanto, a redução provocada nas primeiras linhas (1, 2, 3, 4 e 5) é dissipada para as demais linhas reduzindo as alturas das tiras.

A Tabela 5.2 mostra o resultado dos cálculos, baseado na TEP, utilizando o Método das Tiras, para o primeiro recalque do tarugo cilíndrico (Figura 5.3). O somatório das forças localizadas em cada tira permite a determinação do valor da força total ( $F_{total}$ ) para execução do primeiro recalque que foi de 544,4 kN.

O segundo recalque é efetuado da mesma forma que o primeiro, onde a peça é discretizada como mostra a Figura 5.4. Neste caso, divide-se também em 10 tiras a partir da linha de centro até a periferia do tarugo.

A Tabela 5.3 mostra os resultados obtidos no segundo recalque (Figura 5.4). O somatório das forças localizadas em cada tira permite a determinação da força total que é de 631,0 kN (Tabela 5.3).



Tabela 5.2 – Resultados da aplicação da TEP para o primeiro recalque.

| Tira | x    | $\Delta x_i$ | $\alpha_i$ | $\alpha_i$ | $\rho$ | $h_{0m}$ | $h_{im}$ | $\phi_{h_i}$        | $\phi_{h_i}$    |
|------|------|--------------|------------|------------|--------|----------|----------|---------------------|-----------------|
| i    | [mm] | [mm]         | [°]        | [rad]      | [rad]  | [mm]     | [mm]     | $\ln \frac{h}{h_0}$ | $\frac{v_f}{h}$ |
| 0    | 0,0  | 0,0          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 183,0    | 164,7    | 0,105               | 0,030           |
| 1    | 9,4  | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 182,6    | 164,7    | 0,103               | 0,030           |
| 2    | 18,7 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 180,7    | 164,7    | 0,093               | 0,030           |
| 3    | 28,1 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 177,0    | 164,7    | 0,072               | 0,030           |
| 4    | 37,5 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 171,2    | 164,7    | 0,038               | 0,030           |
| 5    | 46,9 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 163,1    | 161,3    | 0,011               | 0,031           |
| 6    | 56,2 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 152,5    | 152,0    | 0,003               | 0,033           |
| 7    | 65,6 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 138,6    | 138,3    | 0,002               | 0,036           |
| 8    | 75,0 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 120,3    | 120,2    | 0,001               | 0,042           |
| 9    | 84,3 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 94,9     | 94,8     | 0,001               | 0,053           |
| 10   | 93,7 | 9,4          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 40,0     | 39,9     | 0,001               | 0,125           |

| Tira | $k_f i$   | $g(x_i)$  | $f(x_i)$   | $\sigma_{x_i}$  | $\Delta \sigma_{x_i}$                                   |
|------|---|---|--|---|---|
| i    | $k_{f_0} \cdot e^{-m_1 \cdot \phi} \cdot \phi_1^{m_2} \cdot \phi_1^{m_3}$ | $\frac{2}{h_i} \cdot k_{f_i} \cdot \tan(\alpha + \rho)$ | $\frac{2}{h_i} [\tan(\alpha + \rho) - \tan(\alpha)]$ | $\sigma_{x_{i-1}} = \sigma_{x_i} + \Delta \sigma_{x_i}$ | $\Delta x_i \cdot [g(x_i) - f(x_i) \cdot \sigma_{x_i}]$ |
|      | [MPa]   |   |  | [MPa]   | [MPa]   |
| 0    | 62,2  | 0,30  | 0,005  | 22,07   | 0,00  |
| 1    | 62,1  | 0,30  | 0,005  | 20,16   | 1,91  |
| 2    | 61,3  | 0,30  | 0,005  | 18,20   | 1,96  |
| 3    | 59,5  | 0,29  | 0,005  | 16,23   | 1,97  |
| 4    | 55,4  | 0,27  | 0,005  | 14,37   | 1,87  |
| 5    | 47,8  | 0,24  | 0,005  | 12,74   | 1,63  |
| 6    | 40,7  | 0,21  | 0,005  | 11,29   | 1,45  |
| 7    | 38,0  | 0,22  | 0,006  | 9,76  | 1,53  |
| 8    | 35,7  | 0,24  | 0,007  | 8,03  | 1,73  |
| 9    | 33,9  | 0,29  | 0,008  | 5,81  | 2,22  |
| 10   | 30,9  | 0,62  | 0,020  | 0,00  | 5,81  |

| Tira | $\sigma_{z_i}$                         | $\sigma_{z_{im}}$                           | $\Delta A_i$           | $Fz_i/2$                           | $Fz_i$          |
|------|--|---|------------------------|------------------------------------|-----------------|
| i    | $\sigma_{z_i} = \sigma_{x_i} + k_{fi}$ | $\frac{\sigma_{z_i} + \sigma_{z_{i-1}}}{2}$ | $\Delta x_i \cdot l_i$ | $\sigma_{z_{im}} \cdot \Delta A_i$ | $2 \times Fz_i$ |
|      | [MPa]                                  | [MPa]                                       | [mm <sup>2</sup> ]     | [kN]                               | [kN]            |
| 0    | 84,3                                   | 84,3  | 0,0                    | 0,0                                | 0,0             |
| 1    | 82,2                                   | 83,3  | 447,3                  | 37,2                               | 74,5            |
| 2    | 79,5                                   | 80,9  | 447,3                  | 36,2                               | 72,4            |
| 3    | 75,8                                   | 77,6  | 447,3                  | 34,7                               | 69,5            |
| 4    | 69,7                                   | 72,7  | 447,3                  | 32,5                               | 65,1            |
| 5    | 60,5                                   | 65,1  | 447,3                  | 29,1                               | 58,3            |
| 6    | 52,0                                   | 56,3  | 447,3                  | 25,2                               | 50,3            |
| 7    | 47,7                                   | 49,8  | 447,3                  | 22,3                               | 44,6            |
| 8    | 43,7                                   | 45,7  | 447,3                  | 20,5                               | 40,9            |
| 9    | 39,7                                   | 41,7  | 447,3                  | 18,7                               | 37,3            |
| 10   | 30,9                                   | 35,3  | 447,3                  | 15,8                               | 31,6            |
|      |  |   |                        | <b>Força Total</b>                 | <b>544,4 kN</b> |

Tabela 5.3 – Resultados da aplicação da TEP para o segundo recalque.

| Tira | x    | $\Delta x_i$ | $\alpha_i$ | $\alpha_i$ | $\rho$ | $h_{0m}$ | $h_{im}$ | $\phi_{h_i}$        | $\phi_{h_i}$    |
|------|------|--------------|------------|------------|--------|----------|----------|---------------------|-----------------|
| i    | [mm] | [mm]         | [°]        | [rad]      | [rad]  | [mm]     | [mm]     | $\ln \frac{h}{h_0}$ | $\frac{v_f}{h}$ |
| 0    | 0,0  | 0,0          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 187,4    | 164,7    | 0,129               | 0,030           |
| 1    | 8,5  | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 187,0    | 164,7    | 0,127               | 0,030           |
| 2    | 17,0 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 185,5    | 164,7    | 0,119               | 0,030           |
| 3    | 25,5 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 182,5    | 164,7    | 0,102               | 0,030           |
| 4    | 34,0 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 177,7    | 164,7    | 0,076               | 0,030           |
| 5    | 42,5 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 171,2    | 164,7    | 0,038               | 0,030           |
| 6    | 51,0 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 162,6    | 160,4    | 0,014               | 0,031           |
| 7    | 59,5 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 151,7    | 149,8    | 0,013               | 0,033           |
| 8    | 68,0 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 137,8    | 135,5    | 0,017               | 0,037           |
| 9    | 76,5 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 119,7    | 117,0    | 0,023               | 0,043           |
| 10   | 85,0 | 8,5          | 0,0        | 0,0        | 0,38   | 94,6     | 93,1     | 0,017               | 0,054           |

| Tira | $k_f$   | $g(x_i)$  | $f(x_i)$   | $\sigma_{x_i}$  | $\Delta \sigma_{x_i}$                                   |
|------|---|---|--|---|---|
| i    | $k_{f_0} \cdot e^{-m_1 \cdot \phi} \cdot \phi_1^{m_2} \cdot \phi_1^{m_3}$ | $\frac{2}{h_i} \cdot k_{f_i} \cdot \tan(\alpha + \rho)$ | $\frac{2}{h_i} [\tan(\alpha + \rho) - \tan(\alpha)]$ | $\sigma_{x_{i-1}} = \sigma_{x_i} + \Delta \sigma_{x_i}$ | $\Delta x_i \cdot [g(x_i) - f(x_i) \cdot \sigma_{x_i}]$ |
|      | [MPa]   |   |  | [MPa]   | [MPa]   |
| 0    | 63,7  | 0,310   | 0,005  | 31,3  | 0,0   |
| 1    | 63,6  | 0,309   | 0,005  | 27,5  | 3,8   |
| 2    | 63,1  | 0,307   | 0,005  | 23,9  | 3,6   |
| 3    | 62,0  | 0,301   | 0,005  | 20,5  | 3,4   |
| 4    | 59,9  | 0,291   | 0,005  | 17,3  | 3,2   |
| 5    | 55,4  | 0,269   | 0,005  | 14,5  | 2,9   |
| 6    | 48,9  | 0,244   | 0,005  | 11,9  | 2,6   |
| 7    | 48,0  | 0,257   | 0,005  | 9,3   | 2,6   |
| 8    | 49,0  | 0,290   | 0,006  | 6,5   | 2,8   |
| 9    | 49,9  | 0,342   | 0,007  | 3,4   | 3,1   |
| 10   | 46,6  | 0,400   | 0,009  | 0,0   | 3,4   |

| Tira | $\sigma_{z_i}$                         | $\sigma_{z_{im}}$                           | $\Delta A_i$           | $Fz_i/2$                           | $Fz_i$          |
|------|--|---|------------------------|------------------------------------|-----------------|
| i    | $\sigma_{z_i} = \sigma_{x_i} + k_{fi}$ | $\frac{\sigma_{z_i} + \sigma_{z_{i-1}}}{2}$ | $\Delta x_i \cdot l_i$ | $\sigma_{z_{im}} \cdot \Delta A_i$ | $2 \times Fz_i$ |
|      | [MPa]                                  | [MPa]                                       | [mm <sup>2</sup> ]     | [kN]                               | [kN]            |
| 0    | 95,0                                   | 95,0  | 0,0                    | 0,0                                | 0,0             |
| 1    | 91,1                                   | 93,1  | 447,1                  | 41,6                               | 83,2            |
| 2    | 87,1                                   | 89,1  | 447,1                  | 39,8                               | 79,7            |
| 3    | 82,6                                   | 84,8  | 447,1                  | 37,9                               | 75,8            |
| 4    | 77,3                                   | 79,9  | 447,1                  | 35,7                               | 71,5            |
| 5    | 69,8                                   | 73,5  | 447,1                  | 32,9                               | 65,8            |
| 6    | 60,8                                   | 65,3  | 447,1                  | 29,2                               | 58,4            |
| 7    | 57,3                                   | 59,1  | 447,1                  | 26,4                               | 52,8            |
| 8    | 55,5                                   | 56,4  | 447,1                  | 25,2                               | 50,5            |
| 9    | 53,3                                   | 54,4  | 447,1                  | 24,3                               | 48,7            |
| 10   | 46,6                                   | 50,0  | 447,1                  | 22,3                               | 44,7            |
|      |  |   |                        | <b>Força Total</b>                 | <b>631,0 kN</b> |

Como as deformações resultantes da TEP são dadas na direção “z”, foi selecionada a “tira 1” da Figura 5.3, com maior valor de deformação, e calculado o valor da deformação equivalente para comparar com os valores resultantes do FEM. A Figura 5.5 mostra a tira central antes e depois de ser comprimida. Tanto a largura inicial ( $b_0$ ) e final ( $b$ ), como a altura inicial ( $h_0$ ) e final ( $h$ ), foi determinada a partir da Figura 5.3. O comprimento inicial e final foi determinado através do cálculo do alongamento.

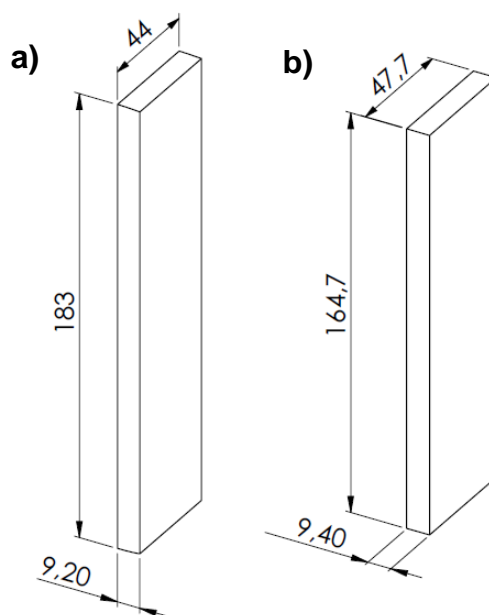


Figura 5.5 – Tira central (a) antes e (b) depois do primeiro recalque.

Na Tabela 5.4 estão indicadas as dimensões das tiras, antes e depois da compressão, apresentadas na Figura 5.5.

Tabela 5.4 – Valores das dimensões de uma tira central antes e depois da aplicação do primeiro recalque.

| Dimensões iniciais |     | Dimensões finais |       |
|--------------------|-----|------------------|-------|
| $b_0$              | 9,2 | $b$              | 9,4   |
| $l_0$              | 44  | $l$              | 47,7  |
| $h_0$              | 183 | $h$              | 164,7 |

Para efetuar o cálculo e encontrar a deformação equivalente no primeiro recalque, utilizou-se a equação 2.7:

$$\varphi_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \left[ \left( \ln \frac{b}{b_0} \right)^2 + \left( \ln \frac{l}{l_0} \right)^2 + \left( \ln \frac{h}{h_0} \right)^2 \right]}$$

Aplicando-se os valores apresentados na Tabela 5.4 é possível calcular a deformação equivalente:

$$\varphi_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \left[ \left( \ln \frac{9,4}{9,2} \right)^2 + \left( \ln \frac{47,7}{44} \right)^2 + \left( \ln \frac{164,7}{183} \right)^2 \right]}$$

$$\varphi_{eq} = 0,11$$

O mesmo cálculo para encontrar a deformação equivalente, selecionando a “tira 1” da Figura 5.4, foi aplicado para o segundo recalque (Figura 5.6). Tanto a largura inicial ( $b_0$ ) e final ( $b$ ), como a altura inicial ( $h_0$ ) e final ( $h$ ), foi determinada a partir da Figura 5.4. O comprimento inicial e final foi determinado através do cálculo do alongamento da mesma forma que foi procedido ao primeiro recalque.

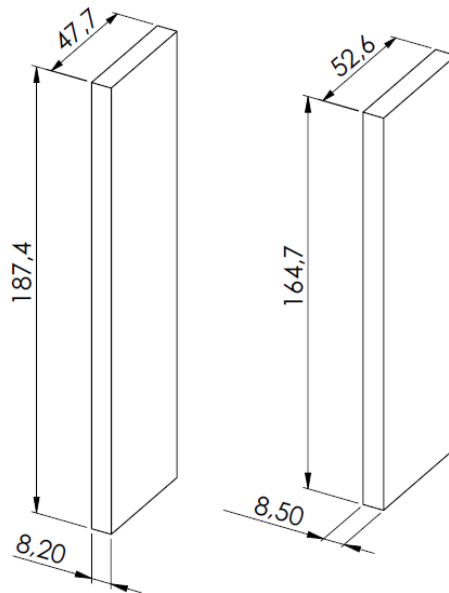


Figura 5.6 – Tira central para o segundo recalque.

As dimensões estão indicadas na Tabela 5.5 para a tira antes e depois da compressão, conforme estão apresentadas na Figura 5.6.

Tabela 5.5 – Valores das dimensões de uma tira central antes e depois da aplicação do primeiro recalque.

| Dimensões iniciais |       | Dimensões finais |       |
|--------------------|-------|------------------|-------|
| $b_0$              | 8,2   | $b$              | 8,5   |
| $l_0$              | 47,7  | $l$              | 52,6  |
| $h_0$              | 187,4 | $h$              | 164,7 |

Para efetuar o cálculo e encontrar a deformação equivalente no segundo recalque, utilizou-se a equação 2.7:

$$\varphi_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \left[ \left( \ln \frac{b}{b_0} \right)^2 + \left( \ln \frac{l}{l_0} \right)^2 + \left( \ln \frac{h}{h_0} \right)^2 \right]}$$

Aplicando-se os valores apresentados na Tabela 5.5 é possível calcular a deformação equivalente:

$$\varphi_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \left[ \left( \ln \frac{8,50}{8,20} \right)^2 + \left( \ln \frac{52,6}{47,7} \right)^2 + \left( \ln \frac{164,7}{187,4} \right)^2 \right]}$$

$$\varphi_{eq} = 0,14$$

## 6 SIMULAÇÃO NUMÉRICA EMPREGANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Outro método para avaliar a distribuição de deformações, distribuição de tensões e a força máxima requerida para o forjamento é a simulação computacional utilizando o Método dos Elementos Finitos (FEM). Para a realização da simulação numérica do processo de Forjamento em Matriz Aberta, utilizou-se o *software Simufact.Forming 10.0*. Os dados de entrada para a simulação numérica são mostrados na Tabela 6.1 os quais foram inseridos nas simulações. Os parâmetros térmicos, como o coeficiente de transferência de calor por convecção e por irradiação foram determinados conforme estão indicados no programa e, a emissividade foi alterada para 0,9 devida à superfície porosa presente na peça de trabalho durante o forjamento a quente, levando em consideração a formação de óxidos (KREITH; BOHN, 2003). O material definido para o tarugo cilíndrico foi o aço AISI 4140 e o material das matrizes foi o aço ferramenta H13. A temperatura estabelecida para peça foi de 1.100 °C e, para as ferramentas, uma temperatura de 30°C (temperatura ambiente).

Tabela 6.1 – Dados de entrada para todos os recalque.

|  |               |          |                     |
|--|---------------|----------|---------------------|
| Coeficiente de transferência de calor por convecção  | $k$           | 50       | W/m <sup>2</sup> .K |
| Coeficiente de transferência de calor por irradiação | $h$           | 20.000   | W/m <sup>2</sup> .K |
| Emissividade por radiação térmica ao meio ambiente   | $\varepsilon$ | 0,9      | -                   |
| Coeficiente de atrito entre as ferramentas e a peça  | $\mu$         | 0,4      | -                   |
| Temperatura das ferramentas                          | $\vartheta_m$ | 30       | °C                  |
| Temperatura da peça                                  | $\vartheta$   | 1.100    | °C                  |
| Material das ferramentas                             | -             | H-13     | -                   |
| Material da peça                                     | -             | SAE 4140 | -                   |

O coeficiente de atrito estabelecido entre a peça de trabalho e as ferramentas para a realização da simulação foi de  $\mu=0,4$ . O atrito é consideravelmente elevado, em função de ser um processo de forjamento a quente, onde há formação de carepas, aumentando significativamente o coeficiente de atrito (BÖRDER, 2005).

Os componentes, incluindo o tarugo cilíndrico vazado, o mandril cônico e as matrizes planas, foram modelados por meio do *software Solidworks 2012*, salvos em um formato específico (extensão STL) e, posteriormente, abertos e manipulados no *software Simufact.Forming 11.0*. Para a inicialização da simulação computacional do Forjamento em Matriz Aberta do tarugo cilíndrico, foi construída uma malha com 10.950 elementos finitos, onde cada elemento que compõe a malha tem uma largura de 5 mm, como mostra a Figura 6.1. Foi adotada uma malha com elementos hexaedros por ser mais adequada ao forjamento de matriz aberta.

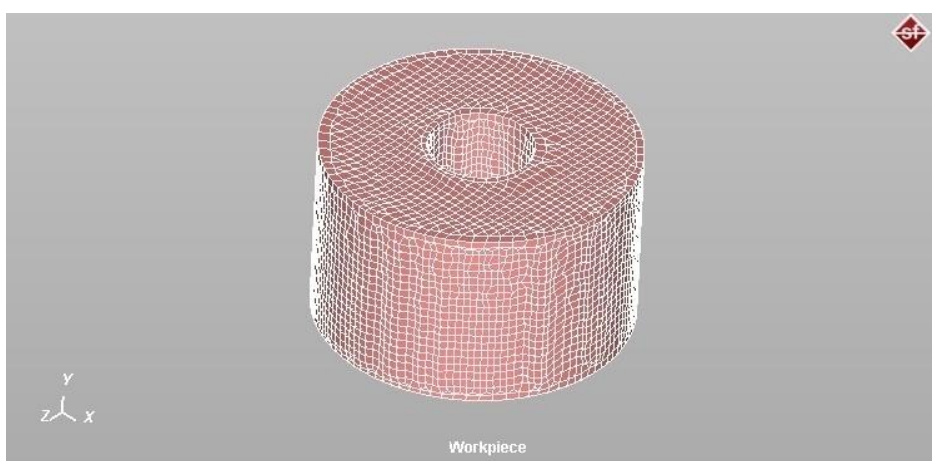


Figura 6.1 – Malha do tarugo cilíndrico formada por elementos finitos.

O Forjamento em Matriz Aberta dos tarugos cilíndricos vazados de 20 kg foi simulado, objetivando seu alongamento para a obtenção de um eixo vazado. A Figura 6.2 mostra a representação das ferramentas e do tarugo a ser forjado antes da aplicação do primeiro recalque e a Figura 6.3 mostra a representação das ferramentas e do tarugo após a aplicação do primeiro recalque.

A Figura 6.4 representa as ferramentas e o tarugo a ser forjada antes da aplicação do segundo recalque, já a Figura 6.5 mostra a representação das ferramentas e do tarugo após a aplicação do segundo recalque.

Foram realizados os dois primeiros recalques através da simulação numérica usando o Método dos Elementos Finitos com a finalidade de comparar com a TEP. Como observado nas Figuras 6.2 e 6.3, foi aplicado o primeiro recalque no tarugo cilíndrico a partir da compressão provocada pelas matrizes planas que ocasionaram um achatamento.

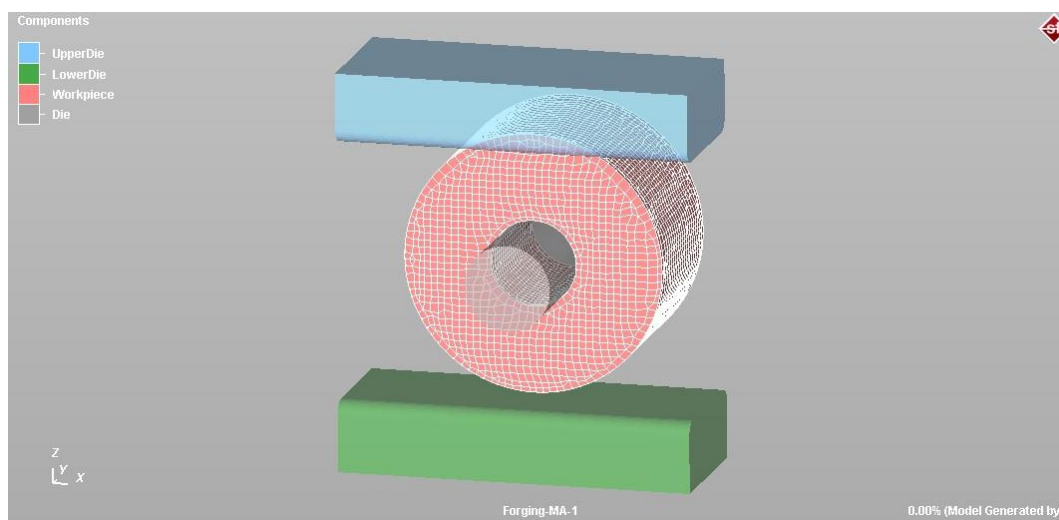


Figura 6.2 – Forjamento antes da aplicação do primeiro recalque.

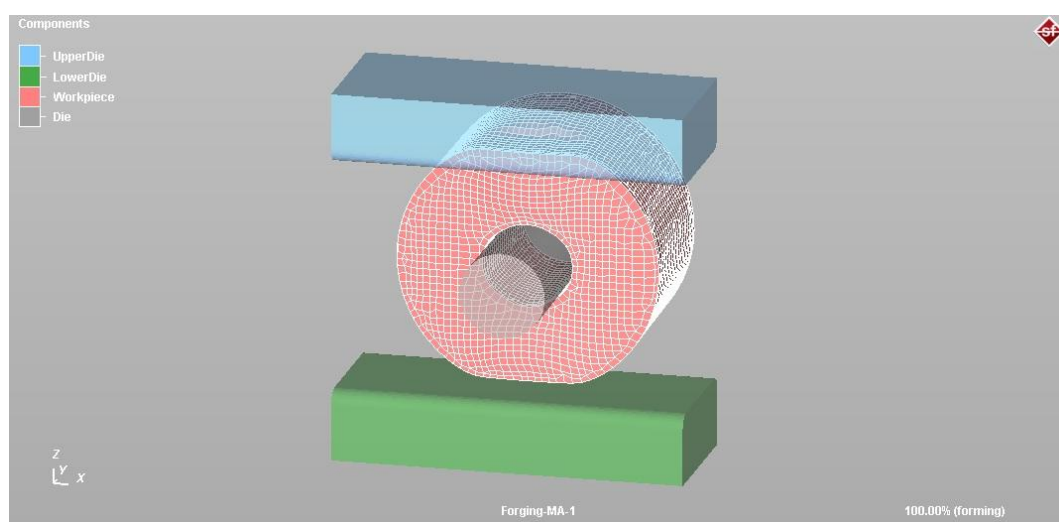


Figura 6.3 – Forjamento depois da aplicação do primeiro recalque.

Após a aplicação do primeiro recalque, o tarugo foi rotacionado 90° em torno do eixo y (eixo do tarugo cilíndrico) e, com isso, foi aplicado o segundo recalque



(Figuras 6.4 e 6.5). Como no primeiro recalque, o par de matrizes planas provocou um pequeno achatamento na região de compressão no segundo recalque.

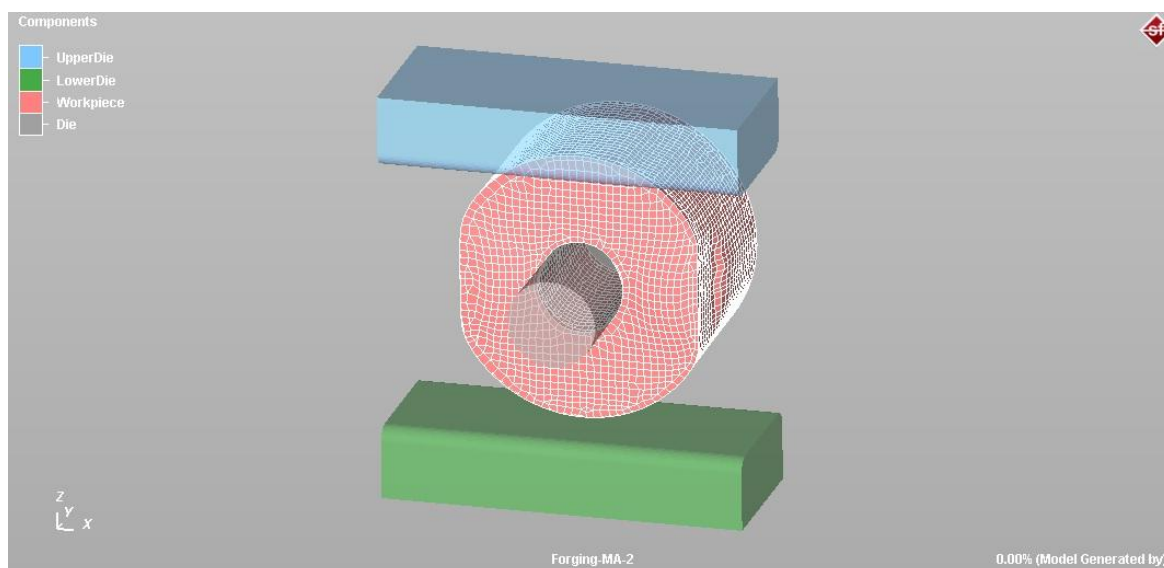


Figura 6.4 – Forjamento antes da aplicação do segundo recalque.

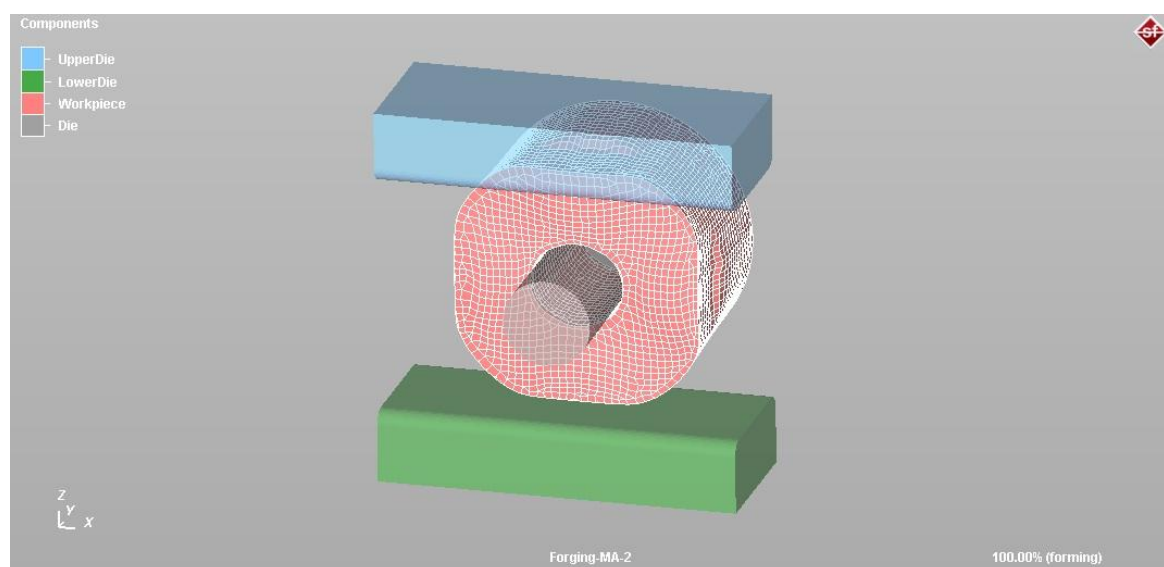


Figura 6.5 – Forjamento depois da aplicação do segundo recalque.

Com as simulações computacionais realizadas, obtiveram-se a distribuição de deformações equivalentes que são mostradas nas Figuras 6.6 e 6.7 para o primeiro e para o segundo recalques, respectivamente.

Observa-se na Figura 6.6 a compressão do tarugo cilíndrico vazado na sua direção transversal (direção z) por um par de matrizes planas, causando uma deformação na direção de aplicação da força mecânica.

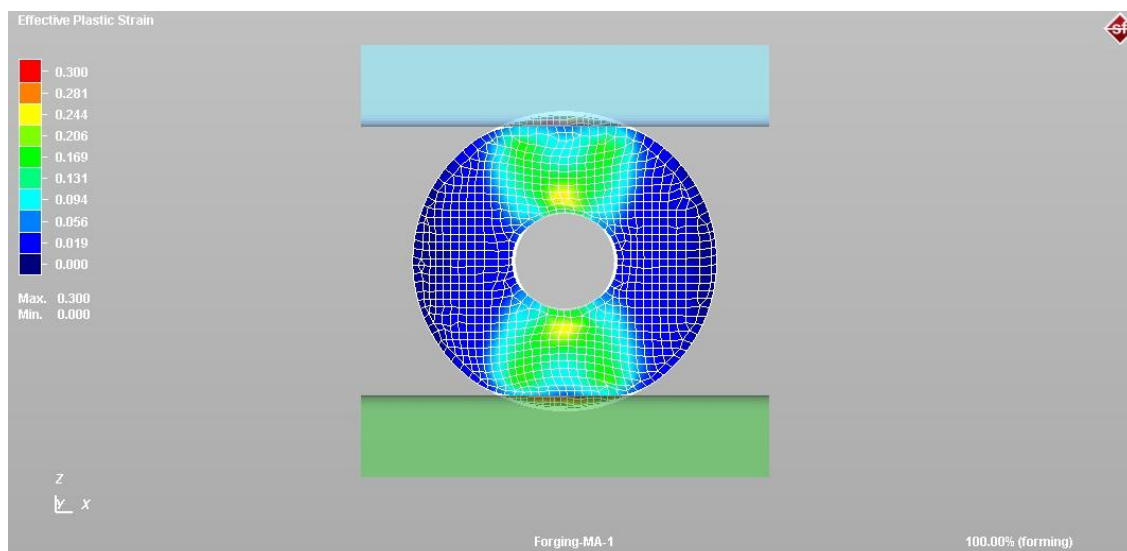


Figura 6.6 – Distribuição de deformações equivalentes ( $\phi_{eq}$ ) para o primeiro recalque.

Na Figura 6.6 foram observados valores de deformações equivalentes máximas entre 0,20 e 0,25 aproximadamente.

Na Figura 6.7 é observada a segunda compressão na direção transversal (direção z) por um par de matrizes planas como no primeiro caso, porém, no segundo caso, tanto as deformações causadas pela aplicação do primeiro recalque, como as deformações causadas pelo segundo recalque estão presentes, evidenciando-se maiores deformações nas regiões internas.

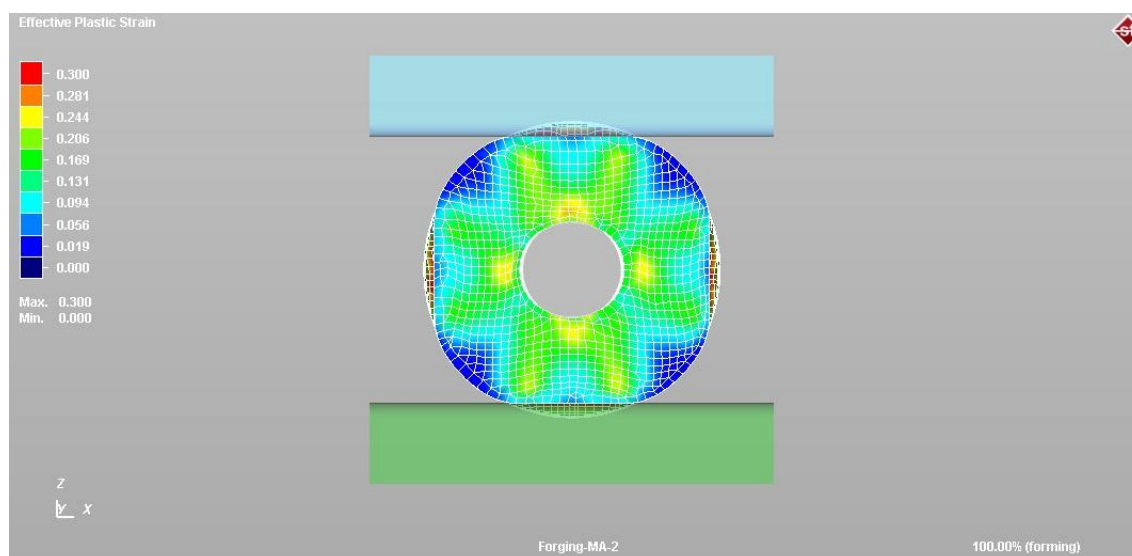


Figura 6.7 – Distribuição de deformações equivalentes ( $\phi_{eq}$ ) para o segundo recalque.

Na Figura 6.7 foram observados valores de deformações equivalentes máximas entre 0,25 e 0,30 aproximadamente.

Nas Figuras 6.6 e 6.7 foi observado que as regiões que apresentaram os maiores valores das deformações equivalentes coincidiram com as tiras iniciais calculadas com base da TEP. A Figura 6.8 mostra uma ampliação das Figuras 6.6 e 6.7 onde é possível visualizar as regiões com maiores e menores valores de deformações equivalentes. Na região interna, próxima à interface de contato com o mandril, há maiores valores de deformações e, na região periférica, há menores valores de deformações. O valor máximo da deformação equivalente identificado pelo *software simufact.forming* foi  $\varphi_e=0,23$  na primeira compressão e  $\varphi_e=0,27$  na segunda compressão.

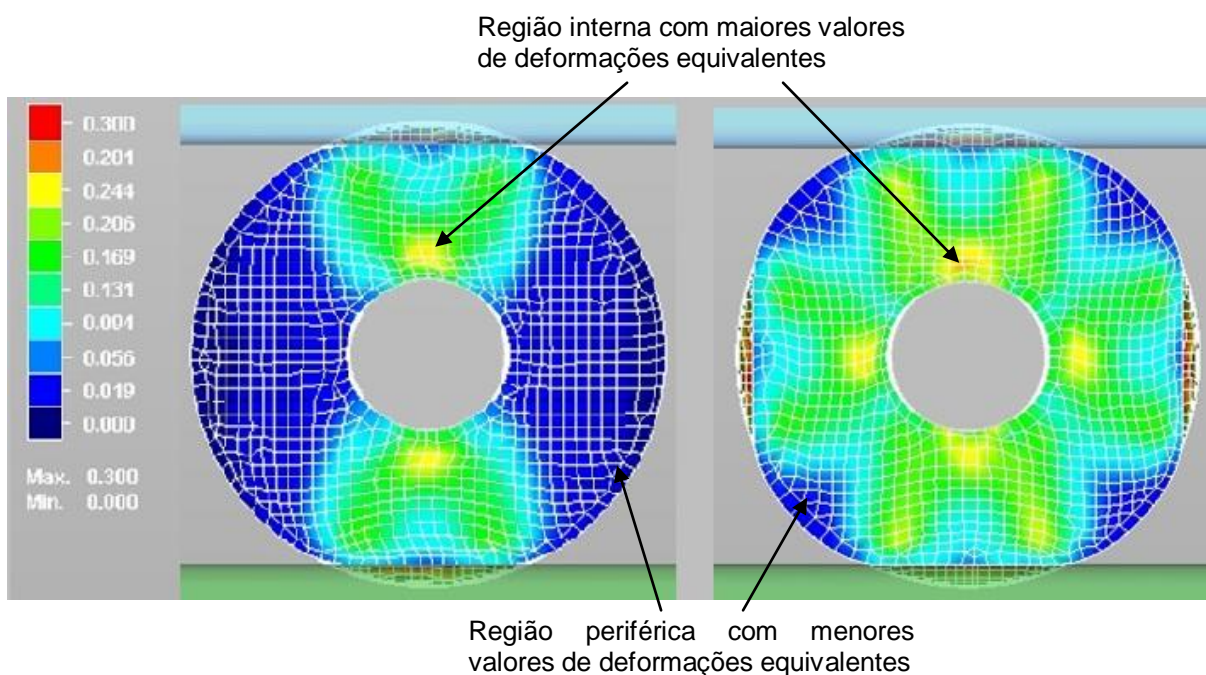


Figura 6.8 – Ampliação da distribuição de deformações equivalentes.

As Figuras 6.9 e 6.10 mostram a distribuição de tensões na direção  $z$  ( $\sigma_z$ ) para o primeiro e o segundo recalque, respectivamente. Foram observados nas Figuras 6.9 e 6.10 um maior valor da tensão na direção  $z$  na região central e, segundo os cálculos da tensão na direção  $z$  apresentados na TEP, também mostraram maiores concentrações nessa região que coincide com as tiras iniciais. Nas regiões internas são observados maiores valores de tensões compressivas

(tensões negativas), enquanto que nas regiões periféricas, maiores intensidades de tensões trativas (tensões positivas).

Na Figura 6.9 foi observado, na região de contato com a ferramenta, valores de tensão entre -175 MPa e -225 MPa aproximadamente.

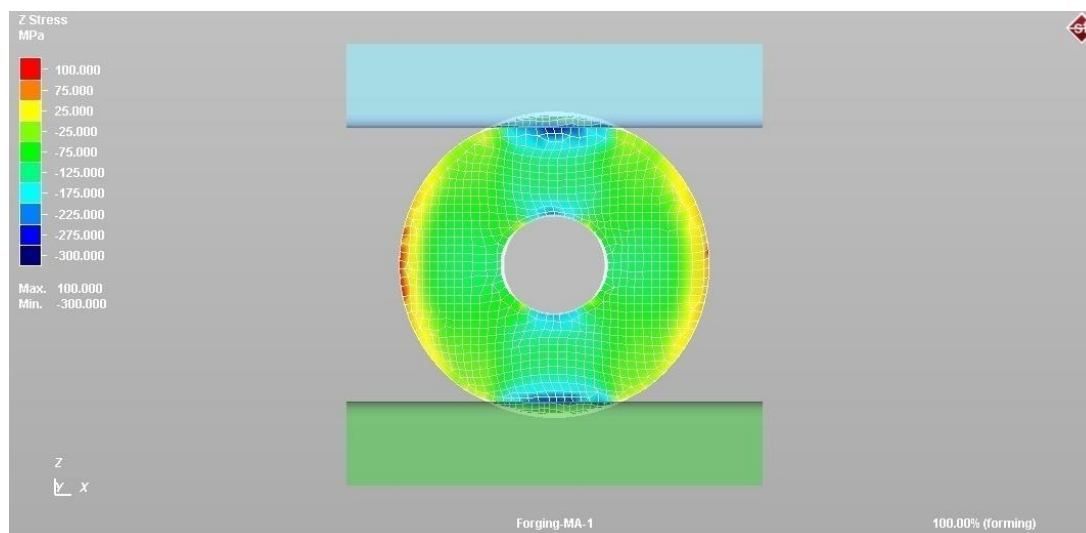


Figura 6.9 – Distribuição de tensões na direção Z ( $\sigma_z$ ) para o primeiro recalque.

Na Figura 6.10, comparado ao primeiro recalque, as tensões foram um pouco mais intensas, na região de contato com a ferramenta, apresentando valores aproximados entre -200 MPa e -250 MPa.

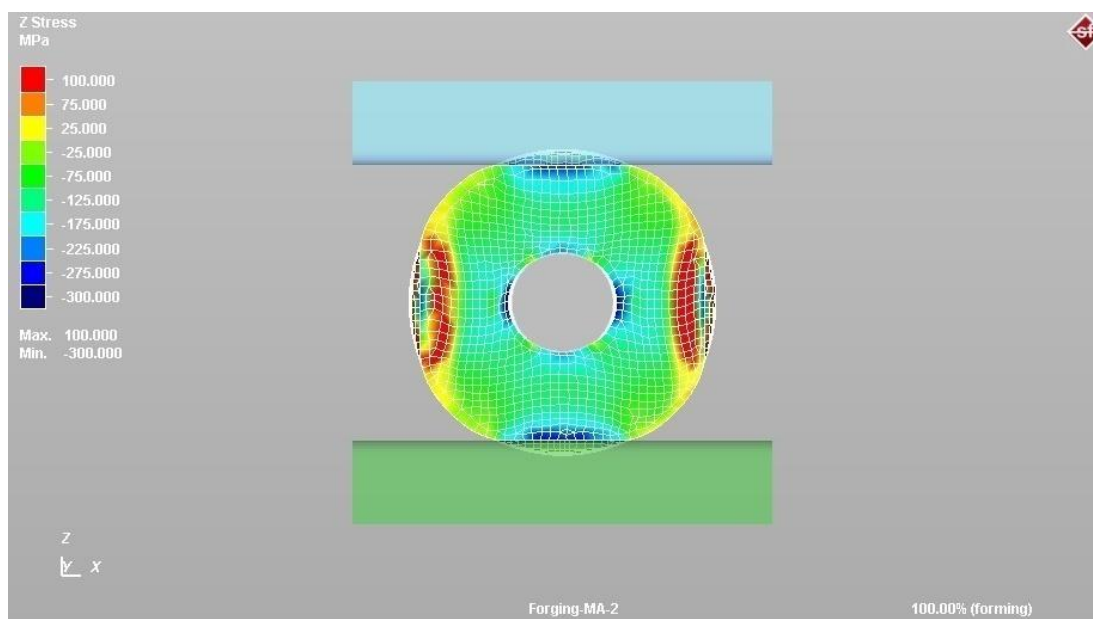


Figura 6.10 – Distribuição de tensões na direção Z ( $\sigma_z$ ) para o segundo recalque.

A Figura 6.11 mostra de forma ampliada a distribuição das tensões na direção z, possibilitando distinguir com mais clareza as regiões com maiores e menores concentrações de tensões.

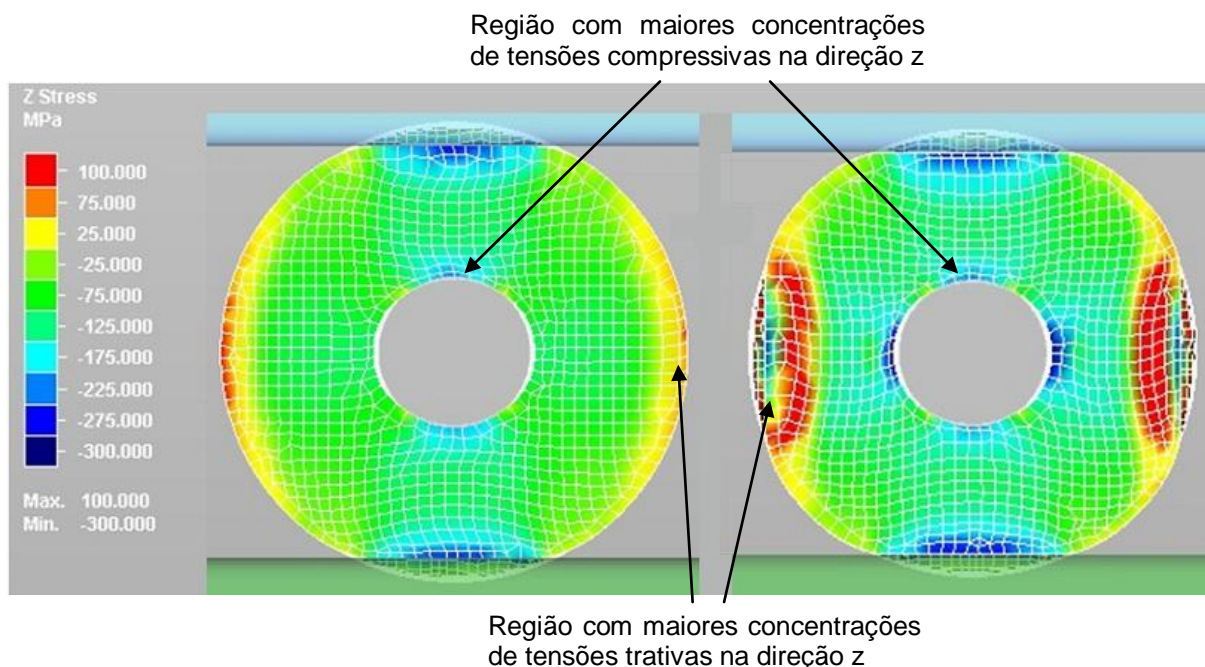


Figura 6.11 – Ampliação das tensões na direção z.

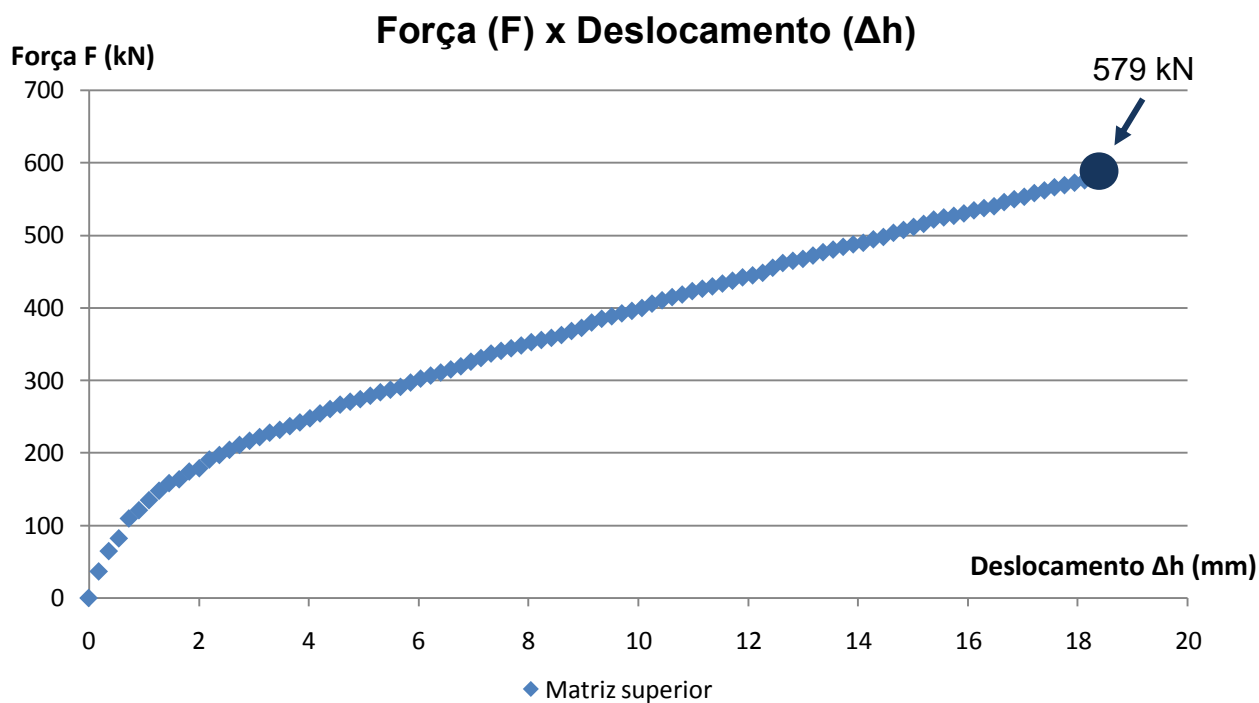


Figura 6.12 – Valores de forças compressivas durante a simulação do forjamento para o primeiro recalque através do software *Simufact*.



As Figuras 6.12 e 6.13 mostram os valores das forças (F) resultantes da aplicação das compressões em função do deslocamento obtidos através da simulação numérica com a utilização do *software Simufact.Forming*. Enquanto a Figura 6.12 mostra as forças para a primeira compressão, a Figura 6.13 mostra as forças para a segunda compressão. No primeiro recalque foi atingindo uma força máxima de 579 kN e, no segundo recalque, uma força máxima de 689 kN.

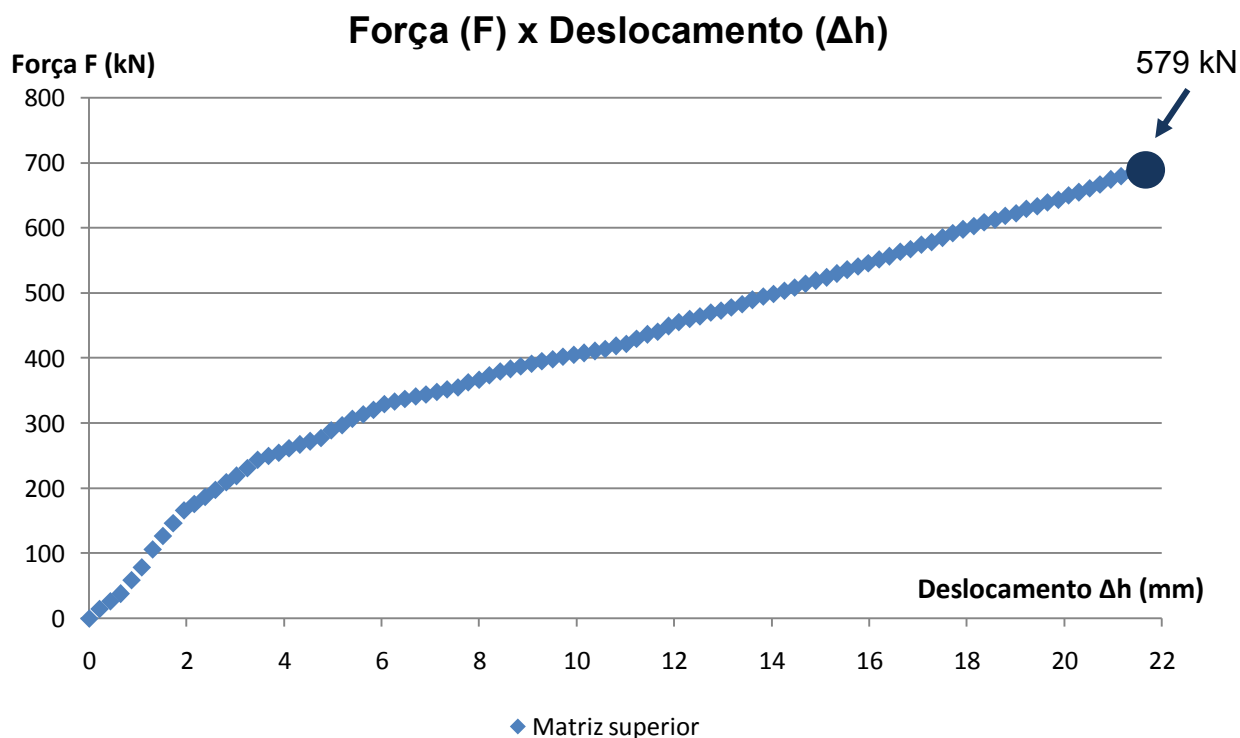


Figura 6.13 – Valores de forças compressivas durante a simulação do forjamento para o segundo recalque através do *software Simufact*.

## 7 EXPERIMENTO FÍSICO DO FORJAMENTO EM MATRIZ ABERTA

Para a validação dos resultados das forças apresentadas através do desenvolvimento da Teoria Elementar da Plasticidade (TEP) e do Método dos Elementos Finitos (FEM), realizou-se na prática o Forjamento em Matriz Aberta de um tarugo cilíndrico vazado com o material AISI 4140.

Inicialmente foi aquecido o tarugo cilíndrico a uma temperatura de 1.200°C, e permaneceu no forno durante o tempo necessário para estabelecer o pleno aquecimento da peça. Após o tempo de aquecimento, a peça foi retirada do forno com o uso do mecanismo, levado até as matrizes planas na prensa hidráulica e aplicado o primeiro recalque (Figura 7.1a) com uma redução ( $\epsilon_h$ ) de 10% em relação ao diâmetro inicial, obtendo-se uma força média máxima de 621,6 kN sobre 5 amostras ensaiadas. Depois a aplicação do primeiro recalque, o tarugo foi conduzido ao forno resistivo para aquecer novamente até a temperatura de forjamento a quente. Após o tempo de aquecimento, o tarugo cilíndrico foi retirado do forno, conduzido até as matrizes, rotacionado 90° em torno de seu eixo e aplicado outro recalque (Figura 7.1b), repetindo o mesmo procedimento com a mesma redução final, obtendo-se uma força média máxima de 731,0 kN sobre 5 amostras ensaiadas. Depois da aplicação do segundo recalque, foram executados mais dois recalques de forma semelhante na mesma peça.

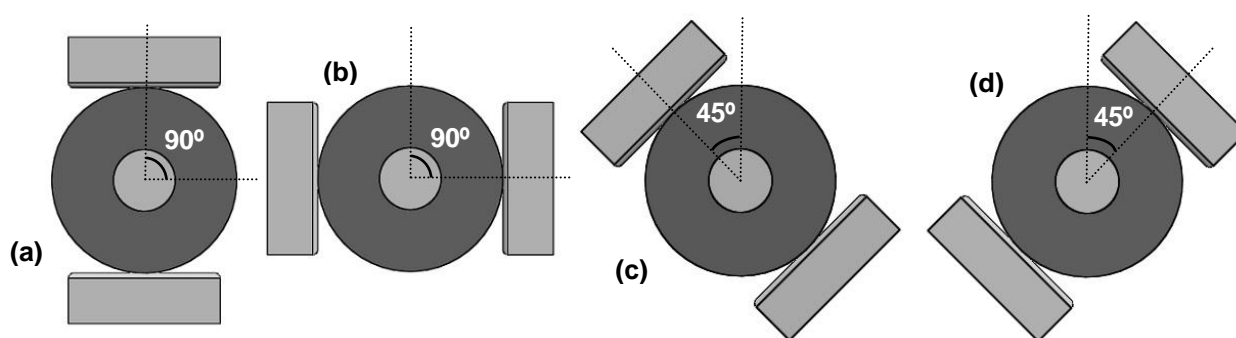


Figura 7.1 – Aplicação do (a) primeiro recalque, (b) segundo recalque, (c) terceiro recalque e (d) quarto recalque.

Subsequentemente ao segundo recalque, a peça foi girada 45° em torno de seu eixo e aplicado a terceira compressão (Figura 7.1c) e, subsequentemente ao

terceiro recalque, a peça foi girada 90° em torno de seu eixo e aplicado a quarta compressão (Figura 7.1d), obtendo-se um formato hexagonal, atingindo-se uma força média máxima de 705,6 kN e de 712,6 kN, respectivamente, sobre 5 amostras experimentadas para cada recalque.

Através dos experimentos, obtiveram-se os valores de força em função do deslocamento durante a aplicação de cada recalque (Figuras 7.2, 7.3, 7.4 e 7.5).

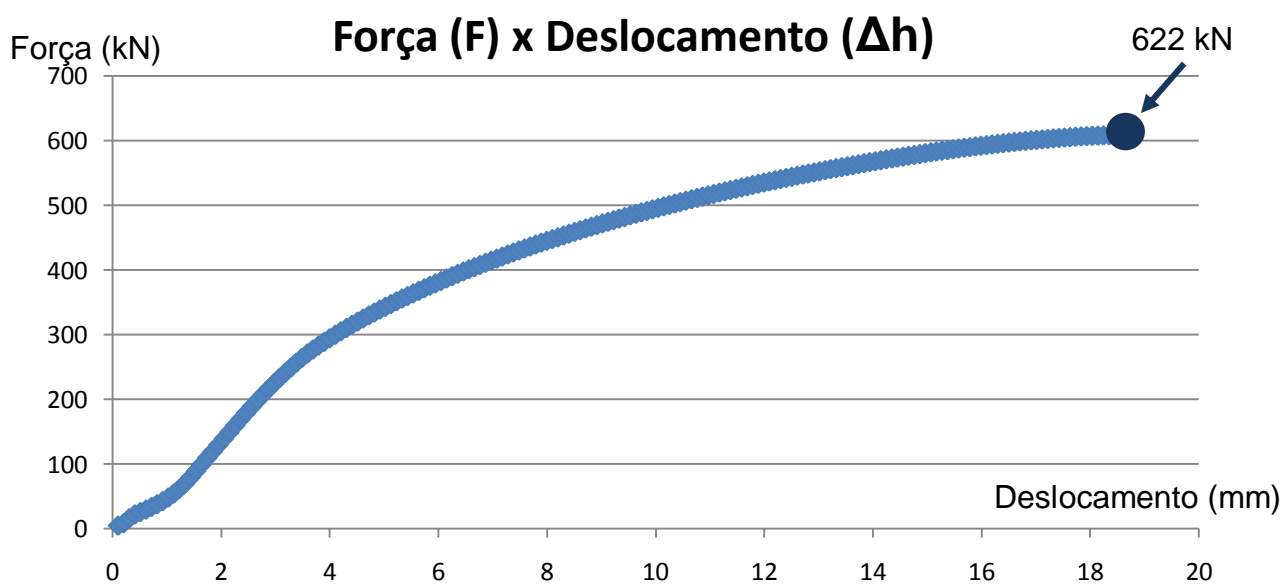


Figura 7.2 – Gráfico “Força x Deslocamento” para o primeiro recalque.

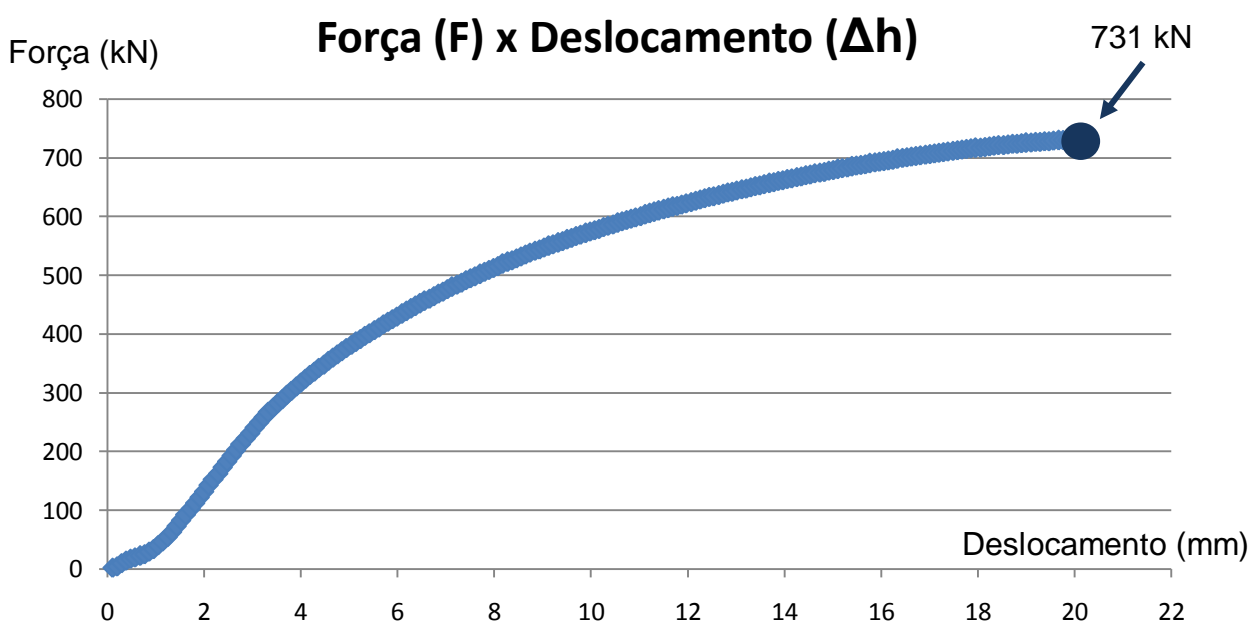


Figura 7.3 – Gráfico “Força x Deslocamento” para o segundo recalque.



Esses valores foram extraídos do *software Catman 3.2* através do sistema de aquisição de dados HBM durante o experimento. Os gráficos apresentados nas Figuras 7.2, 7.3, 7.4 e 7.5 mostram as forças instantâneas em função do deslocamento durante a aplicação de cada recalque, respectivamente.

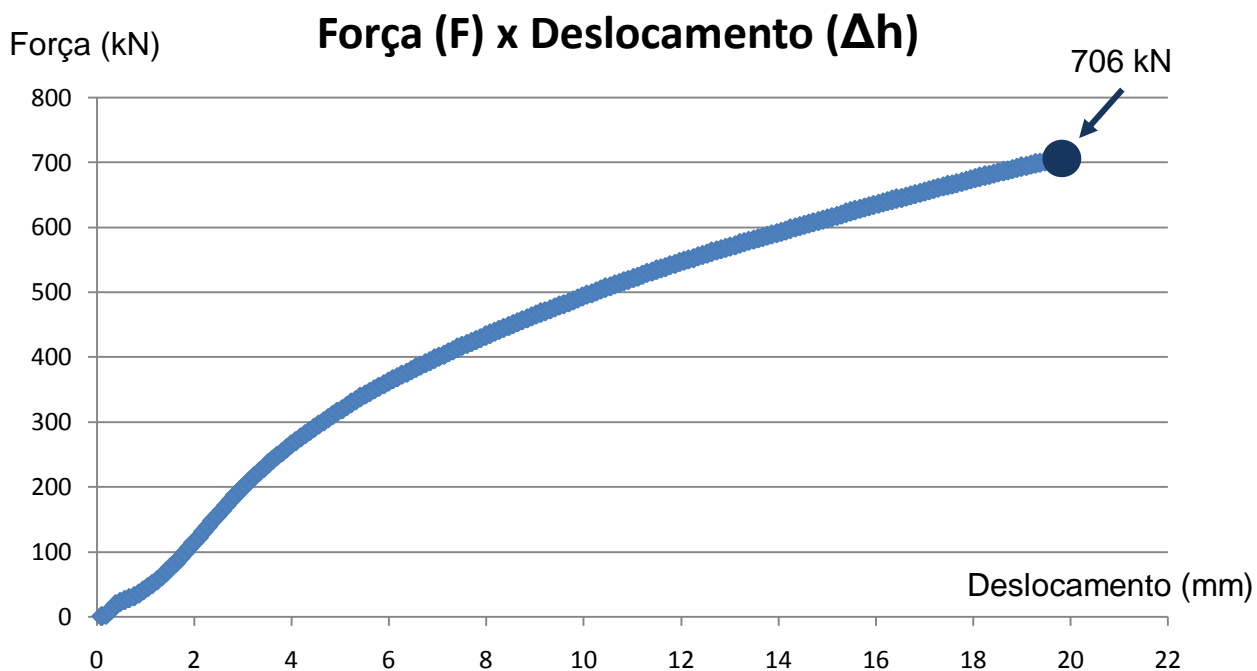


Figura 7.4 – Gráfico “Força x Deslocamento” para o terceiro recalque.

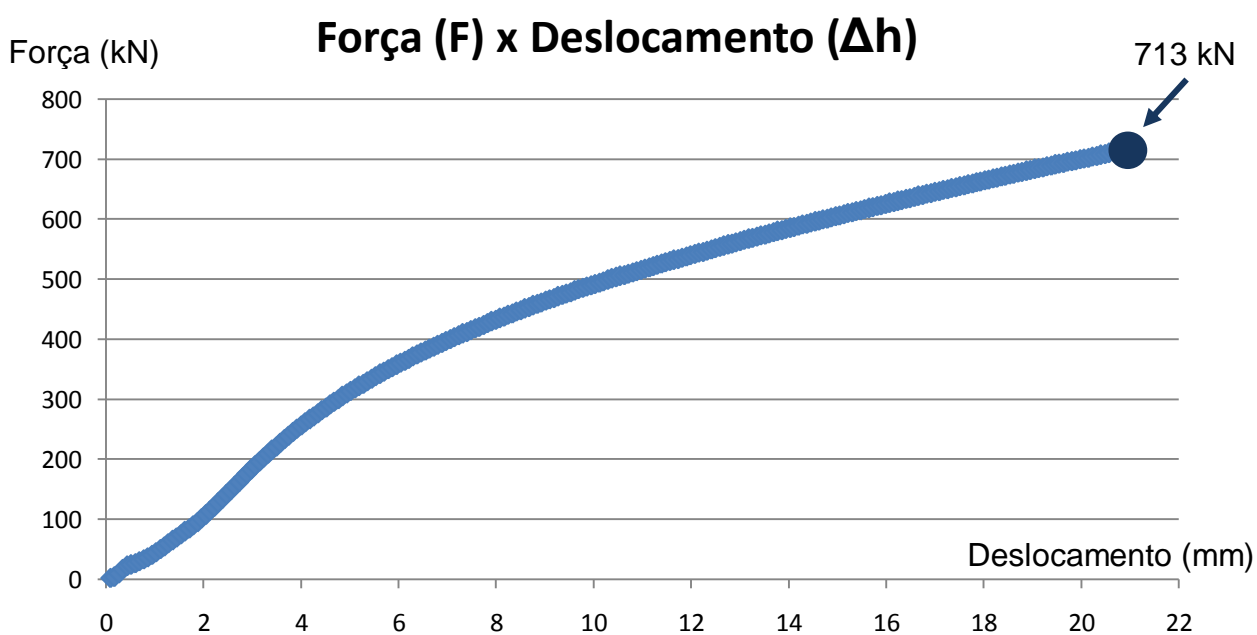


Figura 7.5 – Gráfico “Força x Deslocamento” para o quarto recalque.

Enquanto que para a realização do primeiro recalque foi necessário um deslocamento de 18,3 mm, para o segundo recalque foi necessário um deslocamento de 20,2 mm em função do alargamento obtido com o primeiro recalque, sabendo que a aplicação do primeiro recalque resultou em uma largura de 184,9 mm.

Na prática, diferentemente do esperado, as forças requerida para forjar o tarugo cilíndrico foram menores nos dois últimos recalques comparados à força necessária para forjar o material no segundo recalque. Isso pode ser justificado em função da restauração que o material sofreu durante a permanência da peça no forno.

Verificou-se nos gráficos que, à medida que a ferramenta vai deslocando e forjando o material, é necessária uma maior força para continuar o forjamento, atingindo um valor máximo no final da operação. A Tabela 7.1 mostra a força média medida no final de cada operação, sabendo que cada recalque foi realizado cinco vezes, fazendo-se uma média e um desvio padrão sobre os valores de cada operação (Tabela 7.1).

Tabela 7.1 – Forças máximas média para cada recalque no experimento físico.

|             | Força máxima |
|-------------|--------------|
| 1º recalque | 622 ± 13 kN  |
| 2º recalque | 731 ± 30 kN  |
| 3º recalque | 706 ± 22 kN  |
| 4º recalque | 713 ± 25 kN  |

Notou-se que o terceiro e o quarto recalque obtiveram valores inferiores ao segundo recalque. Isso pode ser explicado em função de um tempo considerável que o tarugo permaneceu dentro do forno antes de retirá-lo e conduzi-lo à prensa para o forjamento dos dois últimos recalques. Em função de a peça ter permanecido mais tempo no forno, houve uma maior homogeneização da sua estrutura cristalina, aumentando sua ductilidade em função do crescimento de grão e, requerendo menor força para forjar comparado ao segundo recalque.

Para encontrar as tensões experimentais resultantes do primeiro ( $\sigma_a$ ) e do segundo ( $\sigma_b$ ) recalque foi preciso estimar as dimensões de contato entre as matrizes e a peça e, com isso, calcular ambas as tensões aplicando a equação 2.1:

$$\sigma_a = \frac{622 \times 10^3 \text{ N}}{44 \text{ mm} \times 80 \text{ mm}} \quad \sigma_a = 176,7 \text{ MPa}$$

$$\sigma_b = \frac{731 \times 10^3 \text{ N}}{48 \text{ mm} \times 85 \text{ mm}} \quad \sigma_b = 179,2 \text{ MPa}$$

Observou-se que as tensões em ambos os recalques foram próximas. A força no segundo recalque foi maior que no primeiro, porém no segundo recalque a área de contato também foi maior, proporcional a força aplicada, obtendo-se valores de tensões semelhantes.

Aplicando-se a equação 2.12, conhecendo-se o valor da constante Stefan-Boltzmann, a área superficial, a emissividade e a temperatura da peça no momento da retirada do forno, é calculada a perda térmica por irradiação durante a condução da peça do forno à prensa hidráulica:

$$Q_S = \delta \cdot A_r \cdot \varepsilon \cdot \vartheta_a^4$$

$$Q_S = 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{\text{kJ}}{\text{s m}^2 \text{ K}^4} \cdot 0,049 \cdot \text{m}^2 \cdot 0,9 \cdot (1200 + 273 \text{ K})^4$$

$$Q_S = 11.771,5 \text{ J/s}$$

A emissividade adotada foi de  $\varepsilon=0,9$  em função de ter sido considerado o tarugo cilíndrico como um corpo cinzento (KREITH; BOHN, 2003).

Com o valor da perda térmica por unidade de tempo (J/s), conhecendo o valor do volume do corpo, a massa específica e o calor específico, é possível calcular a queda de temperatura ( $\Delta\vartheta$ ) em função do tempo aplicando a equação 2.13:

$$\Delta\vartheta = \frac{Q_S}{V \cdot \rho \cdot c_p}$$

$$\Delta\vartheta = \frac{11.771,5 \text{ J/s}}{0,00255 \cdot \text{m}^3 \cdot 7860 \cdot \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 486 \cdot \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot ^\circ\text{C}}}$$

$$\Delta\vartheta = 1,2^{\circ}\text{C/s}$$

Conhecendo a variação da temperatura com o tempo é possível calcular a temperatura final ( $\vartheta_f$ ) da peça em um intervalo de 70 segundos, sabendo que esse foi o tempo que levou para conduzir a peça do forno à prensa hidráulica:

$$\vartheta_f = 1.200 - 1,2 \cdot 70$$

$$\vartheta_f = 1.116^{\circ}\text{C}$$

Para validar os cálculos foi verificado na prática, utilizando-se termopares, o quanto o tarugo cilíndrico perde de temperatura ao conduzir a peça do forno à prensa hidráulica. Através do sistema de aquisição de dados HBM coordenado pelo *software Catman 3.2* foi possível conferir a variação da temperatura ( $\Delta\vartheta$ ) em função do tempo como está mostrado no gráfico da Figura 7.6.

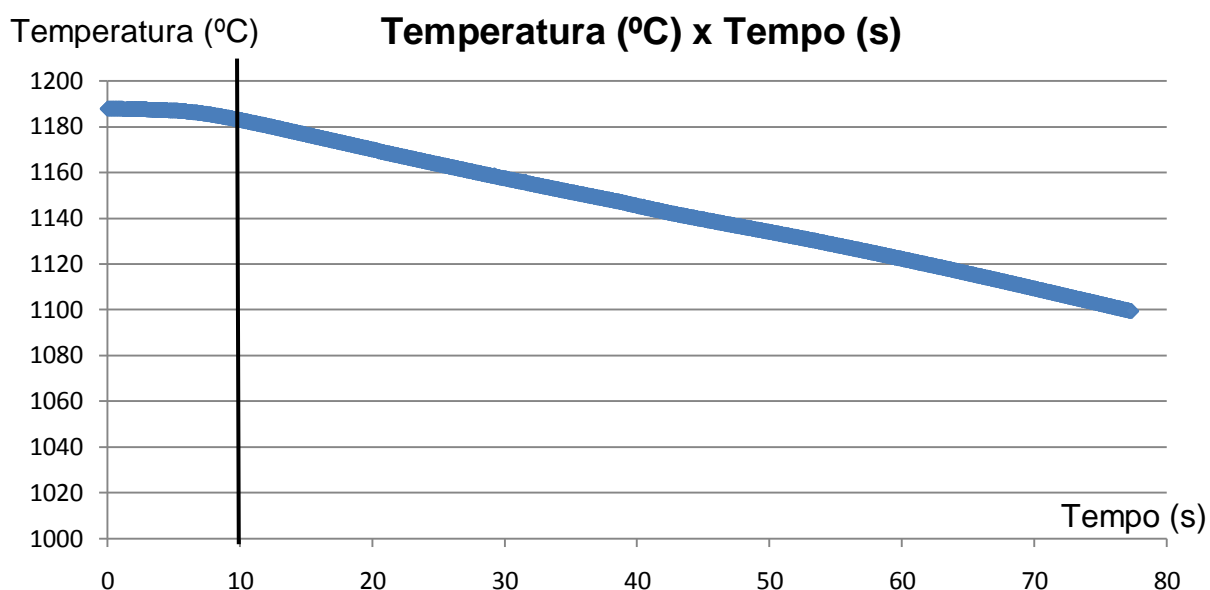


Figura 7.6 – Temperatura em função do tempo.

Como no início da operação a peça estava dentro do forno, houve uma queda desprezível nos primeiros segundos onde foi traçado uma reta vertical no instante 10 segundos. A partir desse instante, a temperatura decresceu de forma linear em função do tempo, comportando-se como uma reta. Com a queda de

temperatura durante a condução da peça do forno à prensa, a temperatura final (temperatura de forjamento) da peça foi de 1.109 °C conforme é observado no final da reta (Figura 7.6).

## 8 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Os valores máximos de deformações equivalentes foram encontrados em regiões semelhantes, nas regiões centrais do corpo forjado (primeiras tiras), evidenciando-se que no FEM houve maior concentração nas regiões próximas do furo. Enquanto que o valor indicado na TEP é o valor médio para uma determinada tira, no FEM é o valor em um determinado elemento. Na mesma tira existe uma distribuição de deformações e tensões heterogêneas e, na TEP, faz-se uma média desses valores. Com os resultados, constata-se que nas primeiras tiras, conforme calculada na TEP, são encontradas maiores concentrações de deformações e de tensões de forma semelhante ao FEM.

A Tabela 8.1 mostra os valores máximos das deformações equivalentes (Tira 1) e das tensões na direção z (Tira 1) encontrados com o emprego da TEP e os valores máximos encontrados com o emprego do FEM.

Tabela 8.1 – Valores máximos das deformações equivalentes e das tensões na direção z resultantes da TEP e da simulação numérica.

|                   | Deformação equivalente $\varphi_e$ (TEP) | Deformação equivalente $\varphi_e$ (FEM) | Tensão na direção Z $\sigma_z$ (TEP) | Tensão na direção Z $\sigma_z$ (FEM) | Tensão na direção Z $\sigma_z$ (Experimento) |
|-------------------|--|--|--------------------------------------|--------------------------------------|--|
| Primeiro recalque | 0,11                                     | 0,23                                     | 78,8 MPa                             | 202,8 MPa                            | 176,7 MPa                                    |
| Segundo recalque  | 0,14                                     | 0,27                                     | 95,7 MPa                             | 239,6 MPa                            | 179,2 MPa                                    |

Observou-se que na TEP a tira com maior valor de deformação equivalente (tira 1) para ambos os recalques apresenta um valor médio ao longo da tira e, no FEM, tem-se diferentes valores de deformações equivalentes para a mesma tira. No entanto, para uma determinada tira há variações dos valores das deformações, evidenciando-se maior concentração nas regiões internas e menores concentrações nas regiões periféricas como mostrado nos resultados do FEM.

Em relação às tensões, na mesma tira há diferentes valores de tensões na direção z que foi identificado através do *software* de simulação numérica e, na TEP, fez-se uma média para uma determinada tira. Para encontrar as tensões

experimentais para ambos os recalques foi considerada apenas a área de contato entre as ferramentas e a peça, justificando o valor de menor intensidade comparado à simulação numérica.

As forças obtidas na TEP, no FEM e nos experimentos são mostrados na Tabela 8.2 para o primeiro e o segundo recalque.

Tabela 8.2 – Forças resultantes da TEP e da simulação numérica.

| Compressão        | Força (TEP) | Força (FEM) | Força (experimental) |
|-------------------|-------------|-------------|----------------------|
| Primeiro recalque | 544 kN      | 579 kN      | 622 kN               |
| Segundo recalque  | 631 kN      | 689 kN      | 731 kN               |

As diferenças dos valores calculados através da TEP em relação aos valores experimentais e dos valores simulados através do FEM em relação aos experimentais estão mostradas na Tabela 8.3.

Tabela 8.3 – Diferenças das forças (F) da TEP e do FEM em relação aos valores experimentais.

| Compressão        | Diferença da força (F) máxima da TEP em relação ao valor experimental | Diferença da força (F) máxima do FEM em relação ao valor experimental |
|-------------------|---|---|
| Primeiro recalque | 12,5%   | 6,9%  |
| Segundo recalque  | 13,7%   | 5,8%  |

Os valores obtidos a partir da TEP, como os obtidos a partir do FEM e dos experimentos, ficaram relativamente próximos, validando o uso da TEP como alternativa ao uso do FEM. Há um erro entre 5% e 15% em função de diversos fatores do processo, como propriedades metalúrgicas dos materiais, temperatura da peça e das matrizes, coeficiente de atrito entre a peça de trabalho e as matrizes, composição química do material trabalhado e das matrizes, perda de calor durante a condução da peça do forno à prensa hidráulica, aquisição dos dados experimentais

durante o forjamento, tensões de escoamento diferentes para cada modelo, dentre outros fatores que influenciam nos resultados.

## 8.1 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS RELACIONADOS COM OS TRABALHOS DESENVOLVIDOS NO LDTM

Diferentemente dos trabalhos de Colombo (2012) e de Medeiros (2012), onde foram realizadas análises através de simulações fazendo alterações nos modelos para atingir um processo confiável e satisfatório pesquisando as melhores rotas de fabricação de um eixo vazado, neste trabalho fez-se um estudo comparativo da associação do modelo matemático baseado na TEP com a simulação numérica no Forjamento em Matriz Aberta de eixos vazados, objetivando a validação desse modelo matemático como uma alternativa ao uso do *software*. Para validação final, realizou-se um experimento prático da aplicação das compressões iniciais objetivando validar os resultados obtidos através do modelo matemático e do *software* de simulação numérica.

Complementando o trabalho de Lenhard (2007), constatou-se neste trabalho que o coeficiente de atrito é diretamente proporcional à tensão na direção x. Sabendo que a tensão na direção x influencia a tensão na direção z, o aumento do atrito provoca um aumento da força de forjamento.

O atrito ( $\mu=0,4$ ) considerado neste trabalho para o aço AISI 4140 foi um pouco acima do valor de atrito ( $\mu=0,3$ ) encontrado no trabalho de Geier (2007) para o aço ligado 16MnCr5 na condição encruado. Isso se deve ao calor empregado para a realização do forjamento a quente, visto que no trabalho de Geier (2007) foi realizado o forjamento a morno.

Comparativamente ao trabalho de Lima (2007), neste trabalho houve uma diferença em torno de 6% a 7% dos valores de forças experimentais em relação aos valores simulados numericamente. No trabalho apresentado por Lima (2007), onde foi simulado o forjamento de uma broca de perfuração, a força identificada pela célula de carga durante o experimento físico foi 6% menor do que a força estipulada pelo *software* de simulação numérica.



No trabalho de Moraes (2007), os valores encontrados através do uso da TEP e do FEM ficaram próximos aos valores experimentais. A diferença entre o método analítico (TEP) e o experimental foi de 16,5% e entre o método numérico (FEM) e o experimental foi de 15%. Neste trabalho, as diferenças entre os valores da TEP em relação aos valores práticos e entre os valores do FEM em relação aos valores práticos ficaram em torno de 10% a 15%, dentro da faixa de erro encontrada em outros trabalhos. A principal fonte de erro descrita neste trabalho foi a não obtenção do coeficiente de atrito para as condições de forjamento utilizadas.

## 9 CONCLUSÕES

Com a aplicação da Teoria Elementar da Plasticidade para o forjamento de tarugos cilíndricos em Matriz Aberta, obtiveram-se resultados compatíveis com a realidade. A aplicação da TEP é relativamente simples, podendo se comportar como uma ferramenta de trabalho eficiente nas indústrias quando há o conhecimento pleno do modelo matemático, reduzindo o custo de implantação de *software* de simulação computacional. Portanto, a TEP pode ser usada no Forjamento em Matriz Aberta considerando o nível de deformações analisadas.

Comparando os valores das forças obtidas através da aplicação da TEP com os obtidos pelo *software* de simulação, percebeu-se que ficaram próximos entre 5 a 15%. Isso indica que as forças resultantes da TEP são confiáveis, possibilitando fazer comparações com variações e alterações na metodologia do processo para este caso.

Observou-se que as regiões que apresentaram maiores concentrações de deformações equivalentes e tensões na direção z pelo *software* de simulação numérica coincidiram com as tiras onde foi averiguado maiores valores de deformações e tensões. Contudo, a Teoria Elementar da Plasticidade obedeceu a tendência esperada em relação a distribuição de deformações e tensões, onde há valores de maiores intensidades na região central e de menores intensidades nas regiões periféricas.

O uso da Teoria Elementar da Plasticidade pode ser empregado para estimar o valor da força de forjamento, conhecendo a geometria inicial e a geometria final que pretende atingir com o forjamento. Como exemplo, caso seja pretendido selecionar uma prensa para poder forjar um determinado componente, pode-se aplicar a TEP para estimar a força requerida pela prensa e, com isso, selecionar a prensa mais adequada para o caso que está sendo estudado.

As diferenças nos resultados obtidos através da TEP, do FEM e do experimento físico podem ser justificadas em função das diferentes curvas de escoamento que foram utilizadas, lembrando que na TEP foi utilizado dados do material encontrado na literatura, no FEM, dados encontrados na biblioteca do *software* e, no experimento físico, o próprio aço fornecido pela empresa Favorit.

Outro fator que pode influenciar é o coeficiente de atrito, pois no experimento físico, apesar de ter sido utilizado grafite como lubrificante, o forjamento a quente apresenta um fator de atrito consideravelmente elevado. As variações de temperatura, apesar de terem sido estimadas, haveria a necessidade de fazer um estudo mais complexo para a determinação das perdas e ganhos de calor para ser considerados tanto no modelo matemático como na simulação numérica.

Nos meios acadêmicos, as medidas de otimização são estudadas com o propósito de reduzir os custos dos processos de fabricação mecânica nas indústrias. Uma medida encontrada para a otimização desses processos é a simulação numérica. O uso da Teoria Elementar da Plasticidade (TEP) como método de otimização, vem como alternativa à simulação numérica neste caso.

## 10 TRABALHOS FUTUROS

Os pesquisadores da área de forjamento poderiam aplicar o Método das Tiras refinando as tiras, ou seja, aplicando a teoria com maior número de tiras, obtendo-se tiras mais finas. O refinamento das tiras prevalece a precisão dos resultados de forma semelhante ao Método dos Elementos Finitos, onde é construído uma malha com um determinado número de elementos para depois realizar a simulação numérica. Contudo, na simulação numérica, quando mais refinado estiver a malha, com maior número de elementos, os resultados seriam mais precisos, porém, levariam um maior tempo para a realização da simulação numérica.

Como sugestões para mais trabalhos futuros poderia ser aplicada a Teoria Elementar da Plasticidade (TEP) para aplicação de mais recalques de forjamento. Visando esta idéia, o forjamento poderia prosseguir com mais recalques em torno do perímetro do tarugo cilíndrico e, após a aplicação, avançar e aplicar o mesmo número de recalques em torno do todo perímetro do tarugo cilíndrico com a finalidade de atingir uma geometria próxima a de um eixo vazado usado em aerogeradores de grande porte.

Como outra proposta, poderia combinar a Teoria Elementar da Plasticidade com as matrizes sugeridas pelo trabalho de Colombo (2012), onde foi mostrado que as matrizes côncavas são as mais adequadas para melhorar a distribuição de deformações equivalentes, sendo que essa combinação de matrizes induz maior uniformidade dos grãos durante o Forjamento em Matriz Aberta. Contudo, poderia ser adaptada a Teoria Elementar da Plasticidade no Forjamento em Matriz Aberta usando matrizes côncavas.

Outra análise sugerida seria realizar experimentos usando deformações equivalentes maiores para verificar as máximas deformações permitidas por passe de forjamento e realizar cálculos e simulações usando curvas de escoamentos diferentes, avaliando-as.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASM International. ASM Handbook: Properties and selection: Irons, steels and high-performance alloys (06181) – Volume 1. 10<sup>a</sup> ed. Canadian: ASM International, 1990. 1.063 p.

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

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

AKSAKAL B., OSMAN F. H., BRAMLEY, A. N.: Upper-bound analysis for the automation of open-die forging. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 71, Issue 2, p. 215-223, 1997.

AKSAKAL, B., OSMAN, F. H., BRAMLEY, A. N.: Determination of experimental axial and sideways metal flow in open die forging. **Materials & Design**, v. 29, Issue 3, p. 576-583, 2008.

BÖRDER, C.: Análise do coeficiente de atrito no ensaio do anel para o forjamento a quente. Trabalho de curso do Mestrado Profissionalizante em Engenharia Automotiva da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo 2005.

BUENO, A. F.; MARTINS, V.; BÖESCH, JR. P. R. ; MARGUTTI, D. M. ; KERSTNER, K. E.; SCHAEFFER L., *Comportamento do coeficiente de atrito no aço AISI 4140 em teste de compressão do anel com diferentes lubrificantes*, 66 Congresso Internacional da ABM. p. 1861 – 1867, 2011.

BULLOCH, J. H.; YOUNES, C. M.; BERNARD, P. J.; HEARD, P. A detailed fitness-for-purpose assessment of turbine valve spindles. *Engineering Failure Analysis*, v. 13, Issue 5, p. 747-766, 2006.

CETLIN, P. R.; HELMAN, H.: *Fundamento da Conformação: Mecânica dos Metais*. 2<sup>a</sup> Edição: Belo Horizonte – MG. Editora Artliber, 2005.

CHO, J. R.; JEONG, H. S.; CHA, D. J.; BAE, W. B.; LEE, J. W.: Prediction of microstructural evolution and recrystallization behaviors of a hot working die steel by FEM. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 160, Issue 1, p. 1-8, 2005.

CHOI, S. K.; CHUN, M. S.; VAN TYNE C. J.; MOON, Y. H. **Optimization of open die forging of round shapes using FEM analysis**. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 172, p. 88–95, 2006.

CLEARY, P. W.; PRAKASH, M.; DAS, R.; HA, J.: Modelling of metal forging using SPH. *Applied Mathematical Modelling*, v. 36, Issue 8, p. 3836-3855, 2012.

COLOMBO, T. C.: A. Análise numérica do Forjamento em Matriz Aberta para a produção de eixos vazados. Dissertação de Mestrado em Engenharia Metalúrgica – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre - RS, 2012.

COMERCIAL GERDAU: Aços para Beneficiamento. Disponível em: <[http://www.comercialgerdau.com.br/produtos/acos\\_especiais\\_beneficiamento.asp](http://www.comercialgerdau.com.br/produtos/acos_especiais_beneficiamento.asp)> Acesso em 31 de janeiro de 2013.

EDELMAN, F.; DRUCKER, D. C. Some extensions of elementary plasticity theory. *Journal of the Franklin Institute*, v. 251, Issue 6, p. 581-605, June 1951.

FAVORIT AÇOS ESPECIAIS.: Aços para Construção Mecânica. Aço SAE 4140. Disponível em: <<http://www.favorit.com.br/produtos/categoria/acos-construcao-mecanica/aco-sae-4140>> Acesso em 31 de janeiro de 2013.

FERESHTEH-SANIEE, F.; JAAFARI, M.: Analytical, numerical and experimental analyses of the closed-die forging. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 125-126, p. 334 – 340, September 2002.

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

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

GEIER, M.. Consideração sobre o atrito para processos de forjamento a frio através do ensaio de compressão do anel. Dissertação de Mestrado em Engenharia Metalúrgica – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre - RS, 2007.

GHAEI, A.; MOVAHHEDY, M. R. Die design for the radial forging process using 3D FEM. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 182, p. 534-539, 2007

HAN, H.: Determination of mean flow stress and friction coefficient by the modified two-specimen method in cold rolling. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 159, Issue 3, p. 401-408, 2005.

HAN, X.; HUA, L.: Effect of size of the cylindrical workpiece on the cold rotary-forging process. *Materials & Design*, v. 30, Issue 8, p. 2802-2812, 2009.

HENSEL, A.; SPITTEL, T.: Kraft- und Arbeitsbedarfbildsamer Formgebungsverfahren. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1978.

HIRSCHVOGEL, M.; DOMMELEN, H.: **Some applications of cold and warm forging.** *Journal of Materials Processing Technology*. v. 35, Issues 3-4, p. 343-356, 1992.

HUA, L.; HAN, X.: 3D FE modeling simulation of cold rotary forging of a cylinder workpiece. *Materials & Design*, v. 30, Issue 6, p. 2133-2142, 2009.

INCROPERA, F. I.; DAVID, P. W.; BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S.: *Fundamentos de Transferência de calor e massa*, 6ª edição. Rio de Janeiro: LTC, 2006.

IRISARRI, A. M.; PELAYO, A. Failure analysis of an open die forging drop hammer. *Engineering Failure Analysis*, v. 16, p. 1727-1733, 2009.

KCHAOU, M.; ELLEUCH, R.; DESPLANQUES, Y.; BOIDIN, X.; DEGALLAIX, G.: Failure mechanisms of H13 die on relation to the forging process – A case study of brass gas valves. *Engineering Failure Analysis*, v. 17, Issue 2, p. 403-415, 2010.

KREITH, F.; BOHN, M. S. *Princípios de Transferência de Calor*. São Paulo, Editora: Pioneira Thomson Learning, 2003.

KIM, P. H.; CHUN, M. S.; YI, J. J.; MOON, Y. H.: Pass schedule algorithms for hot open die forging. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 130–131, p. 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. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 140, Issues 1–3, p. 84-89, 2003.

LENHARD, A. L. *Análise da influência das propriedades do material e parâmetros do processo na Simulação Numérica do processo de forjamento*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Metalúrgica – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre - RS, 2007.

LI, G.; JINN, J. T.; WU, W. T.; OH, S. I.: Recent development and applications of three-dimensional finite element modeling in bulk forming processes. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 113, Issues 1-3, p. 40-45, 2001.

LIMA, D. R. S.: *Desenvolvimento de tecnologia de forjamento de aço AISI 8640 destinado à produção de brocas de perfuração*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Metalúrgica – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre - RS, 2007.

LIN, Y. C.; CHEN M. S.; ZHONG, J.: Effect of temperature and strain rate on the compressive deformation behavior of 42CrMo steel. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 205, Issues 1–3, p. 308-315, 2008.

LIN Y. C.; CHEN, M. S.; ZHANG, J.: Modeling of flow stress of 42CrMo steel under hot compression. *Materials Science and Engineering*. v. 499, Issues 1–2, p. 88-92, 2009.

LU, B.; OU, H.; ARMSTRONG, C. G.; RENNIE, A.: 3D die shape optimisation for net-shape forging of aerofoil blades. *Materials & Design*, v. 30, Issue 7, p. 2490-2500, 2009.

MARTINS, P., RODRIGUES, J. *Tecnologia Mecânica*. Vol 1. Capítulo 7: Método da Fatia Elementar, p. 389-411, Lisboa: Escolar Editora, 2005.

MARTINS, P., RODRIGUES, J. *Tecnologia Mecânica*. Vol 2. Capítulo 14.2: Forjamento em Matriz Aberta, p. 1-77, Lisboa: Escolar Editora, 2005.

MEDEIROS, G. A.: Uma Contribuição ao Forjamento em Matriz Aberta de Eixos Vazados. Dissertação de Mestrado em Engenharia Metalúrgica - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre - RS, 2012.

MORAES, S. A.: Análise Analítica, Numérica e Experimental do Forjamento a Quente da Liga Ti-6Al-4V. Porto Alegre - RS, UFRGS, 2007.

PARK, K. S.; VANTYNE, C. J.; MOON, Y. H.: Process analysis of multistage forging by using finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, n. 187-188, p. 586–590, 2007.

RECKER, D., FRANZKE, M., HIRT, G.: Fast models for online-optimization during open die forging. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 60, Issue 1, p. 295-298, 2011.

REDL, C.; REITER, G.; SCHÜTZENHÖFER, W.; SILLER, I.; TANZER, R.; TIAN, B.; WIESER, V. Integrated Simulation of the Production Process of Tool Steels. **Berg und Hüttenmännische Monatshefte**, v. 152, n. 11, p. 340-344, 2007.

SCHAEFFER, L.: *Conformação Mecânica*. 2ª Edição. Porto Alegre – RS: Editora Imprensa Livre, 2004.

SCHAEFFER, L.; ROCHA, A. S.: *Conformação Mecânica: Cálculos Aplicados em Processos de Fabricação*. 1ª Edição. Porto Alegre – RS: Editora Imprensa Livre, 2007.

SCHAEFFER, L.: *Forjamento: Introdução ao Processo*. 2ª Edição. Porto Alegre – RS: Editora Imprensa Livre, 2006.

ZUO, X.; WEI, Y.; CHEN, J.; ZENG, L.; RUAN, X.: 3D FEM simulation of multi-stage forging process using solid modeling of forging tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 91, Issues 1-3, p. 191-195, 1999.