

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

Desenvolvimento de processo de forjamento da liga de alumínio AA6351 com auxílio  
de computação numérica

Leonardo Martello

Dissertação para obtenção do título de Mestre  
em Engenharia

Porto Alegre  
2007

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

Desenvolvimento de processo de forjamento da liga de alumínio AA6351 com auxílio  
de computação numérica

Leonardo Martello  
Engenheiro Mecânico Automotivo

Trabalho realizado no Centro de Tecnologia da Escola de Engenharia da UFRGS,  
dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de  
Materiais - PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre  
em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre  
2007

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração Processos de Fabricação e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Lírio Schaeffer

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Sérgio Tonini Button – UNICAMP/FEM

Dr. Alberto Moreira Guerreiro Brito – LdTM/UFRGS

Prof. Dr. Alexandre da Silva Rocha - LdTM/UFRGS

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann  
Coordenador do PPGEM

À meus pais  
À Roberta Soriano

## AGRADECIMENTOS

Ao professor LÍRIO Schaeffer pelo estímulo, dedicação e valiosas contribuições.

Aos colegas Adalberto L. Lenhard Jr., Matheus Sessim Gomes, Alberto Moreira Guerreiro Brito e Martin Geier pelas sugestões e inestimáveis observações.

Aos bolsistas e funcionários do Laboratório de Transformação Mecânica - LdTM, Ronaldo Finkler, Luciano Coelho, Carla Aguiar, Sabrina Ferreira e Luis Eduardo Pinow Ribas pela ajuda ao longo deste trabalho.

Ao CNPq pela viabilização do projeto através de auxílio financeiro.

À MSC Software pela disponibilização dos programas MSC.SuperForge 2005<sup>®</sup> e MSC.SuperForm 2005<sup>®</sup>.

À Acheson Industries pela doação dos lubrificantes utilizados para a realização dos experimentos.

À Gerdau Aços Finos Piratini pela doação do material utilizado para a confecção do ferramental.

À empresa Forjas Brasileiras Indústrias Metalúrgicas S/A pelo apoio, compreensão e oportunidade recebidos.

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>3</b>
2.1. ASPECTOS DO PROCESSO DE FORJAMENTO .....	3
2.2. ALUMÍNIO.....	4
2.3. COEFICIENTE DE ATRITO.....	6
2.4. CURVAS DE ESCOAMENTO.....	8
2.5. PARÂMETROS TÉRMICOS .....	11
2.5.1. CONVECÇÃO FORÇADA.....	12
2.5.2. CONVECÇÃO NATURAL OU LIVRE .....	14
2.5.3. EMISSIVIDADE .....	16
2.6. EXPANSÃO TÉRMICA .....	16
2.7. INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NOS PROCESSOS DE FORJAMENTO .....	18
2.8. TRATAMENTO TÉRMICO.....	20
2.8.1. TRATAMENTO TÉRMICO DE LIGAS DE ALUMÍNIO.....	20
2.8.2. TRATAMENTO TÉRMICO DA LIGA AA6351.....	22
2.9. RIGIDEZ DO EQUIPAMENTO.....	22
2.10. SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE PROCESSOS DE FORJAMENTO.....	23
2.10.1. MÉTODO DOS VOLUMES FINITOS.....	24
2.11. AÇOS FERRAMENTA .....	25
2.11.1. AÇO AISI H13.....	26
<b>3. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DO ATRITO .....</b>	<b>27</b>
3.1. LUBRIFICANTE .....	27
3.2. ENSAIO DO ANEL.....	28
3.3. ENSAIO REALIZADO .....	28
3.4. RESULTADOS.....	29
<b>4. PARÂMETROS TÉRMICOS.....</b>	<b>31</b>
4.1. CONVECÇÃO FORÇADA .....	31
4.1.1. GERATRIZ AQUECIDA A 430 °C .....	32
4.1.2. GERATRIZ AQUECIDA A 500 °C .....	34
4.2. CONVECÇÃO NATURAL DA GERATRIZ .....	36
4.2.1. GERATRIZ AQUECIDA A 430 °C .....	36

4.2.2. GERATRIZ AQUECIDA A 500 °C .....	38
4.3. CONVECÇÃO NATURAL DA FERRAMENTA.....	39
4.4. EMISSIVIDADE .....	41
<b>5. CORREÇÃO DIMENSIONAL DA PEÇA FORJADA.....</b>	<b>42</b>
<b>6. SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO PROCESSO DE FORJAMENTO .....</b>	<b>44</b>
6.1. RESFRIAMENTO DA GERATRIZ .....	47
6.2. DIMENSIONAMENTO DA GERATRIZ COM AUXÍLIO DE SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL.....	48
6.3. ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA DAS GERATRIZES.....	50
6.4. TENSÕES NO FERRAMENTAL.....	53
6.5. DESENVOLVIMENTO DE PRÉ-FORMA PARA GERATRIZ.....	56
<b>7. ANÁLISE EXPERIMENTAL DO FORJAMENTO .....</b>	<b>60</b>
7.1. MÉTODO .....	60
7.2. CÁLCULO DA RIGIDEZ DA PRENSA FKL .....	62
7.3. VELOCIDADE DE FECHAMENTO DA PRENSA .....	65
7.4. FORÇAS DE CONFORMAÇÃO .....	65
7.5. PEÇAS FORJADAS.....	66
<b>8. ANÁLISE DOS RESULTADOS.....</b>	<b>68</b>
8.1. COMPARAÇÃO DAS PEÇAS SIMULADAS COM AS FORJADAS .....	68
8.2. COMPARAÇÃO DAS FORÇAS MEDIDAS E SIMULADAS.....	71
8.3. UTILIZAÇÃO DE GERATRIZ COM PRÉ-FORMA.....	72
<b>9. CONCLUSÕES.....</b>	<b>74</b>
9.1. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	75
<b>10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>76</b>

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1: Curva de escoamento do alumínio AA6351 para velocidade de deformação $\dot{\phi} = 0,1\text{s}^{-1}$ .....	10
Figura 2.2: Curva de escoamento do alumínio AA6351 para velocidade de deformação $\dot{\phi} = 1,0\text{s}^{-1}$ .....	10
Figura 2.3: Curva de escoamento do alumínio AA6351 para velocidade de deformação $\dot{\phi} = 10,0\text{s}^{-1}$ .....	11
Figura 3.1: Região onde foi realizado o ensaio do anel na ferramenta .....	29
Figura 3.2: Evolução da deformação do anel.....	29
Figura 6.1: Malha de elementos finitos nas matrizes de forjamento gerados pelo programa. MSC.SuperForm 2005® .....	45
Figura 6.2: Geometria da peça forjada (a) e da geratriz posicionada entre as matrizes de forjamento (b) .....	46
Figura 6.3: Dimensões básicas da peça conformada.....	47
Figura 6.4: Temperatura da geratriz quando retirada do forno (a), após posicionada sobre a matriz de forjamento inferior (b) e no instante anterior ao início da conformação (c).....	48
Figura 6.5: Comparação entre as peças obtidas com a utilização de geratrizes com 22,2 mm (a) e 25.4 mm (b) de diâmetro .....	49
Figura 6.6: Análise do preenchimento da cavidade para geratrizes com 100 mm (a), 110 mm (b) e 120 mm (c) de comprimento .....	50
Figura 6.7: Distribuição de temperaturas da peça para matrizes aquecidas a 90 °C e geratrizes aquecidas a 430 °C (a) e 500 °C (b).....	51
Figura 6.8: Preenchimento das cavidades para geratrizes aquecidas a 430 °C (a) e 500 °C (b).....	52
Figura 6.9: Forças de conformação da peça a 430 °C e 500 °C .....	54
Figura 6.10: Tensões nas matrizes no instante de maior força de conformação para geratriz aquecida a 420 °C .....	54
Figura 6.11: Tensões nas matrizes no instante de maior força de conformação para geratriz aquecida a 500 °C .....	55
Figura 6.12: Tensões do ferramental concentradas na região do espelho da peça ..	55



Figura 6.13: Seções da peça com 10 mm de distância cada.....	56
Figura 6.14: Geometria da geratriz pré-formada com um acréscimo de 5% em seu volume total .....	58
Figura 6.15: Estudo realizado utilizando-se uma geratriz com 5% de material para formação de rebarba .....	58
Figura 6.16: Estudo realizado utilizando-se uma geratriz com 10% de material para formação de rebarba .....	59
Figura 7.1: Dispositivo auxiliar de posicionamento da geratriz sobre a cavidade.....	61
Figura 7.2: Rebarbadora utilizada para rebarbar a peça .....	62
Figura 7.4: Deslocamento corrigido em função da rigidez da prensa.....	64
Figura 7.5: Velocidade de fechamento da prensa em função do tempo .....	65
Figura 7.6: Forças de conformação e curso das ferramentas em função do tempo..	66
Figura 7.7: Peça forjada com geratriz de 110 mm de comprimento e 22,2 mm de diâmetro .....	67
Figura 7.8: Rebarba retirada da peça e peça final .....	67
Figura 8.4: Comparação das forças obtidas via experimento e simulação .....	71
Figura 8.5: Velocidade da prensa utilizada para a conformação das peças .....	72

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1: Composição química média da liga de alumínio AA6351.....	5
Tabela 2: Coeficientes para curva de escoamento do alumínio AA6351 [23] .....	9
Tabela 3: Coeficientes de expansão térmica dos materiais .....	18
Tabela 4: Classificação da deformação a frio H para ligas de alumínio [8] .....	21
Tabela 5: Tratamentos térmicos aplicáveis às ligas de alumínio estáveis [8] .....	22
Tabela 6: Seqüência de tratamento térmico da liga AA6351 [28].....	22
Tabela 7: Composição química média da liga de aço AISI H13 [32].....	26
Tabela 8: Propriedades físicas do ar na temperatura de corrente livre, 20 °C [24]...32	
Tabela 9: Propriedades físicas do ar na temperatura de parede, 430 °C [24] .....	32
Tabela 10: Propriedades físicas do ar na temperatura de película, 225 °C [24] .....	33
Tabela 11: Propriedades físicas do ar na temperatura de parede a 500 °C [24] .....	35
Tabela 12: Propriedades físicas do ar na temperatura de película, 260 °C [24] .....	35
Tabela 13: Propriedades físicas do ar na temperatura de película, 55 °C [24] .....	40
Tabela 14: Emissividade para o alumínio e aço ferramenta oxidados [25] .....	41
Tabela 15: Parâmetros térmicos utilizados na simulação .....	44
Tabela 16: Área de cada seção da peça e raio equivalente para geratriz.....	57
Tabela 17: Área de cada seção da geratriz e raio equivalente utilizando-se o volume da peça.....	57
Tabela 18: Área de cada seção da geratriz e raio equivalente com aumento de volume total de 10% .....	59
Tabela 19: Dimensões das peças forjada e simulada com 22,2mm de diâmetro e 110mm de comprimento.....	69
Tabela 20: Dimensões das peças forjada e simulada com 22,2mm de diâmetro e 100mm de comprimento.....	70

## LISTA DE SÍMBOLOS

C - força de conformação, MN

D - diâmetro, mm

f - fator de correção devido à expansão da geratriz e das matrizes

$F_a$  - força de atrito, N

$F_N$  - força normal, N

g - aceleração da gravidade,  $\text{mm/s}^2$

$Gr_D$  - número de Grashof para corpo cilíndrico

$Gr_L$  - número de Grashof para placa plana

h - coeficiente convectivo de transferência de calor,  $\text{W/mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

$h_m$  - coeficiente convectivo médio,  $\text{W/mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

$k_c$  - limite de escoamento em cisalhamento, através do critério de von Misses, MPa

$k_f$  - tensão de escoamento, MPa

$k_{f0}$  - tensão de escoamento quando deformação verdadeira = 1, MPa

K - coeficiente condutivo de transferência de calor,  $\text{W/mm} \cdot ^\circ\text{C}$

l - deslocamento, mm

L - comprimento, mm

$L_C$  - comprimento característico, mm

$L_i$ , comprimento inicial, mm

$L_f$ , comprimento do forjado frio, mm

m - fator de atrito

$n_{1,2,3}$  - constantes do material que representam a influência da temperatura, da deformação e da velocidade de deformação, respectivamente

$Nu_m$  - número de Nusselt médio

Pr - número de Prandtl

$Ra_D$  - número de Rayleigh

Re - número de Reynolds

S - rigidez do equipamento, MN/mm

T - temperatura de película,  $^\circ\text{C}$

$T_a$ , temperatura ambiente, °C  
 $T_f$ , temperatura de forjamento, °C  
 $T_m$ , temperatura das matrizes, °C  
 $T_w$  - temperatura da parede, °C  
 $T_\infty$  - temperatura da corrente livre, °C  
 $u_\infty$  - velocidade da corrente livre, mm/s  
 $\alpha$ , difusividade térmica, mm<sup>2</sup>/s  
 $\beta$ , coeficiente de expansão térmica, mm/mm.°C  
 $\phi$  - coeficiente de dilatação térmica, °C<sup>-1</sup>  
 $\varphi$  - deformação verdadeira  
 $\dot{\varphi}$  - velocidade de deformação, s<sup>-1</sup>  
 $\mu$  - coeficiente de atrito coulombiano  
 $\mu_w$  - viscosidade na temperatura da parede, g/mm.s  
 $\mu_\infty$  - viscosidade na temperatura da corrente livre, g/mm.s  
 $\sigma_N$  - tensão normal na interface, MPa  
 $\tau$  - tensão de cisalhamento na interface, MPa  
 $\nu$  - viscosidade cinemática, mm<sup>2</sup>/s  
 $\xi$  - emissividade

## RESUMO

O objetivo deste trabalho é apresentar a seqüência de desenvolvimento de um processo de forjamento a quente com uma liga de alumínio AA6351. Métodos experimentais, numéricos e computacionais são utilizados em conjunto buscando a redução do tempo de desenvolvimento do processo de conformação, reduzindo as chances de confecção incorreta de ferramental, conformação insatisfatória, capacidade dos equipamentos inadequada, entre outros.

Os programas comerciais de simulação numérica MSC.SuperForge 2005<sup>®</sup> e MSC.SuperForm 2005<sup>®</sup>. Este é alimentado com parâmetros obtidos através de métodos experimentais, como curvas de escoamento e fator de atrito, e métodos teóricos como coeficientes de transferência de calor, com o objetivo de melhorar a qualidade dos resultados obtidos através da simulação numérica.

As peças produzidas são comparadas com os resultados obtidos via simulação computacional com o intuito de validar os resultados obtidos e apresentar a viabilidade de utilização de métodos numéricos para desenvolvimento de processos de conformação mecânica.

O desenvolvimento de geratrizes pré-formadas é realizado através de simulação numérica resultando em uma redução de aproximadamente 59% no volume de material perdido em forma de rebarba.

## PALAVRAS CHAVE

Forjamento, alumínio e simulação

## ABSTRACT

The purpose of this work is to present the sequence of a hot forging process development from AA6351 aluminum forged part. Experimental, numeric and computational methods are used together so as to reduce the product's development time, chances of incorrect tools construction, incorrect formation and inadequate equipment capacity, among other things.

The MSC.SuperForge 2005<sup>®</sup> commercial numeric simulation software is used. This software is fed with parameters acquired through experimental methods, like flow-stress curves and friction curves, and numeric methods, like heat transfer coefficients, with the purpose of increase the results quality got through numeric simulation.

Produced parts are compared with computational simulation results with the purpose to validate the results got and present the feasibility of the use of numeric methods to development of mechanical formation processes.

Pre-formed billets development is realized through numeric simulation resulting in a material volume reduction of approximately 59% in material volume loss like flash.

## KEY WORDS

Forging, aluminum and simulation

# 1. INTRODUÇÃO

Este trabalho visa apresentar a viabilidade técnica e os benefícios da utilização de programas de simulação numérica no desenvolvimento de processos de conformação mecânica de ligas de alumínio.

O alumínio vem ganhando grande interesse comercial ao longo dos anos devido às vantagens inerentes a este metal, entre elas a baixa densidade, boa resistência mecânica, reduzido consumo de energia em sua reciclagem e disponibilidade de minério. Suas principais aplicações concentram-se nas indústrias aeronáutica e de transportes, de um modo geral, por possuírem as características citadas acima. Uma das principais formas de transformação deste metal é o processo de forjamento que consiste na deformação plástica de uma geratriz entre as cavidades de matrizes que possuem o formato da peça desejada. Este processo de fabricação se caracteriza pelo baixo consumo de energia e elevado aproveitamento do material empregado.

O desenvolvimento de processos de forjamento é uma atividade que consome tempo com altos custos envolvidos devido ao método iterativo de tentativa e erro usado para o projeto de ferramentas e para encontrar o equipamento e condições de processo [1]. Com a busca pela otimização e redução do tempo de desenvolvimento destes processos para redução de custos e com o advento da informática, programas computacionais de cálculo de volumes e elementos finitos foram desenvolvidos para auxiliar no desenvolvimento de novos processos e otimização de processos já existentes. Estes programas permitem a redução do tempo de desenvolvimento de novos processos, da quantidade de material desperdiçado na forma de rebarba e no aumento da vida útil do ferramental.

Com auxílio dos programas comerciais MSC.SuperForge 2005<sup>®</sup> e MSC.SuperForm 2005<sup>®</sup> este trabalho desenvolve através de estudo preliminar o dimensionamento da geratriz para forjamento da uma peça com a liga de alumínio

AA6351. Analisa-se, também, a influência da temperatura das matrizes e da geratriz nas forças de forjamento e preenchimento da cavidade e as tensões geradas no ferramental durante a conformação.



## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. ASPECTOS DO PROCESSO DE FORJAMENTO

A conformação de metais está entre os três processos de fabricação mais utilizados na produção de artigos metálicos, juntamente com a fundição e a usinagem. A conformação talvez seja a técnica mais madura e antiga das três [2]. As primeiras notícias sobre conformação remontam a 8.000 anos antes de Cristo. Em 4.000 antes de Cristo, iniciou-se a conformação de bronze pelo homem para a produção de armas de guerra e ferramentas, que se estendeu até próximo do final do século XIX, com a melhoria gradativa dos metais empregados, como o ferro e o aço.

As forjarias até o século XIX trabalharam particularmente com forjamento de ferro em matriz aberta. Com o passar dos anos a capacidade dos equipamentos utilizados foi aumentando gradualmente de 0,5kN para até 10,0kN. A invenção do conversor Bessemer em 1.856 foi o maior passo para o desenvolvimento da indústria de forjamento de materiais ferrosos. O amadurecimento desta indústria se deu entre as décadas de 1.920 e 1.960 com o estabelecimento dos primeiros desenvolvimentos científicos como a teoria da plasticidade, tecnologia dos materiais e análise experimental dos processos. Desde então a ciência é uma importante base econômica para as indústrias de tecnologia de conformação de metais [3]. Hoje as forjarias tem extrema importância no fornecimento de grandes quantidades de peças forjadas a baixo custo, devido a sua alta produtividade, baixo índice perda de material, qualidade das peças produzidas, capacidade de produção e da capacidade de trabalhar com materiais ferrosos e não-ferrosos.

O forjamento é um processo de fabricação em série de peças metálicas destinadas às mais variadas aplicações [4]. O processo consiste na deformação plástica de uma geratriz através de sua compressão entre matrizes para a obtenção de uma determinada forma final [5].

Este processo pode ser classificado em forjamento a frio, a morno ou a quente em função da temperatura em que ocorre a conformação. Outra forma de classificação diz respeito a geometria das matrizes, podendo ser aberta ou fechada com ou sem rebarba. Normalmente, o forjamento em matriz aberta é realizado a quente e destinado a produção de peças grandes em lotes relativamente pequenos. Em geral as peças produzidas por este processo sofrem, após o forjamento, operações de usinagem onde considerável quantidade de material é retirada. O forjamento em matriz fechada com rebarba é o mais indicado para produção de componentes de médio e pequeno porte, podendo ser realizado a quente ou a morno. Tradicionalmente o processo de forjamento em matriz fechada sem rebarba é realizado a frio e aplica-se a produção de peças pequenas em grandes lotes [4].

Ligas de alumínio foram inicialmente utilizadas para o forjamento de peças para a indústria aeronáutica devido a seu reduzido peso e características mecânicas. Hoje a indústria automobilística, bélica e de máquinas e equipamentos são grandes consumidoras destas peças. Uma das vantagens do forjamento destas ligas é a relativamente baixa temperatura de forjamento à quente, entre 400 °C e 500 °C para a maioria das ligas, o que resulta em economia de energia quando comparada com o forjamento a quente de peças de aço, que é realizado em torno de 1.200 °C .

## 2.2. ALUMÍNIO

O alumínio é o metal não-ferroso mais abundante na crosta terrestre [6]. Seu principal minério é a bauxita, sendo que o Brasil possui a terceira maior reserva de bauxita do mundo. A principal aplicação do alumínio no Brasil atualmente é na confecção de embalagens seguido do setor de transportes e construção civil. Segundo a Associação Brasileira do Alumínio (ABAL) o Brasil recicla anualmente 35% do alumínio utilizado, 3% acima da média mundial [7]. As principais vantagens do uso do alumínio dizem respeito a sua reciclabilidade, baixa densidade, atoxicidade, elevada condutibilidade térmica e elétrica, maleabilidade e resistência a corrosão.

A conformação a quente do alumínio é geralmente realizada em temperaturas relativamente elevadas devido a redução de sua tensão de escoamento e da menor probabilidade de ocorrência de trincas e falhas durante a conformação quando comparada com processos de conformação a frio.

O material utilizado neste trabalho é a liga AlSi1Mg0,5Mn, também conhecida como AA6351. Se caracteriza por ser tratável termicamente por conter silício e magnésio que formam silicato de magnésio durante o tratamento térmico. Suas principais características são a boa conformabilidade, soldabilidade, usinabilidade, resistência à corrosão, com média resistência mecânica [8]. Esta liga geralmente é aplicada em peças que necessitem resistência a corrosão e em peças estruturais de caminhões e automóveis devido ao seu reduzido peso [9].

A temperatura de forjamento a quente para ligas de alumínio está normalmente situada entre sua temperatura de recristalização e a de solubilização. Acima da linha “solidus” ocorrem defeitos irreparáveis, ocorrendo fusão de algumas fases ou compostos de baixo ponto de fusão no contorno de grão, ocasionando a fragilização do material [10]. Deve-se tomar cuidado com a velocidade de deformação durante a conformação, para que, o calor gerado durante o processo não provoque a fusão da liga ocasionando defeitos durante o resfriamento da peça. Para a liga utilizada neste trabalho a temperatura “solidus” é 555 °C. Esta liga também pode ser trabalhada a frio, mas deve-se prestar atenção para a formação de trincas e dificuldades no preenchimento da cavidade. A composição química média da liga de alumínio AA6351 é apresentada na Tabela 1 [8].

Tabela 1: Composição química média da liga de alumínio AA6351

Componente	Quantidade (%)
Alumínio	96,1 - 97,5
Silício	0,7 – 1,3
Ferro	0,5
Magnésio	0,4 – 0,8
Manganês	0,4 – 0,8
Titânio	0,2
Zinco	0,2
Cobre	0,1

## 2.3. COEFICIENTE DE ATRITO

Em processos de conformação de metais a pressão aplicada nas matrizes pelo equipamento, como prensa ou martelo, é transmitida para a geratriz deformando-a. Esta deformação provoca um movimento relativo entre o ferramental e o material. É nesta interface que se observa o atrito. O atrito nos processos de forjamento tem influência direta na vida das matrizes, nas forças necessárias para a operação, na qualidade superficial da peça, na microestrutura do material deformado e no fluxo deste nas cavidades das matrizes [11] e [12]. As condições de atrito prevalecem na interface peça-matriz tendo grande influência nas tensões geradas no ferramental, no escoamento do material e na formação de defeitos [13]. Por este motivo um baixo atrito entre peças e matrizes deve ser buscado em processos de conformação mecânica. Existem basicamente três tipos de lubrificação que governam as condições de atrito em conformação de metais [14]:

- condições a seco: não existe lubrificação na interface, apenas contato entre duas superfícies;
- condições hidrodinâmicas: quando uma espessa camada de lubrificante está presente entre as superfícies da peça e das matrizes;
- lubrificação de contorno: condição de lubrificação intermediária entre atrito seco e lubrificação hidrodinâmica.

O atrito pode ter duas definições básicas em função da tensão de cisalhamento interfacial [15]:

1. Coeficiente de atrito coulombiano ( $\mu$ ): é a razão da força de atrito pela força normal, ou da tensão de cisalhamento pela tensão normal na interface [16]. Esta noção de coeficiente de atrito se baseia na teoria de Amonton-Coulomb, relativa a mecânica do contato entre corpos sólidos [17]. Esta teoria independe da área real e aparente de contato, sendo proporcional apenas às forças aplicadas, e conseqüentemente, às tensões produzidas entre as duas superfícies;

$$\mu = \frac{F_a}{F_N} = \frac{\tau}{\sigma_N} \quad (2.1)$$

onde:

$F_N$ , força normal, N

$F_a$ , força de atrito, N

$\mu$ , coeficiente de atrito coulombiano

$\sigma_N$ , tensão normal na interface, MPa

$\tau$ , tensão de cisalhamento na interface, MPa

2. Fator de atrito interfacial ( $m$ ): é a relação entre a tensão de cisalhamento na interface e o limite de escoamento em cisalhamento. Por ser independente da tensão normal na interface, este fator, em conjunto com a relativa facilidade com que pode ser medido, tem conduzido para um aumento de seu uso para descrever o atrito em processos de conformação [18].

$$\tau = m.k_c \quad (2.2)$$

onde:

$k_c$ , limite de escoamento em cisalhamento, através do critério de Von Mises, MPa

$m$ , fator de atrito

Uma forma de reduzir o atrito é a utilização de lubrificantes. Estes devem obedecer alguns critérios, como agir na prevenção da aderência e soldagem da peça na matriz, ser isolante térmico para reduzir perdas de calor, ser inerte com os materiais da peça e das matrizes, não ser abrasivo, possuir fácil aplicação e remoção e custo acessível. O trabalho desenvolvido por Saiki et al [19] discute alguns destes critérios. Os lubrificantes utilizados para forjamento de alumínio tem como principal elemento o grafite que junto com outros elementos se encontram em suspensão coloidal que é caracterizada por conter partículas microscópicas em suspensão que não sedimentam, mesmo aquelas onde o colóide é um metal pesado.

## 2.4. CURVAS DE ESCOAMENTO

Nos processos de forjamento as características de deformação dos materiais e suas leis constitutivas determinam como os mesmos escoam. A tensão de escoamento pode ser descrita em função de algumas variáveis através da curva de escoamento, que é definida como sendo a variação da tensão de escoamento  $k_f$  em função da temperatura  $T_f$ , da deformação verdadeira  $\varphi$ , e da velocidade de deformação  $\dot{\varphi}$ , para condições de deformação a quente [20].

Vários métodos para levantamento de curvas de escoamento foram desenvolvidos ao longo do tempo, como os ensaios de tração e de compressão. Estes e outros métodos para levantamento de curvas de escoamento são apresentados por Garcia, Spim e Santos [21].

Neste trabalho apenas o método do ensaio de compressão é apresentado por ser utilizado para ensaios em materiais frágeis ou que sofrem grandes deformações, como os utilizados em conformação mecânica. Os resultados obtidos por este ensaio são similares aos obtidos no ensaio de tração, assim como, os fatores que influenciam seus resultados. Este ensaio consiste na compressão de um corpo-de-prova cilíndrico até certa deformação percentual de sua altura, enquanto a força aplicada é medida. Após a realização dos ensaios uma curva tensão-deformação é traçada com os valores obtidos.

Como o ensaio é realizado entre matrizes planas o atrito existente entre estas e o corpo-de-prova deve ser reduzido para um valor o mais próximo do zero possível. Para isso faz-se necessário a utilização de lubrificantes que devem ser homogeneamente distribuídos na superfície do corpo-de-prova. Uma das formas de garantir igual distribuição do lubrificante e que não haverá variação em sua composição em ensaios realizados a frio é utilizando “Teflon<sup>®</sup>” junto ao corpo-de-prova. Este é utilizado por ser um dos sólidos que possuem um dos menores coeficientes de atrito conhecidos [22]. Já para ensaios realizados a quente o mesmo processo de lubrificação utilizado no processo produtivo deve ser empregado para lubrificação dos corpos-de-prova.

Os programas computacionais de simulação numérica através de volumes e elementos finitos precisam ser alimentados com uma equação que descreva a curva de deformação do material conformado. O modelo utilizado por Brito e Prediger [23]

descreve uma função exponencial utilizada para representação da curva de escoamento de materiais utilizados em conformação mecânica.

$$k_f = k_{f0} \cdot e^{-n_1 \cdot T} \cdot \varphi^{n_2} \cdot \dot{\varphi}^{n_3} \quad (2.3)$$

onde:

$k_f$ , tensão de escoamento, MPa

$k_{f0}$ , tensão de escoamento quando a deformação verdadeira = 1, MPa

$n_{1,2,3}$ , constantes do material que representam a influência da temperatura, da deformação e da velocidade de deformação, respectivamente

$T_f$ , temperatura de forjamento, °C

$\varphi$ , deformação verdadeira

$\dot{\varphi}$ , velocidade de deformação, s<sup>-1</sup>

A Tabela 2 apresenta os coeficientes da Equação 2.3 para a liga de alumínio AA6351, e seus os limites de aplicação.

Tabela 2: Coeficientes para curva de escoamento do alumínio AA6351 [23]

$k_{f0}$	$n_1$	$n_2$	$n_3$	Validade
303,50	0,004295	0,102691	0,057361	$T_f$ (200 °C a 500 °C) $\varphi$ (1,2 máx) $\dot{\varphi}$ (0,1 s <sup>-1</sup> a 10,0 s <sup>-1</sup> )

Aplicando-se os coeficientes da Tabela 2 na Equação (2.3) traçam-se os gráficos abaixo para as velocidades de deformação, 0,1s<sup>-1</sup>, 1,0s<sup>-1</sup> e 10,0s<sup>-1</sup>, e para as temperaturas de 200 °C, 300 °C, 400 °C e 500 °C.

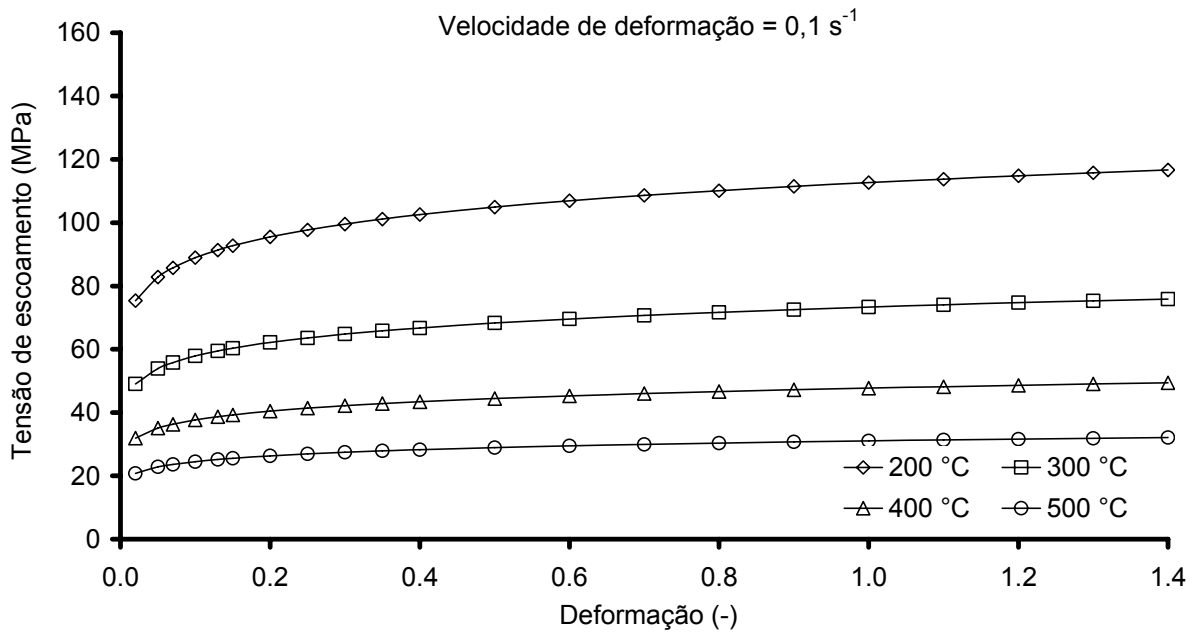


Figura 2.1: Curva de escoamento do alumínio AA6351 para velocidade de deformação  $\dot{\phi} = 0,1 \text{ s}^{-1}$

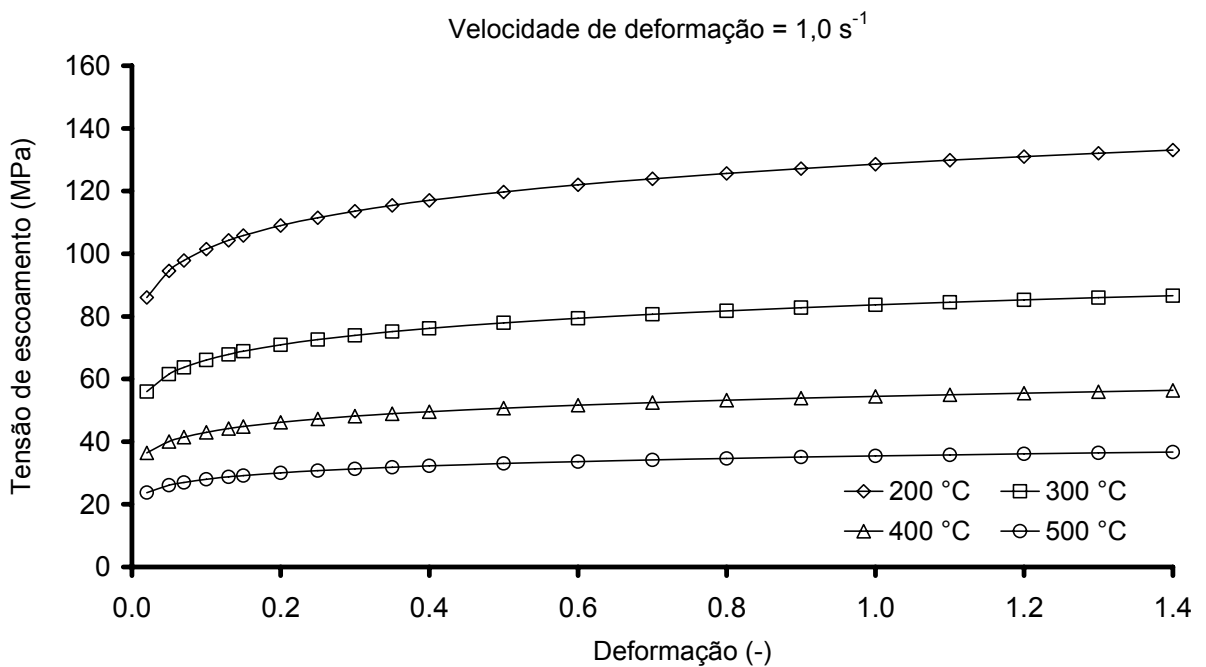


Figura 2.2: Curva de escoamento do alumínio AA6351 para velocidade de deformação  $\dot{\phi} = 1,0 \text{ s}^{-1}$



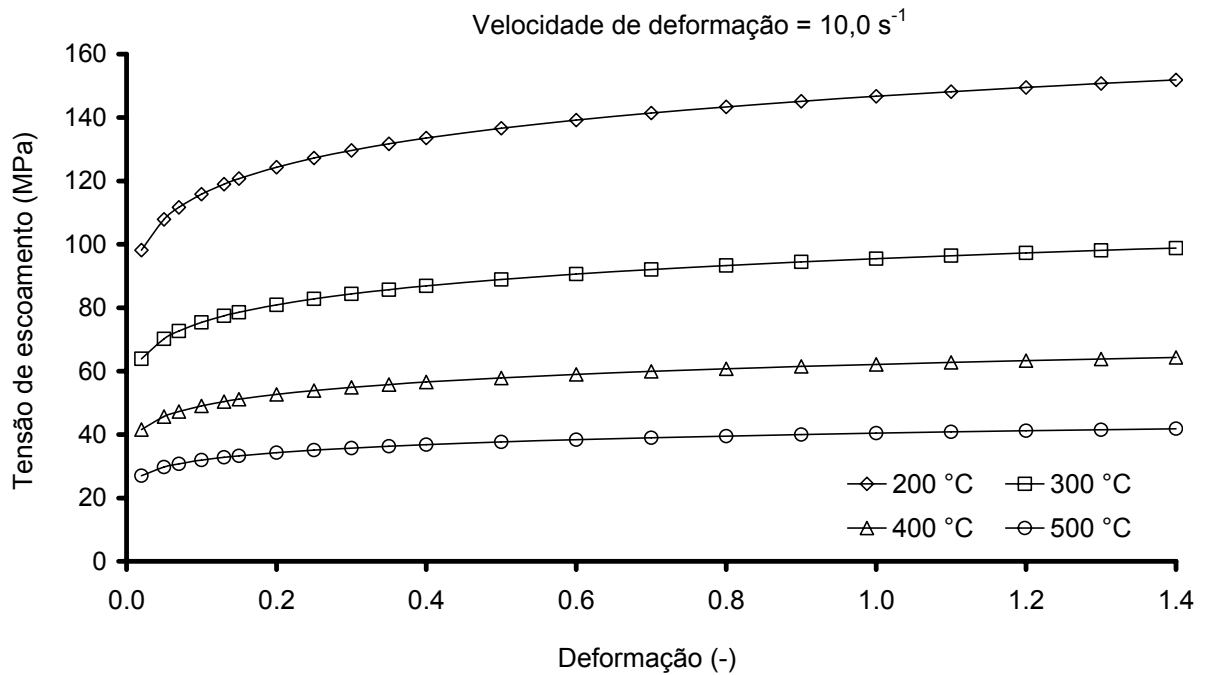


Figura 2.3: Curva de escoamento do alumínio AA6351 para velocidade de deformação  $\dot{\phi} = 10,0 \text{ s}^{-1}$

## 2.5. PARÂMETROS TÉRMICOS

Em processos de conformação mecânica calor é gerado devido a deformação plástica do material e pelo atrito existente no processo. Uma parte do calor gerado permanece no material deformado, outra flui para a ferramenta, enquanto uma terceira parte flui para a parte indeformada do componente [14]. Os parâmetros que regem essas trocas térmicas são:

- Coeficiente  $K$  de transferência de calor por condução entre a peça e a ferramenta. Este coeficiente define a maioria das perdas de calor da peça para a matriz durante processos de forjamento.

- Coeficiente  $h$  de transferência de calor por convecção entre a peça e o ambiente. O coeficiente  $h$  provoca perdas de calor da peça durante o transporte do forno para a prensa até a conformação da peça;

- Emissividade  $\xi$  da superfície da peça forjada. A emissividade é o fator que define, na região de temperaturas elevadas, a maior parte das perdas de calor da geratriz aquecida para o meio ambiente durante o transporte desta para o equipamento de forjamento até o momento da conformação.

### 2.5.1. CONVECÇÃO FORÇADA

Convecção forçada é encontrada no processo de conformação em questão quando a geratriz é movimentada do forno até seu posicionamento sobre as matrizes de forjamento.

O escoamento transversal a um cilindro circular isolado depende das características de escoamento do fluido, que pode ser determinado através do cálculo do número de Reynolds. Este parâmetro adimensional representa a razão entre a força de inércia e a força viscosa, indicando o comportamento do escoamento laminar ou turbulento. Para uma barra redonda este número pode ser calculado através da seguinte equação.

$$Re = \frac{u_{\infty} \cdot D}{\nu} \quad (2.4)$$

onde:

D , diâmetro do cilindro, mm

Re , número de Reynolds

$u_{\infty}$  , velocidade da corrente livre, mm/s

$\nu$  , viscosidade cinemática, mm<sup>2</sup>/s

As propriedades do ar atmosférico são utilizadas na temperatura média entre o corpo em questão e o ar ambiente, conhecida como temperatura de película que é calculada através da Equação 2.5.

$$T = \frac{T_w + T_{\infty}}{2} \quad (2.5)$$

onde:

T , temperatura de película, °C

$T_w$  , temperatura de parede, °C

$T_{\infty}$  , temperatura de corrente livre, °C

O número de Nusselt representa a razão entre a transferência de calor por convecção e por condução através de uma camada limite do fluido. Desta forma, como as características do fluido são conhecidas, o número de Nusselt permite o cálculo da convecção entre o fluido e a barra redonda. A Equação 2.6 é utilizada para cálculo do número de Nusselt para escoamento transversal a cilindros isolados [24].

$$\text{Nu}_m = \frac{h_m \cdot D}{K} = (0,4 \cdot \text{Re}^{0,5} + 0,06 \cdot \text{Re}^{0,67}) \text{Pr}^{0,4} \cdot \left( \frac{\mu_\infty}{\mu_w} \right)^{0,25} \quad (2.6)$$

sendo  $\text{Pr} = \frac{\nu}{\alpha}$ ,

onde:

$h_m$ , coeficiente convectivo médio,  $\text{W}/\text{mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

$K$ , coeficiente condutivo de transferência de calor,  $\text{W}/\text{mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

$\text{Nu}_m$ , número de Nusselt médio

$\text{Pr}$ , número de Prandtl

$\alpha$ , difusividade térmica,  $\text{mm}^2/\text{s}$

$\mu_w$ , viscosidade na temperatura da parede,  $\text{g}/\text{mm} \cdot \text{s}$

$\mu_\infty$ , viscosidade na temperatura da corrente livre,  $\text{g}/\text{mm} \cdot \text{s}$

A relação anterior é válida dentro da seguinte faixa:

$$40 < \text{Re} < 10^5$$

$$0,67 < \text{Pr} < 300$$

$$0,25 < \frac{\mu_\infty}{\mu_w} < 5,2$$

## 2.5.2. CONVECÇÃO NATURAL OU LIVRE

Convecção natural ocorre nas matrizes e na geratriz após seu posicionamento sobre a matriz inferior na prensa até o momento do fechamento da prensa em todo material que se encontra em contato com ar atmosférico.

No caso de uma barra redonda aquecida disposta ao ar em repouso, inicialmente ocorre transferência de calor apenas por condução, gerando um gradiente de temperatura no fluido provocando um gradiente em sua densidade, dando origem a um movimento convectivo, como consequência do empuxo. Este movimento é chamado de convecção livre ou natural.

Para o cálculo do coeficiente convectivo sobre corpos, inicialmente calcula-se a temperatura de película,  $T$ , Equação 2.5. Em seguida calcula-se o coeficiente de dilatação térmica do fluido através da Equação 2.7.

$$\phi = \frac{1}{T} \quad (2.7)$$

onde:

$\phi$ , coeficiente de dilatação térmica,  $^{\circ}\text{C}^{-1}$

O número de Grashof, que governa a transição do escoamento laminar para o turbulento para casos de convecção forçada, é calculado através da Equação 2.8 para corpos cilíndricos. Para corpos planos este é calculado através da Equação 2.9.

$$\text{Gr}_D = \frac{g \cdot \phi \cdot (T_W - T_{\infty}) \cdot D^3}{\nu^2} \quad (2.8)$$

$$\text{Gr}_L = \frac{g \cdot \phi \cdot (T_W - T_{\infty}) \cdot L^3}{\nu^2} \quad (2.9)$$

onde:

$g$ , aceleração da gravidade,  $\text{mm/s}^2$

$\text{Gr}_D$ , número de Grashof para corpo cilíndrico

$Gr_L$ , número de Grashof para corpo placa plana

$L$ , comprimento, mm

O número de Rayleigh que é usado para correlacionar a transferência de calor na convecção livre em função dos números de Prandtl e Grashof é calculado através Equação 2.9.

$$Ra = Gr_D \cdot Pr \quad (2.10)$$

onde:

$Ra_D$ , número de Rayleigh

Para esta seqüência de cálculo ser válida o número de Rayleigh deve estar dentro dos limites apresentados abaixo:

$$10^{-4} < Ra_D < 10^{12}$$

Se o valor obtido através da Equação 2.10 for menor que 0,025 o problema em questão pode ser tratado como uma placa plana, ou caso contrário como um cilindro.

$$\frac{L_c/D}{(Gr_D)^{0,25}} < 0,025 \quad (2.11)$$

onde:

$D$ , diâmetro, mm

$L_c$ , comprimento característico, mm

A relação para cálculo do número de Nusselt médio para a convecção livre sobre um cilindro horizontal isotérmico é apresentada na Equação 2.11.

$$Nu_m^{0,5} = \frac{h.L}{K} = 0,60 + \frac{0,387.Ra_D^{0,17}}{\left[1 + (0,559/Pr)^{0,56}\right]^{0,30}} \quad \text{com } 10^{-4} < Ra_D < 10^{12} \quad (2.12)$$

Quando o problema puder ser tratado como uma placa plana utiliza-se a Equação 2.13 para cálculo do coeficiente convectivo.

$$h_m = \frac{0,14.(Gr_L.Pr)^{0,33}.K}{L} \quad (2.13)$$

onde:

$h_m$ , coeficiente convectivo médio,  $W/mm^2.^\circ C$

### 2.5.3. EMISSIVIDADE

Todos os corpos aquecidos emitem energia na forma de radiação térmica através de ondas eletromagnéticas em virtude de sua temperatura. A emissão ou absorção de energia radiante por um corpo é um processo de massa; isto é, a radiação que se origina no interior do corpo é emitida através de sua superfície. Inversamente, a radiação incidente na superfície de um corpo penetra no meio, onde é atenuada [24]. Quando dois corpos, em temperaturas diferentes, são posicionados lado a lado ocorre transferência de calor por radiação. Aquecendo um e resfriando outro.

A emissividade de um material é a razão da radiação térmica do material pela radiação térmica de um corpo negro na mesma temperatura. Esta representa a capacidade de um material absorver ou emitir energia através de radiação térmica. Um corpo negro é considerado o corpo ideal por possuir emissividade igual a um enquanto a de todos os corpos reais é menor que um. Os valores de emissividade são tabelados e encontram-se em tabelas específicas. O Anexo I apresenta a tabela de emissividade, para grande parte dos materiais, publicada pela Monarch Instruments® [25].

## 2.6. EXPANSÃO TÉRMICA

A expansão térmica em materiais metálicos ocorre devido ao aumento do espaço interatômico e mudança de fase. Estes fatores fazem com que os átomos se afastem uns dos outros e assumam novos arranjos cristalinos aumentando o volume do material. O fator que controla esta variação dimensional é o coeficiente linear de

expansão térmica do material que determina a alteração no volume do material com a variação de temperatura.

As dimensões da peça forjada são diretamente dependentes da temperatura de forjamento em razão da contração térmica que ocorre com o resfriamento do forjado. Assim, a cavidade da matriz deve possuir dimensões maiores que as da peça fria para prevenir a contração do forjado. A Equação 2.13 pode ser usada para estimar a expansão térmica de peças forjadas.

$$L_f = 1 + [\beta_f \cdot (T_f - T_a)] \quad (2.14)$$

onde:

$L_f$ , comprimento do forjado frio, mm

$T_a$ , temperatura ambiente, °C

$T_f$ , temperatura de forjamento, °C

$\beta_f$ , coeficiente de expansão térmica do material do forjado, mm/mm.°C

Como durante o forjamento as cavidades das matrizes são aquecidas, sofrendo dilatação, este aquecimento das matrizes de forjamento também deve ser considerado no projeto do ferramental. Assim, a Equação 2.14 é utilizada para calcular o fator de dilatação da peça no momento do forjamento, quando as matrizes estão aquecidas em temperatura homogênea.

$$f = [1 + \beta_m \cdot (T_a - T_m)] [1 + \beta_f \cdot (T_f - T_a)] \quad (2.15)$$

onde:

$f$ , fator de correção devido a expansão da geratriz e das matrizes

$T_m$ , temperatura das matrizes, °C

$\beta_m$ , coeficiente de expansão térmica do material das matrizes, mm/mm.°C

Os coeficientes de expansão linear térmica dos materiais da peça e das matrizes são apresentados na Tabela 3.

Tabela 3: Coeficientes de expansão térmica dos materiais

Material	Temperatura (°C)	Coeficiente de expansão térmica (mm/mm.°C)
Alumínio AA 6351[8]	20 a 80	$23,4 \times 10^{-6}$
Aço AISI H13 [26]	100	$10,4 \times 10^{-6}$

## 2.7. INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NOS PROCESSOS DE FORJAMENTO

Uma das formas de classificação dos processos de conformação diz respeito a temperatura na qual é realizado. Os regimes de trabalho são três: a quente, a frio e a morno. O trabalho a quente é definido como a deformação sob condições de temperatura e velocidade de deformação tais que processos de recuperação cristalina ocorram simultaneamente com a deformação. É aplicável para a maioria das geometrias e dimensões de peças. Sua vantagem diz respeito a recristalização que ocorre durante a deformação do material reduzindo as forças necessárias à conformação e a fragilidade da peça, permitindo assim, a utilização de equipamentos com menores capacidades devido a redução da resistência mecânica em altas temperaturas. Suas desvantagens dizem respeito as menores resistências mecânicas das peças produzidas por este processo devido a recristalização do material, o alto custo para aquecimento de matrizes e geratrizes e a oxidação provocada na peça. Já o forjamento a frio é geralmente utilizado para a produção de peças de pequenas dimensões e maiores precisões dimensionais e melhores acabamentos superficiais. A crescente utilização do forjamento a frio deve-se a sua alta produtividade, economia de material e menor quantidade de usinagem, além da boa resistência mecânica. O forjamento a morno apresenta características intermediárias entre o forjamento a frio e a quente sendo realizado numa faixa de temperaturas na qual o material possui tanto características dos processos realizados a frio quanto dos processos a quente. As características mecânicas da peça também são intermediárias a estes dois processos, com produção de peças de geometria complexa com boas propriedades mecânicas e redução de custos quando comparada com forjamento a quente.



As características de conformação de ligas de alumínio são melhoradas com o aumento da temperatura. Para ligas da série 6xxx há uma redução de aproximadamente 50% na tensão de escoamento entre as temperaturas mínimas e máximas de conformação recomendadas para esta categoria de material. Para outras ligas, como as das séries 2xxx e 7xxx, a variação da tensão de escoamento com a variação da temperatura é ainda maior, indicando a principal razão para sua relativamente estreita faixa de temperatura de forjamento [2]. Desta forma, manter a liga de alumínio em sua temperatura correta durante o processo de forjamento é importante para a produção de peças de qualidade.

Para algumas ligas de alumínio a combinação de uma temperatura de forjamento relativamente baixa com um alto grau de deformação provoca, numa operação posterior de tratamento térmico, a recristalização do material seguida de um exagerado crescimento de grão. Para a obtenção de uma estrutura fina, não recristalizada, dois caminhos podem ser empregados: conformação abaixo da faixa de recristalização, ou forjamento acima da temperatura de recristalização combinado com alto grau de deformação.

Um fator que deve ser tratado com atenção, para estas ligas, diz respeito a formação de fase líquida durante a conformação, devido ao aquecimento gerado pela deformação do material e do atrito entre este e o ferramental. Se isto ocorrer durante o resfriamento uma estrutura bruta de fusão pode ser formada gerando falhas estruturais na peça.

A temperatura do ferramental é um fator importante para manter a correta temperatura em processos de forjamento. O controle adequado da temperatura da matriz durante o ciclo de produção permite maximizar sua vida e o desempenho das ferramentas de forjamento [17]. Matrizes com temperaturas baixas podem retirar grande quantidade de calor da peça elevando sua tensão de escoamento e conseqüentemente as forças de forjamento elevando seu desgaste. A quantidade de lubrificante utilizado também deve ser controlada durante o processo já que pode reduzir consideravelmente a temperatura das matrizes no momento de sua aplicação.

## 2.8. TRATAMENTO TÉRMICO

A necessidade de produção de peças metálicas através de processos de conformação, com diferentes propriedades mecânicas e isentas de tensões internas nocivas a sua estrutura torna necessária a aplicação de determinados tratamentos térmicos objetivando atingir as características mecânicas desejadas. Uma forma de obtenção destas propriedades é através da alteração da microestrutura do material realizada através de tratamentos térmicos.

O termo “tratamento térmico” se refere a algum tipo de operação de aquecimento seguido de resfriamento controlado a que um material metálico é sujeito para a alteração de suas propriedades mecânicas, através da modificação de sua estrutura metalúrgica ou cristalina, ou de seu estado de tensões residuais [27].

### 2.8.1. TRATAMENTO TÉRMICO DE LIGAS DE ALUMÍNIO

A resistência mecânica do alumínio puro não é muito elevada, sua tensão de escoamento é de aproximadamente 40MPa. Este valor pode ser elevado substancialmente através da adição de elementos de liga e tratamentos térmicos, podendo atingir valores entre 100MPa a 600MPa .

Para ligas de alumínio forjadas os tratamentos térmicos são empregados para elevar ou reduzir sua dureza e atingir determinadas propriedades específicas para cada aplicação. As ligas de alumínio tratáveis termicamente são divididas em dois grupos: ligas endurecíveis e ligas não endurecíveis por precipitação. As primeiras podem ter suas propriedades mecânicas aumentadas através de tratamento térmico. Por outro lado, as ligas não endurecíveis por precipitação podem ter sua resistência aumentada através de trabalho a frio.

Como as ligas de alumínio endurecíveis por precipitação não sofrem mudança de fase durante o aquecimento ou resfriamento, após o forjamento torna-se necessária a realização de um tratamento térmico, geralmente solubilização seguida de envelhecimento, para melhora de suas propriedades mecânicas. A solubilização consiste no aquecimento da peça até a temperatura de dissolução dos elementos de liga na fase alfa do alumínio, por um determinado tempo, quando o material é resfriado bruscamente até a temperatura ambiente ou próximo a ela, retendo a solução sólida formada durante a solubilização. O tratamento seguinte é o

envelhecimento, onde ocorre a precipitação de átomos de soluto ao longo de planos cristalinos específicos. A concentração destes átomos nestas posições diminui a concentração em outros pontos, passando então a existir uma coerência de espaçamentos atômicos ao longo da fronteira entre as duas estruturas, dificultando o deslocamento de discordâncias, tornando o material mais duro e resistente à deformação. Já as ligas não endurecíveis por precipitação tem sua resistência mecânica melhorada apenas pela deformação a frio do material que gera grandes quantidades de discordâncias.

As ligas de alumínio tratáveis termicamente possuem uma classificação quanto ao tipo de tratamento térmico que podem submetidos. Esta classificação é baseada na seqüência de tratamentos térmicos e mecânicos a que o material é sujeito.

As designações básicas para os tratamentos de ligas de alumínio são:

- F, como fabricado, sem controle de tratamento térmico ou de encruamento;
- O, recozido, aplicado a ligas que foram recozidas para redução de dureza;
- H, deformado a frio, encruado, ligas que sofreram conformação mecânica e que passaram ou não por tratamento térmico posterior;
- W, solubilizado, aplicado tratamento térmico de solubilização, produzindo uma condição estrutural instável;
- T, tratado termicamente a uma condição estável. Aplicado para produtos que possuem resistência, obtida por solubilização e envelhecimento.

As Tabelas 4 e 5 apresentam as classificações dos tratamentos térmicos H, encruado, e T aplicáveis a ligas de alumínio tratáveis termicamente.

Tabela 4: Classificação da deformação a frio H para ligas de alumínio [8]

Símbolo	Tratamento térmico
H1	Somente deformada a frio
H2	Deformada a frio e parcialmente recozida
H3	Deformada a frio e estabilizada
H4	Deformada a frio e recozida

Tabela 5: Tratamentos térmicos aplicáveis às ligas de alumínio estáveis [8]

Símbolo	Tratamento térmico
T1	Trabalhada a quente e envelhecida naturalmente
T2	Trabalhada a quente, seguida de trabalho a frio e envelhecimento natural
T3	Solubilizada, trabalhada a frio e envelhecida naturalmente
T4	Solubilizada e envelhecida naturalmente
T5	Trabalhada a quente e envelhecida artificialmente
T6	Solubilizada e envelhecida artificialmente
T7	Solubilizada e superenvelhecida
T8	Solubilizada, trabalhada a frio e envelhecida artificialmente
T9	Solubilizada, envelhecida artificialmente e trabalhada a frio
T10	Trabalhada a quente, a frio e envelhecida artificialmente

### 2.8.2. TRATAMENTO TÉRMICO DA LIGA AA6351

A seqüência de tratamento térmico da liga AA6351 consiste de solubilização numa faixa de temperaturas de 525 °C a 540 °C por um período de uma hora, seguido de uma tempera em água e envelhecimento natural ou artificial. As características de tratamento desta liga são mostradas na Tabela 6.

Tabela 6: Seqüência de tratamento térmico da liga AA6351 [28]

Solubilização	Têmpera	Envelhecimento natural	Envelhecimento artificial
525 - 540°C ≈ 1 hora	Água	5 – 8 dias	155 - 190°C 4 – 16 horas

### 2.9. RIGIDEZ DO EQUIPAMENTO

A rigidez de um equipamento indica quanto este deforma elasticamente quando estiver sob a ação de forças trativas ou compressivas. No caso de uma prensa de forjamento a rigidez indica quanto esta desloca no momento da compressão da geratriz. Esta característica é intrínseca ao equipamento, por isso é importante saber como este se comporta para prever desvios dimensionais das peças produzidas devido sua deformação.

Em prensas mecânicas é fundamental conhecer o comportamento do equipamento sobre a ação de forças através da medida de sua rigidez, já que nestes

equipamentos o curso é fixo influenciando diretamente as dimensões da peça produzida.

A rigidez representa a razão entre a força aplicada pelo deslocamento do equipamento, como mostra a Equação 6.1.

$$S = \frac{C}{l} \quad (6.1)$$

onde:

C - força de conformação, MN

l - deslocamento, mm

S - rigidez do equipamento, MN/mm

## 2.10. SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE PROCESSOS DE FORJAMENTO

Com o recente crescimento na demanda por peças produzidas através de conformação mecânica a necessidade de realização de projetos mais rápidos e eficientes torna-se cada vez mais importantes. Assim, o uso de métodos de projeto tradicionais baseados em experimentos, experiência e tentativa e erro vem sendo substituídos pela utilização de simulação computacional para redução de custos e tempo de desenvolvimento [29].

Para a realização de simulações de processos de forjamento os principais dados utilizados pelo programa de simulação são curvas de escoamento do material forjado, que são dependentes da temperatura, da deformação e da velocidade de deformação, e o atrito existente entre a peça e a matriz. Para o caso de forjamento a quente é necessário conhecer ainda, os coeficientes de troca de calor entre matriz e peça conformada, entre a peça e o ambiente e entre a matriz e o ambiente, vale ressaltar que estes fatores também podem ser importantes no forjamento a frio. Sem estes não seria possível um adequado desenvolvimento do projeto do processo, do equipamento e do ferramental prevenindo a ocorrência de defeitos e falhas [30].

### 2.10.1. MÉTODO DOS VOLUMES FINITOS

“Volume finito” se refere a um pequeno volume envolvendo cada nó de uma malha. O método dos volumes finitos é extensivamente utilizado em mecânica dos fluídos, meteorologia, eletromagnetismo, simulação de semicondutores, modelos de processos biológicos e em muitas outras áreas da engenharia governadas pelo sistema de conservação de massa que podem ser escritos na forma integral de volumes de controle [31].

Utilizado para representação e avaliação de equações diferenciais parciais como equações algébricas, sendo similar ao método das diferenças finitas onde os valores são calculados em pontos discretos na malha gerada na geometria da peça.

A aplicação deste método para problemas de conformação mecânica iniciou como uma extensão da técnica de análises estruturais para o regime de deformação plástico. Deste modo, as primeiras aplicações do método foram baseadas no desenvolvimento de matrizes tensão-deformação. A aplicação inicial da técnica rígido-plástica em processos de conformação foi na análise de compressão e outros processos simples realizados a frio. Desde então muitas melhoras foram realizadas nesta técnica, assim como a difusão por vários campos de aplicação. Seu maior avanço foi a inclusão dos efeitos da velocidade de deformação e da temperatura nas propriedades do material. Este avanço permitiu a expansão da técnica para processos realizados a morno e a quente.

Geralmente, na produção de peças forjadas, algumas operações como pré-forma são necessárias para transformar a geratriz em uma geometria complexa sem provocar falhas de material ou degradação de suas propriedades. Por este motivo um dos principais objetivos deste método é ajudar o engenheiro no projeto do forjado e da seqüência de pré-forma. A seqüência de desenvolvimento de um projeto utilizando o método dos volumes finitos se baseia basicamente nas seguintes etapas:

- estabelecer relações cinemáticas, como deformação e velocidade de deformação, na peça antes e após a conformação;
- estabelecer limites de conformação ou produtividade, determinando se é possível forjar a peça sem a formação de defeitos, atendendo uma produtividade mínima;

- prever as forças necessárias para executar a operação de conformação e as tensões a que as ferramentas serão expostas.

A chave para a realização do projeto de um processo de conformação de sucesso com a obtenção da geometria e propriedades desejadas é entender e controlar o fluxo do material. O fluxo de material determina as propriedades mecânicas relacionadas ao local da deformação e a formação de defeitos como trincas ou dobras sob a superfície.

Os parâmetros térmicos necessários para realização de simulação numérica de processos de forjamento podem ser classificados em dois grupos: propriedades dos materiais e características do processo [4]. Entre as propriedades dos materiais tem-se a densidade, o calor específico e a condutibilidade térmica. Já os parâmetros do processo dizem respeito aos coeficientes de troca de calor entre o forjado e a matriz, entre o forjado e o ambiente e entre a matriz e o ambiente.

## 2.11. AÇOS FERRAMENTA

Os materiais utilizados para confecção do ferramental de forjamento a quente devem ter boa endurecibilidade assim como resistência ao desgaste, deformação plástica, fadiga térmica e fadiga mecânica. Estas propriedades são atingidas quando a liga apresenta cromo, molibdênio e vanádio em sua composição química. A presença de molibdênio ajuda a prevenir o revenimento do aço durante o uso em temperaturas relativamente elevadas. O vanádio, além de, também prevenir o revenimento também proporciona um aumento na resistência a abrasão. Estes aços geralmente são temperados ao ar ou em banho de sal.

As propriedades dos materiais que determinam sua seleção como aço ferramenta para forjamento a quente são [2]:

- capacidade de endurecimento uniforme;
- resistência ao desgaste, isto é, capacidade do material resistir a ação da abrasão do metal aquecido durante o forjamento;
- resistência à deformação plástica. Capacidade de resistir a pressão e a deformação sob força;
- resistência à fadiga térmica e trincas;
- resistência à fadiga mecânica.

### 2.11.1. AÇO AISI H13

O aço AISI H13 é uma liga de aço cromo-molibdênio-vanádio. A presença de 1% de vanádio forma grande dispersão de carbeto proporcionando resistência ao desgaste. Possui ainda, resistência ao revenimento mantendo sua dureza e resistência em elevadas temperaturas de trabalho. Outras características importantes deste aço são sua ductilidade, resistência ao impacto e a fadiga térmica. Com o objetivo de melhorar a resistência mecânica e tribológica pode ser submetido a nitretação. A Tabela 7 apresenta a composição química média deste aço.

É um aço utilizado para confecção de matrizes para conformação a quente, corte e furação, moldes para fundição sob pressão, estamparias, mandris para estiramento de tubos, extrusão de metais leves e lâminas para tesouras de corte a quente [32].

Tabela 7: Composição química média da liga de aço AISI H13 [32]

Componente	Quantidade (%)	Componente	Quantidade (%)
Ferro	90,57	Cromo	5,20
Carbono	0,40	Molibdênio	1,30
Manganês	0,35	Níquel	-
Silício	1,00	Vanádio	1,05



### **3. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DO ATRITO**

O atrito entre as ferramentas e a geratriz tem significativa influência no comportamento do material durante sua deformação, nas forças de forjamento, no acabamento superficial e no desgaste do ferramental. Por este motivo é importante conhecer o valor do atrito do processo em questão. O trabalho apresentado por Snape, Clift e Bramley [33] mostra que a variação do atrito tem maior influência nas forças de conformação do que na variação da tensão de escoamento ou os parâmetros de transferência de calor. Este estudo mostra a importância da identificação do atrito do processo para verificar necessidades de melhora do lubrificante empregado e também para alimentar o programa de simulação. O ensaio do anel é um dos métodos extensivamente utilizado para avaliação do atrito e efeitos dos lubrificantes.

#### **3.1. LUBRIFICANTE**

O lubrificante utilizado neste trabalho é produzido pela empresa Acheson Industries sob o nome de Oildag<sup>®</sup>. Consiste de um composto de partículas de grafite micro processadas e óleo de nafta altamente hidratado diluídos em óleo mineral [34].

A opção por este lubrificante, como mostrado por Oliveira, et al [35], se deve a sua boa estabilidade frente a variações de temperatura, deformação e velocidade de deformação na redução do atrito, além de menor coeficiente de atrito quando comparado com outro produto, do mesmo fabricante, Deltaforge 31<sup>®</sup>.

Para realização dos ensaios o lubrificante é aplicado através da imersão da geratriz pré-aquecida a 100 °C em um banho.

### 3.2. ENSAIO DO ANEL

O uso combinado de experimentos físicos com o método dos elementos finitos fornece uma medida aproximada no estudo do comportamento do atrito através do teste de compressão do anel [36]. Este ensaio consiste na compressão de um corpo-de-prova em forma de anel entre matrizes planas enquanto sua variação percentual da altura é controlada. O atrito interfacial é quem determina a variação do diâmetro interno do anel que é verificado após o ensaio. Se o atrito for nulo, condição ideal, o anel deforma-se como um disco sólido, com cada ponto fluindo radialmente para fora em uma velocidade proporcional à sua distância ao centro [14]. Quando o atrito for maior que zero o anel sofre um “efeito de barril” em suas paredes, isto se deve a maior resistência ao escorregamento na interface peça-matriz. Após realizado o ensaio utiliza-se uma técnica teórica para identificar a magnitude do atrito, que consiste na simulação numérica da conformação do anel, para as mesmas condições utilizadas nos experimentos. Algumas reduções de altura e valores de atrito são simulados para gerar curvas conhecidas como “curvas teóricas de calibração”, Altan [14]. Estas curvas são traçadas em um gráfico que descreve a variação do raio interno do anel  $\Delta r$  em função de sua redução na altura  $\Delta h$ , onde posteriormente os resultados obtidos experimentalmente são traçados. As curvas simuladas que mais se aproximarem dos pontos experimentais indicam o valor do coeficiente de atrito do processo. As dimensões do anel devem respeitar a relação 6:3:2 [37]. As condições dos testes realizados são descritas no item 3.4.

### 3.3. ENSAIO REALIZADO

O ensaio do anel é realizado entre as matrizes em que a peça em estudo é conformada já que o acabamento superficial de ambos é similar reduzindo assim discrepâncias entre o valor encontrado e o real. O ensaio do anel é realizado na maior parte plana da matriz conforme indicado na Figura 3.1. A lubrificação dos anéis são realizadas nas mesmas condições nas quais as geratrizes são lubrificadas, com mesmos lubrificantes e temperaturas. As dimensões do anel utilizado no ensaio são de 18mm de diâmetro externo, 9mm de diâmetro interno e 6mm de altura.

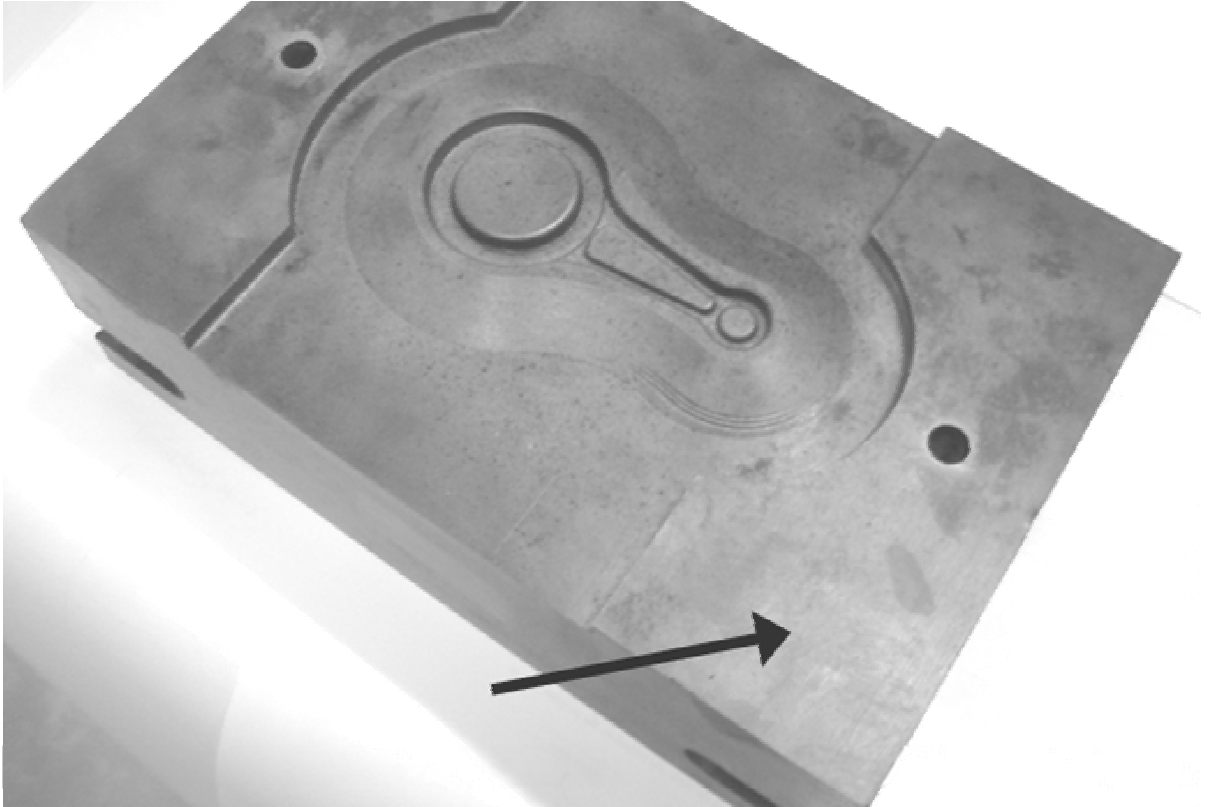


Figura 3.1: Região onde foi realizado o ensaio do anel na ferramenta

### 3.4. RESULTADOS

Considerando-se as altas pressões envolvidas em processos de forjamento o fator de atrito interfacial,  $m$ , é utilizado por ser independente da pressão normal aplicada no anel. Os ensaios são realizados com três diferentes reduções de altura, 20%, 40% e 60% da altura inicial. A Figura 3.2 mostra quatro anéis: sem deformação e com 20%, 40% e 60% de redução em altura, respectivamente.

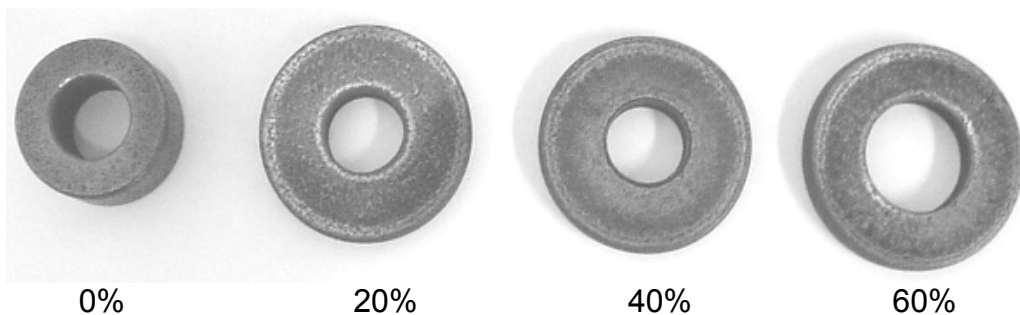


Figura 3.2: Evolução da deformação do anel

As curvas de calibração de atrito são simuladas através do programa MSC.Superforge 2005<sup>®</sup> para fatores de atrito variando entre 0 e 0,3.

A Figura 3.3 apresenta o gráfico com as curvas de calibração e a média dos pontos obtidos experimentalmente através de três ensaios do anel realizados. As curvas que mais se aproximam dos valores experimentais indicam o valor do fator de atrito peça-matriz.

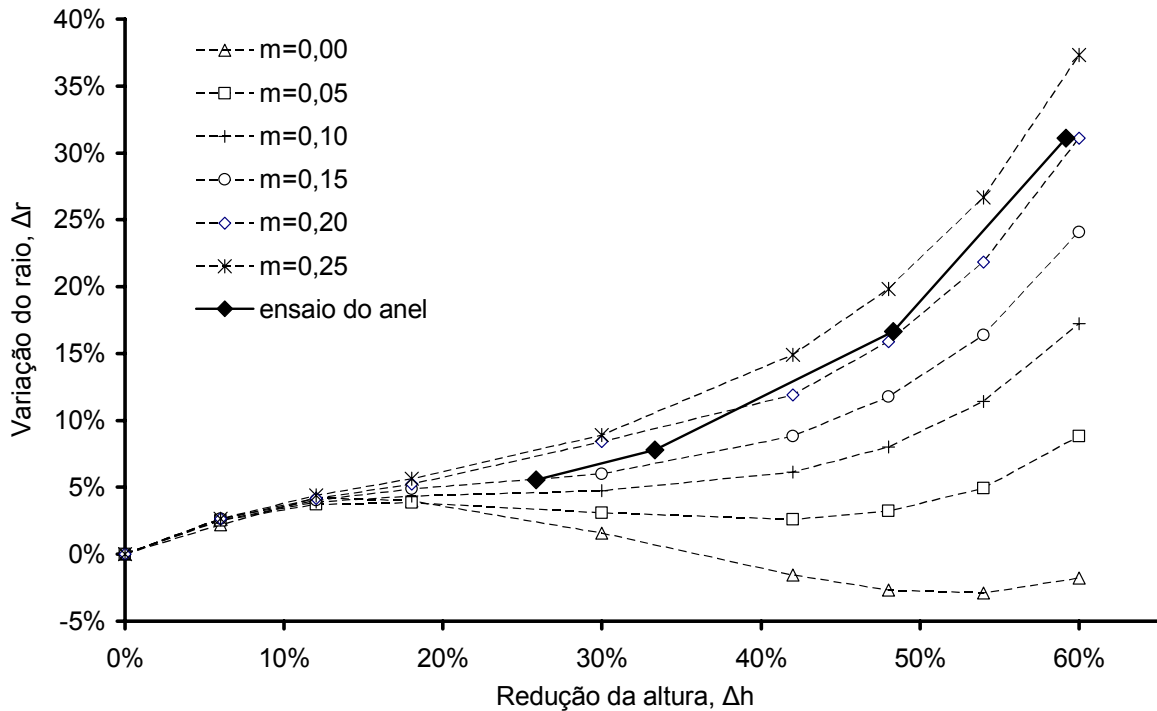


Figura 3.3: Curvas teóricas de calibração e pontos experimentais obtidos através do ensaio do anel para a liga AA6351

Como pode ser visto na Figura 3.3 o fator de atrito é de aproximadamente 0,20.

## 4. PARÂMETROS TÉRMICOS

Os parâmetros térmicos do processo de forjamento dizem respeito aos coeficientes de troca de calor entre o forjado e a matriz, entre o forjado e o ambiente e entre a matriz e o ambiente.

Para forjamento a quente de ligas de alumínio os parâmetros referentes à transferência térmica são importantes devido à troca de calor entre peça, matrizes e ambiente. É sabido que a temperatura da geratriz tem influência no preenchimento das cavidades das matrizes, nas forças de conformação, na energia de forjamento, nas falhas e desgaste do ferramental, na qualidade do produto e no aspecto econômico das operações de forjamento [38]. Desta forma, é importante conhecer claramente os valores dos coeficientes de transferência de calor para que as simulações apresentem resultados mais confiáveis. Este capítulo apresenta a seqüência de cálculo destes coeficientes.

### 4.1. CONVECÇÃO FORÇADA

Em processos de conformação observa-se convecção forçada quando a geratriz é deslocada do forno até ser posicionada sobre as matrizes de forjamento na prensa. Neste trabalho a distância percorrida pelo tarugo no ar é de 500mm e o tempo para realização deste deslocamento é 3s. Desta forma a velocidade do ar forçado sobre a geratriz é de 166,7 mm/s. As dimensões da geratriz utilizada para o cálculo é 25,4mm de diâmetro e 100mm de comprimento. A temperatura do ar no dia dos ensaios é de 20 °C. Os experimentos são realizados com geratrizes em duas diferentes temperaturas, 430 °C e 500 °C.

#### 4.1.1. GERATRIZ AQUECIDA A 430 °C

As propriedades do ar na temperatura de corrente livre a 20 °C são apresentadas na Tabela 8.

Tabela 8: Propriedades físicas do ar na temperatura de corrente livre, 20 °C [24]

Propriedade	
K (W/mm.°C)	$26,2 \times 10^{-6}$
$\mu_{\infty}$ (g/mm.s)	$19,8 \times 10^{-6}$
$\nu$ (mm <sup>2</sup> /s)	16,8
Pr	0,71

onde:

K, coeficiente condutivo de transferência de calor, W/mm<sup>2</sup>.°C

Pr, número de Prandtl

$\mu_{\infty}$ , viscosidade na temperatura da corrente livre, g/mm.s

$\nu$ , viscosidade cinemática, mm<sup>2</sup>/s

A Tabela 9 apresenta as propriedades do ar na temperatura de parede, 430 °C.

Tabela 9: Propriedades físicas do ar na temperatura de parede, 430 °C [24]

Propriedade	
K (W/mm.°C)	$52,3 \times 10^{-6}$
$\mu_{\infty}$ (g/mm.s)	$33,3 \times 10^{-6}$
$\nu$ (mm <sup>2</sup> /s)	66,3
Pr	0,68

A temperatura pelicular do ar é então calculada:

$$T = \frac{T_w + T_{\infty}}{2} = \frac{430 + 20}{2} = 225$$

onde:

$T$ , temperatura de película, °C

$T_w$ , temperatura de parede, °C

$T_\infty$ , temperatura de corrente livre, °C

A Tabela 10 apresenta as propriedades do ar na temperatura pelicular.

Tabela 10: Propriedades físicas do ar na temperatura de película, 225 °C [24]

Propriedade	
K (W/mm.°C)	$39,8 \times 10^{-6}$
$\mu_\infty$ (g/mm.s)	$26,3 \times 10^{-6}$
$\nu$ (mm <sup>2</sup> /s)	37,4
Pr	0,67

Após o levantamento das propriedades do ar inicia-se a seqüência de cálculo para encontrar o coeficiente de troca de calor convectivo. Inicialmente o número de Reynolds é calculado para uma geratriz com 25,4 mm de diâmetro e para uma velocidade de corrente livre,  $u_\infty$ , de 166,7 mm/s.

$$Re = \frac{u_\infty \cdot D}{\nu} = \frac{(166,7)(25,4)}{37,4} = 113,2$$

onde:

$D$ , diâmetro da geratriz, mm

$Re$ , número de Reynolds

$u_\infty$ , velocidade da corrente livre, mm/s

$\nu$ , viscosidade cinemática, mm<sup>2</sup>/s

O número de Nusselt é então calculado:

$$\text{Nu}_m = (0,4 \cdot \text{Re}^{0,5} + 0,06 \cdot \text{Re}^{0,66}) \text{Pr}^{0,4} \cdot \left( \frac{\mu_\infty}{\mu_w} \right)^{0,25}$$

$$\text{Nu}_m = (0,4 \cdot (113,2)^{0,5} + 0,06 \cdot (113,2)^{0,66}) (0,67)^{0,4} \cdot \left( \frac{19,8 \times 10^{-6}}{33,3 \times 10^{-6}} \right)^{0,25}$$

$$\text{Nu}_m = 4,20$$

onde:

$h_m$ , coeficiente convectivo médio,  $\text{W}/\text{mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

$K$ , coeficiente condutivo de transferência de calor,  $\text{W}/\text{mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

$\text{Nu}_m$ , número de Nusselt médio

$\text{Pr}$ , número de Prandtl

$\alpha$ , difusividade térmica,  $\text{mm}^2/\text{s}$

$\mu_w$ , viscosidade na temperatura da parede,  $\text{g}/\text{mm} \cdot \text{s}$

$\mu_\infty$ , viscosidade na temperatura da corrente livre,  $\text{g}/\text{mm} \cdot \text{s}$

E, finalmente, calcula-se o coeficiente convectivo que é de  $6,6 \times 10^{-6} \text{ W}/\text{mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ .

$$h_m = \frac{K}{D} \cdot \text{Nu}_m = \frac{39,8 \times 10^{-6}}{25,4} \cdot 4,20 = 6,6 \times 10^{-6}$$

#### 4.1.2. GERATRIZ AQUECIDA A 500 °C

A seqüência de cálculo para a transferência de calor com a geratriz aquecido a 500 °C é a mesma utilizada para quando esta é aquecida a 430 °C. As Tabelas 11 e 12 apresentam as propriedades do ar para as temperaturas de parede e de película, respectivamente.

$$T = \frac{T_w + T_\infty}{2} = \frac{500 + 20}{2} = 260$$



Tabela 11: Propriedades físicas do ar na temperatura de parede a 500 °C [24]

Propriedade	
K (W/mm.°C)	$56,3 \times 10^{-6}$
$\mu_{\infty}$ (g/mm.s)	$35,6 \times 10^{-6}$
$\nu$ (mm <sup>2</sup> /s)	78,3
Pr	0,69

Tabela 12: Propriedades físicas do ar na temperatura de película, 260 °C [24]

Propriedade	
K (W/mm.°C)	$42,3 \times 10^{-6}$
$\mu_{\infty}$ (g/mm.s)	$27,6 \times 10^{-6}$
$\nu$ (mm <sup>2</sup> /s)	43,0
Pr	0,66

Cálculo do número do Reynolds.

$$Re = \frac{u_{\infty} \cdot D}{\nu} = \frac{(166,7) \cdot (25,4)}{43,0} = 98,47$$

Após encontrado o número de Reynolds o número de Nusselt é calculado.

$$Nu_m = (0,4 \cdot Re^{0,5} + 0,06 \cdot Re^{0,66}) Pr^{0,4} \cdot \left( \frac{\mu_{\infty}}{\mu_w} \right)^{0,25}$$

$$Nu_m = (0,4 \cdot (98,47)^{0,5} + 0,06 \cdot (98,47)^{0,66}) (0,66)^{0,4} \cdot \left( \frac{19,8 \times 10^{-6}}{35,6 \times 10^{-6}} \right)^{0,25}$$

$$Nu_m = 3,81$$

E, finalmente, calcula-se o coeficiente convectivo que resulta em  $6,3 \times 10^{-6}$  W/mm.°C.

$$h_m = \frac{K}{D} \cdot Nu_m = \frac{42,3 \times 10^{-6}}{25,4} \cdot 3,81 = 6,3 \times 10^{-6}$$

## 4.2. CONVECÇÃO NATURAL DA GERATRIZ

A convecção natural ou livre ocorre quando o tarugo é posicionado sobre a matriz, com ar parado, e ocorre até o início da conformação. A temperatura do ar no momento do ensaio é de 20 °C.

### 4.2.1. GERATRIZ AQUECIDA A 430 °C

Inicialmente calcula-se a temperatura de película deste processo e o coeficiente de dilatação térmica do ar na temperatura de corrente livre.

$$T = \frac{T_w + T_\infty}{2} = \frac{430 + 20}{2} = 225$$

$$\phi = \frac{1}{T} = \frac{1}{225} = 4,44 \times 10^{-3}$$

onde:

$\phi$ , coeficiente de dilatação térmica, °C<sup>-1</sup>

Calcula-se então o número de Grashof que, para convecção natural, governa a transição do escoamento laminar para o turbulento. As propriedades do ar na temperatura de película são encontradas na Tabela 10.

$$Gr_D = \frac{g \cdot \phi \cdot (T_w - T_\infty) \cdot D^3}{\nu^2}$$
$$Gr_D = \frac{9.810 \cdot (4,44 \times 10^{-3}) \cdot (430 - 20) \cdot (25,4)^3}{(37,4)^2}$$
$$Gr_D = 209.215,46$$

onde:

$g$ , aceleração da gravidade, mm/s<sup>2</sup>

$Gr_D$ , número de Grashof para corpo cilíndrico

O passo posterior é o cálculo do número de Rayleigh:

$$Ra = Gr_D \cdot Pr = (209.215,46) \cdot (0,67) = 1,40 \times 10^5$$

Após o cálculo do número de Rayleigh sua validade é verificada. Este deve estar entre os limites descritos a seguir.

$$10^{-4} < Ra < 10^{12}$$

Como o número de Rayleigh, para este problema, é válido verifica-se se este problema pode ser tratado como uma placa plana.

$$\frac{L_c/D}{(Gr_D)^{0,25}} < 0,025 = \frac{100/25,4}{(209.215,46)^{0,25}} =$$
$$0,184 > 0,025$$

onde:

$L_c$  , comprimento característico, mm

Este problema não pode ser tratado como uma placa plana, como evidenciado através da relação anterior. Desta forma, calcula-se o número de Nusselt para um cilindro horizontal.

$$Nu_m^{0,5} = \frac{0,6 + 0,387 \cdot Ra_D^{0,166}}{\left[1 + (0,559/Pr)^{0,5625}\right]^{0,2963}}$$
$$Nu_m^{0,5} = \frac{0,6 + 0,387 \cdot (1,40 \times 10^5)^{0,166}}{\left[1 + (0,559/0,67)^{0,5625}\right]^{0,2963}}$$
$$Nu_m = 7,74$$

Finalmente, calcula-se o coeficiente convectivo de calor para a geratriz em convecção natural, que é de  $12,1 \times 10^{-6} \text{ W/mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ .

$$\text{Nu}_m = \frac{hD}{K}$$

$$7,74 = \frac{h \cdot 25,4}{39,8 \times 10^{-6}}$$

$$h = 12,1 \times 10^{-6}$$

#### 4.2.2. GERATRIZ AQUECIDA A 500 °C

O coeficiente de troca de calor convectivo quando a geratriz é aquecida a 500 °C é calculado a seguir:

$$T = \frac{T_w + T_\infty}{2} = \frac{500 + 20}{2} = 260$$

Após o cálculo da temperatura de película calcula-se o coeficiente de dilatação térmica do fluido em °C<sup>-1</sup>.

$$\phi = \frac{1}{T} = \frac{1}{260} = 3,85 \times 10^{-3}$$

Calculou-se então do número de Grashof:

$$\text{Gr}_D = \frac{g \cdot \phi \cdot (T_w - T_\infty) \cdot D^3}{\nu^2}$$

$$\text{Gr}_D = \frac{9.810 \cdot (3,85 \times 10^{-3}) \cdot (500 - 20) \cdot (25,4)^3}{(43,0)^2}$$

$$\text{Gr}_D = 160.670,16$$

Calculando-se o número de Rayleigh, verifica-se que este está entre os limites válidos para esta aplicação,  $10^{-4} < \text{Ra} < 10^{12}$ .

$$\text{Ra} = \text{Gr}_D \cdot \text{Pr} = (160.670,16) \cdot (0,66) = 1,06 \times 10^5$$

Verifica-se, então, a possibilidade de aplicação da teoria da placa plana para este problema.

$$\frac{L_c/D}{(Gr_D)^{0,25}} < 0,025 = \frac{100/25,4}{(160.670,16)^{0,25}} = 0,196 > 0,025$$

Este problema não pode ser tratado como uma placa plana. Assim, calcula-se o número de Nusselt:

$$Nu_m^{0,5} = 0,60 + \frac{0,387.Ra_D^{0,166}}{\left[1 + (0,559/Pr)^{0,5625}\right]^{0,2963}}$$

$$Nu_m^{0,5} = 0,60 + \frac{0,387.(1,06 \times 10^5)_D^{0,166}}{\left[1 + (0,559/0,66)^{0,5625}\right]^{0,2963}}$$

$$Nu_m = 7,73$$

O coeficiente convectivo para este caso é  $12,9 \times 10^{-6} \text{ W/mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

$$Nu_m = \frac{h.D}{K}$$

$$7,73 = \frac{h.25,4}{42,3 \times 10^{-6}}$$

$$h = 12,9 \times 10^{-6}$$

#### 4.3. CONVECÇÃO NATURAL DA FERRAMENTA

Esta troca de calor ocorre entre as matrizes e o ambiente durante o transporte da geratriz do forno até as matrizes, finalizando quando a peça final é retirada da cavidade do ferramental. Este processo tem duração de aproximadamente 7 s para cada peça conformada. As matrizes utilizadas são aquecidas a  $90^\circ\text{C}$ .

$$T = \frac{T_w + T_\infty}{2} = \frac{90 + 20}{2} = 55$$

As propriedades do ar na temperatura de película, 55°C, são apresentadas na Tabela 13.

Cálculo do coeficiente de dilatação térmica do fluido em °C<sup>-1</sup>.

$$\phi = \frac{1}{T} = \frac{1}{55} = 0,18 \times 10^{-3}$$

Tabela 13: Propriedades físicas do ar na temperatura de película, 55 °C [24]

Propriedade	
K (W/mm.°C)	27,2 × 10 <sup>-6</sup>
μ <sub>∞</sub> (g/mm.s)	20,0 × 10 <sup>-6</sup>
ν (mm <sup>2</sup> /s)	16,9
Pr	0,70

Através da Equação (2.8) calcula-se o número de Grashof:

$$Gr_L = \frac{g \cdot \phi \cdot (T_w - T_\infty) L^3}{\nu^2}$$

$$Gr_L = \frac{9.810 \cdot (0,18 \times 10^{-3}) \cdot (90 - 20) \cdot (250)^3}{(16,9)^2}$$

$$Gr_L = 6,76 \times 10^6$$

onde:

Gr<sub>L</sub>, número de Grashof para placa plana

O valor do coeficiente convectivo das matrizes sob ar parado é calculado com auxílio da Equação (2.12).

$$h_m = \frac{0,14 \cdot (Gr_L \cdot Pr)^{0,33} \cdot K}{L}$$

$$h_m = \frac{0,14 \cdot (6,76 \times 10^6 \cdot 0,70)^{0,33} \cdot 27,2 \times 10^{-6}}{250}$$

$$h_m = 2,4 \times 10^{-6}$$

#### 4.4. EMISSIVIDADE

A emissividade para o alumínio oxidado e o aço utilizado na confecção do ferramental é retirada da tabela de emissividade da Monarch Instrument<sup>®</sup>. A Tabela 14 apresenta os valores de emissividade para os materiais em questão.

Tabela 14: Emissividade para o alumínio e aço ferramenta oxidados [25]

Material	Temperatura (°C)	Emissividade
Alumínio fortemente oxidado	504	0,31
Aço oxidado	25	0,80

## 5. CORREÇÃO DIMENSIONAL DA PEÇA FORJADA

Quando a geratriz é aquecida desde a temperatura ambiente até a temperatura de forjamento a expansão térmica do material faz com que esta sofra um aumento em seu volume. Conseqüentemente, após o forjamento da peça esta contrai reduzindo suas dimensões, sendo necessária desta forma a confecção de matrizes de forjamento com gravura maior considerando esta contração. O mesmo ocorre com a expansão térmica do ferramental, que com o aquecimento expande, sendo necessário considerar também sua dilatação durante o projeto do ferramental.

A temperatura de forjamento da geratriz é 430 °C e a temperatura do ferramental é 90 °C. A temperatura ambiente é 20 °C. Os coeficientes de expansão térmica linear do alumínio AA6351 e do aço AISI H13 são respectivamente,  $23,4 \times 10^{-6}$  mm/mm.°C e  $10,4 \times 10^{-6}$  mm/mm.°C. Em poder destes números é possível calcular o fator de correção da gravura das matrizes. Este define se a gravura do ferramental deve ser maior ou menor que as dimensões da peça final determinadas em projeto.

$$f = [1 + \beta_m \cdot (T_a - T_m)] [1 + \beta_f \cdot (T_f - T_a)]$$
$$f = [1 + 10,4 \times 10^{-6} \cdot (20 - 90)] [1 + 23,4 \times 10^{-6} \cdot (430 - 20)]$$
$$f = 1,009$$

onde:

f , fator de correção devido a expansão da geratriz e das matrizes

$L_f$  , comprimento do forjado frio, mm



$T_a$ , temperatura ambiente, °C

$T_f$ , temperatura de forjamento, °C

$T_m$ , temperatura das matrizes, °C

$\beta_f$ , coeficiente de expansão térmica do material do forjado, mm/mm.°C

$\beta_m$ , coeficiente de expansão térmica do material das matrizes, mm/mm.°C

Após o cálculo, o fator de correção encontrado é 0,9%. Assim, a gravura do ferramental deve ser 0,9% maior que a peça forjada para que esta atinja as dimensões especificadas em projeto quando fria.

## 6. SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO PROCESSO DE FORJAMENTO

A simulação numérica computacional do forjamento neste trabalho visa analisar a influência da temperatura da geratriz, seu comportamento quanto ao preenchimento da cavidade, as tensões no ferramental durante o processo de conformação e a otimização das dimensões da geratriz através do uso de um processo de pré-forjamento da peça para melhorar a distribuição de material com reduzida formação de rebarba.

A velocidade de compressão média da prensa hidráulica utilizada no forjamento é de 4,4 mm/s e sua força é limitada em 2,5 MN, devido a capacidade máxima da célula de força utilizada para medir as forças durante o experimento, que é de 2,5 MN. O programa de simulação utilizado considera uma prensa de rigidez infinita. O fator de atrito calculado no item 3 é 0,20. As curvas de escoamento que descrevem o comportamento plástico da liga de alumínio AA 6351 são apresentadas nas Figuras 2.1, 2.2 e 2.3. Os parâmetros térmicos utilizados são calculados no item 4, os valores encontrados são mostrados na Tabela 15. A emissividade para o alumínio é 0,31 e para o aço 0,80.

Tabela 15: Parâmetros térmicos utilizados na simulação

	430 °C	500 °C	90 °C
Convecção forçada geratriz (W/mm <sup>2</sup> .°C)	$6,6 \times 10^{-6}$	$6,3 \times 10^{-6}$	-
Convecção natural geratriz (W/mm <sup>2</sup> .°C)	$12,1 \times 10^{-5}$	$12,9 \times 10^{-6}$	-
Convecção natural ferramenta (W/mm <sup>2</sup> .°C)	-	-	$2,4 \times 10^{-6}$

Após definida a geometria da peça e o ferramental de forjamento ambos são modelados em um programa de CAD. Para a confecção do ferramental faz-se necessário considerar a contração da peça quando esta esfriar para a temperatura ambiente. Desta forma, utiliza-se o fator de expansão 0,9%, calculado no Capítulo 5.

Os volumes finitos, gerados pelo programa MSC.SuperForge 2005<sup>®</sup>, utilizados na construção da malha da peça possuem dimensão de 1,5mm, enquanto as matrizes de forjamento são discretizadas com elementos tetraédricos Patran Tetra, também com tamanho de 1,5mm, gerados pelo programa MSC.SuperForm 2005<sup>®</sup>. Estas dimensões de elementos e volumes finitos são definidas através da realização de simulações com diversas dimensões de malha. As dimensões utilizadas geram aceitável tempo de cálculo computacional sem comprometer os resultados obtidos. Na Figura 6.1 observa-se o ferramental satisfatoriamente descrito pela malha, sem grandes distorções superficiais em relação à geometria gerada pelo programa de CAD, Figura 6.2.

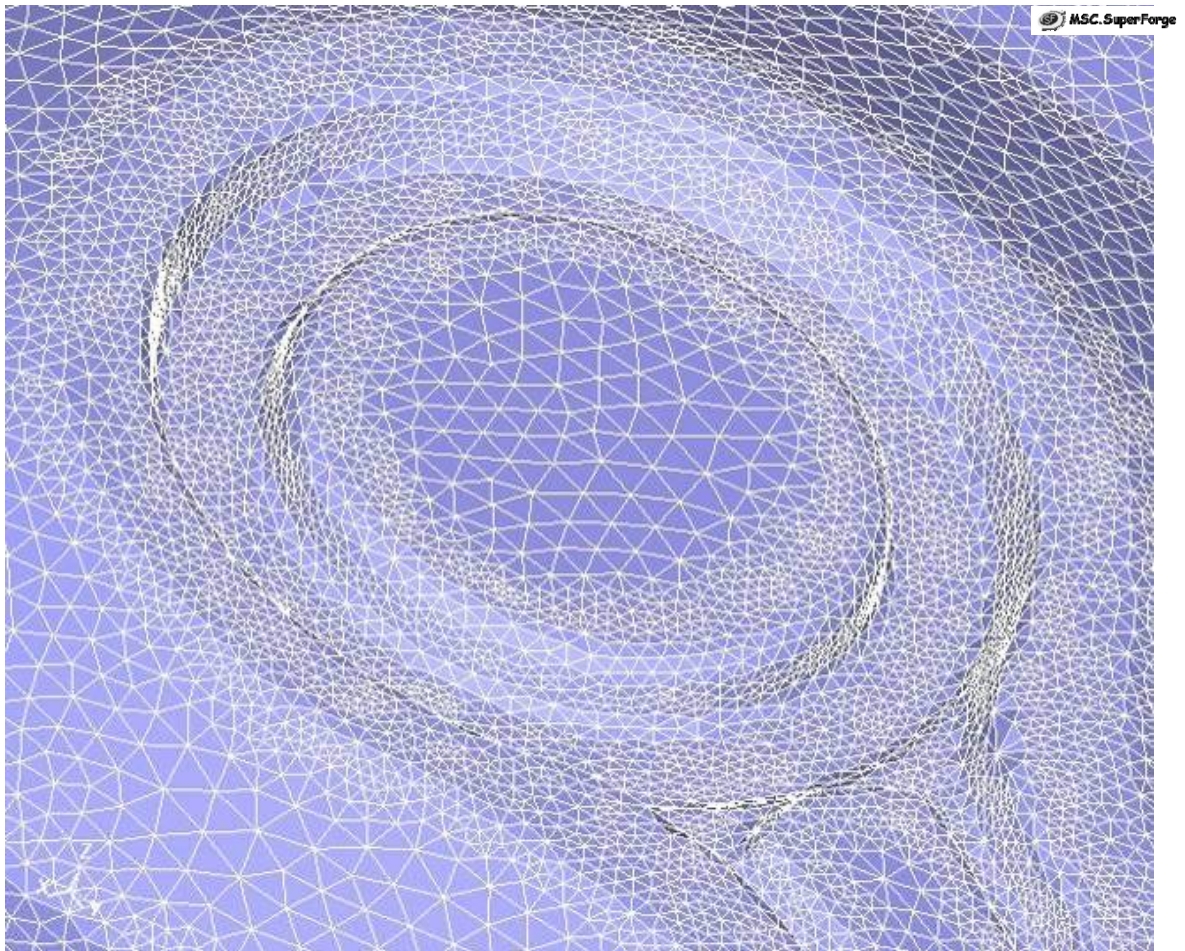
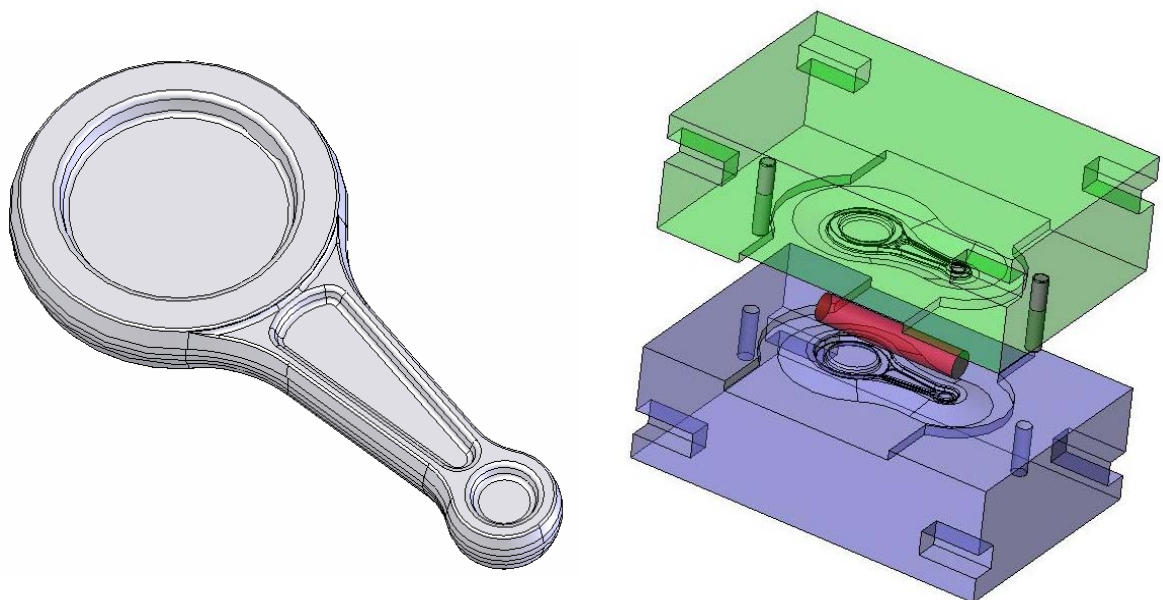


Figura 6.1: Malha de elementos finitos nas matrizes de forjamento gerados pelo programa. MSC.SuperForm 2005<sup>®</sup>

O ferramental possui dois pinos guias, cementados e temperados com 60HRC, de 12mm de diâmetro para corrigir eventuais deslocamentos entre as gravuras superior e inferior devido a folgas no equipamento, fixação incorreta do ferramental ou movimentação deste durante a conformação. A folga entre o pino, fixado na ferramenta superior com seu alojamento na matriz inferior é 0,1mm. Estes pinos iniciam a guiar o ferramental 30mm antes do fechamento das matrizes prevenindo a formação de dobras ou falhas de material na peça forjada devido a possíveis movimentos do ferramental no início da atuação dos pinos.

A cavidade das matrizes possuem ângulo de saída, ângulo utilizado na peça para facilitar sua extração da gravura, de  $3^\circ$  e raio de boca, que é o raio existente na parede lateral por onde a rebarba é expulsa da peça, de 2mm.

A Figura 6.2 apresenta a geometria final da peça forjada (a) e as matrizes utilizadas para o forjamento com a geratriz já posicionada (b). As dimensões básicas da peça forjada são apresentadas na Figura 6.3. A massa da peça sem rebarba é de 72,7 g.



(a)

(b)

Figura 6.2: Geometria da peça forjada (a) e da geratriz posicionada entre as matrizes de forjamento (b)

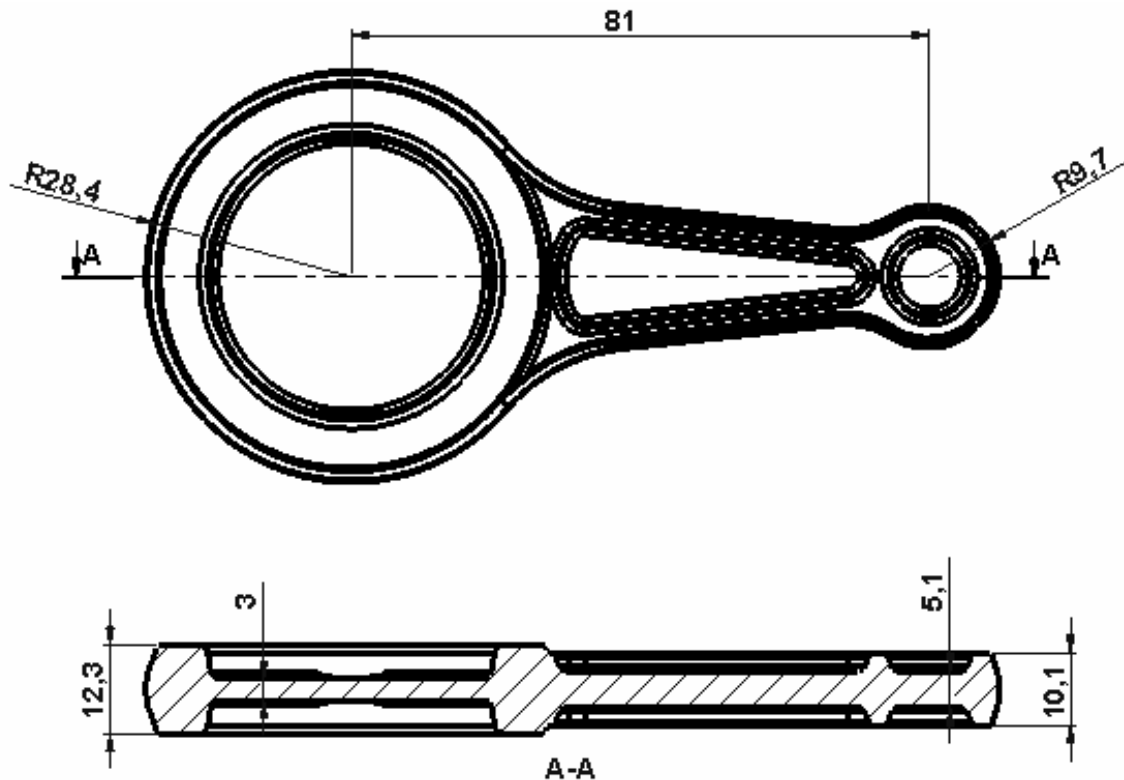


Figura 6.3: Dimensões básicas da peça conformada

## 6.1. RESFRIAMENTO DA GERATRIZ

Os coeficientes de troca de calor calculados no Capítulo 5 são utilizados na simulação computacional do forjamento para encontrar a temperatura da geratriz antes, durante e após a conformação. A Figura 6.4 apresenta as temperaturas simuladas da geratriz no momento em que é retirada do forno (a), após sua movimentação do forno até o posicionamento sobre a matriz inferior (b) e após seu posicionamento até o início da conformação da peça(c). A geratriz utilizada possui 120 mm de comprimento e diâmetro de 25,4 mm .



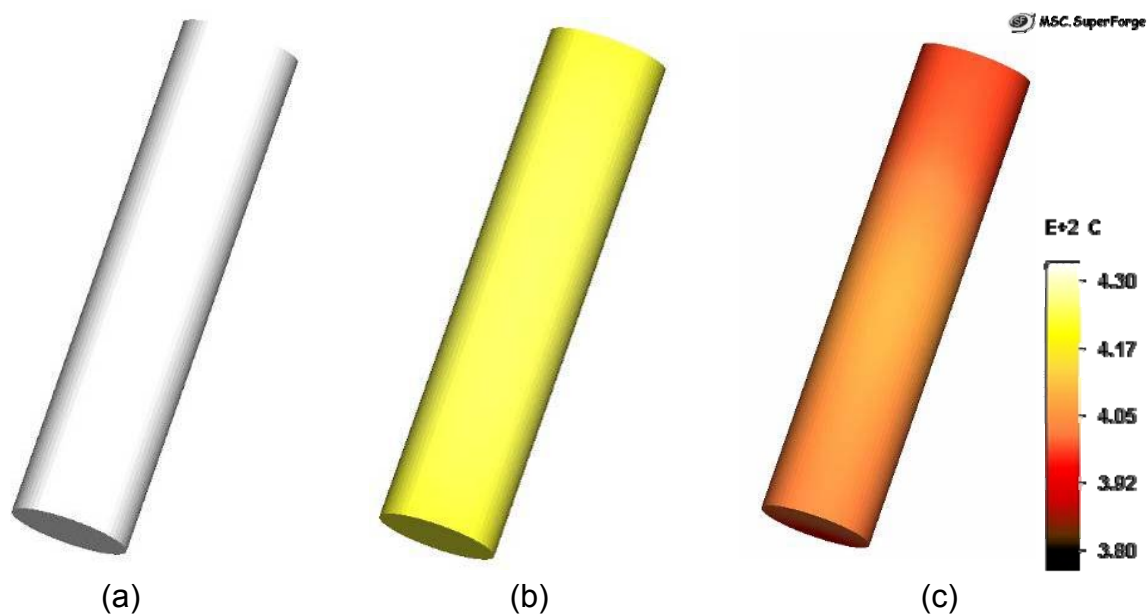


Figura 6.4: Temperatura da geratriz quando retirada do forno (a), após posicionada sobre a matriz de forjamento inferior (b) e no instante anterior ao início da conformação (c)

Na Figura 6.4 (a) a temperatura homogênea da matriz é  $430^{\circ}\text{C}$ . Após seu posicionamento sobre a matriz inferior, Figura 6.4 (b), sua temperatura superficial está em torno de  $420^{\circ}\text{C}$ , e no instante anterior ao início da conformação a temperatura na peça varia entre  $405^{\circ}\text{C}$  e  $380^{\circ}\text{C}$ , no centro e nas pontas, respectivamente, Figura 6.4 (c), devido a troca de calor com a matriz inferior.

## 6.2. DIMENSIONAMENTO DA GERATRIZ COM AUXÍLIO DE SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

Uma importante ferramenta para auxílio de desenvolvimento de novos processos de forjamento é a simulação numérica. Esta permite prever o comportamento aproximado do material no processo real. Este capítulo apresenta o dimensionamento da geratriz para forjamento da peça em questão sem a utilização de estágios intermediários, apenas uma operação de conformação.

São realizadas simulações para analisar a conformação de geratrizes cilíndricas com dimensões comerciais de  $22,2\text{ mm}$  ( $7/8''$ ) e  $25,4\text{ mm}$  ( $1''$ ) de diâmetro e com comprimento de  $120\text{ mm}$ .

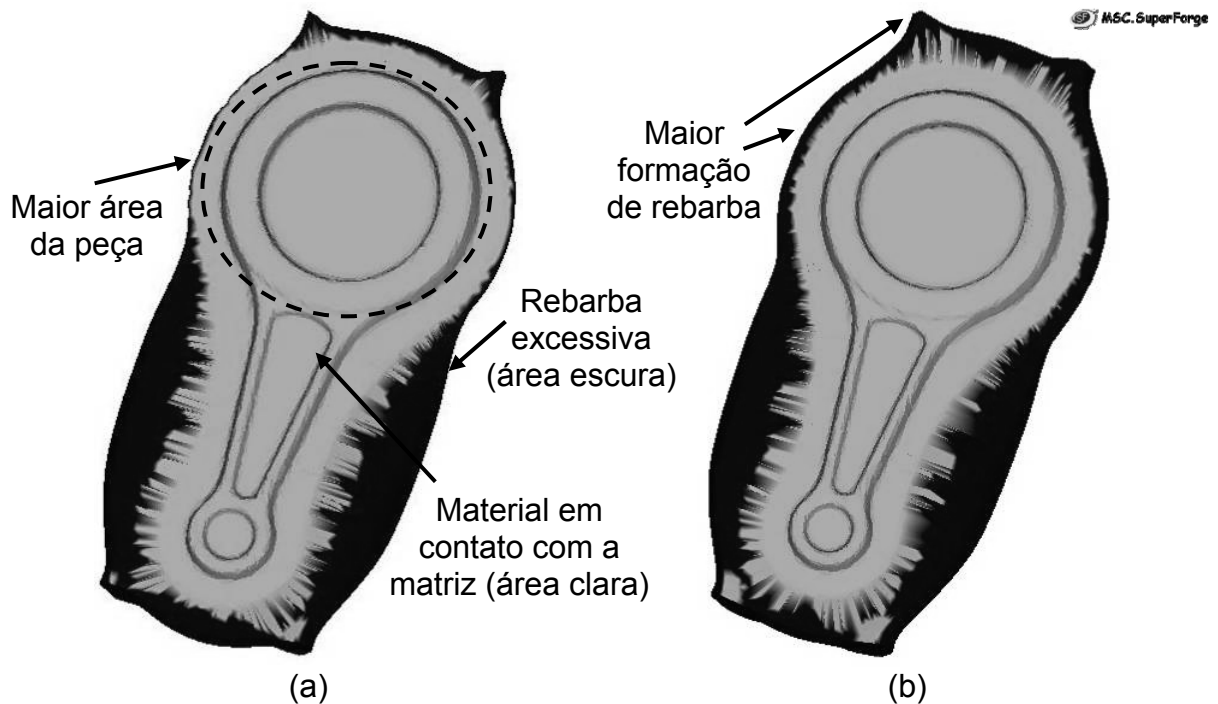


Figura 6.5: Comparação entre as peças obtidas com a utilização de geratrizes com 22,2 mm (a) e 25.4 mm (b) de diâmetro

Após a comparação das peças apresentadas na Figura 6.5, observa-se que ambas formam a peça sem falhas de preenchimento da cavidade das matrizes. O que pode ser ressaltado desta comparação é que quando utilizada a geratriz de 25,4mm de diâmetro ocorre maior formação de rebarba quando comparada com a peça forjada utilizando-se uma geratriz de 22,2mm de diâmetro. Desta forma, opta-se pela utilização de uma geratriz com 22,2mm de diâmetro sem perdas na qualidade do produto final.

A diferença de cores observada nas peças da Figura 6.5 representa o material que está em contato com a matriz, cor clara, e o material que não está em contato com a matriz no final do forjamento, cor escura.

Após a definição do diâmetro do tarugo, seu comprimento é estudado visando encontrar a dimensão que melhor atenda a correta formação da peça com menor formação de rebarba. O primeiro teste é realizado com um comprimento 20mm menor que as simulações anteriores, ou seja, 100mm. A Figura 6.6 (a) mostra que com esta redução falhas ocorrem no preenchimento da peça devido a falta de material na região com maior área da peça, como indicado. O teste seguinte é realizado com um tarugo de 110mm de comprimento. A redução de 10mm no comprimento do tarugo, em relação a simulação realizada com um tarugo de

120 mm, apresenta menor formação de rebarba, Figura 6.6 (b), preenchendo a cavidade satisfatoriamente. Assim, o comprimento de geratriz que apresenta melhor custo/benefício é 110 mm. A Figura 6.6 (b), apresenta a peça obtida quando esta geratriz é utilizada.

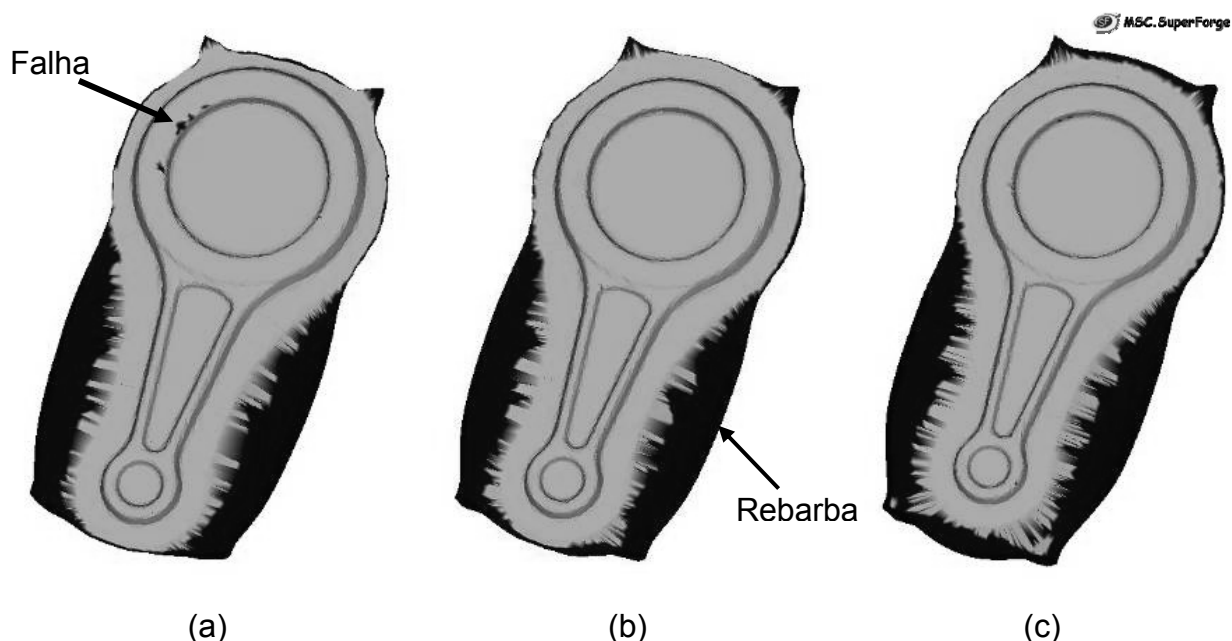


Figura 6.6: Análise do preenchimento da cavidade para geratrizes com 100 mm (a), 110 mm (b) e 120 mm (c) de comprimento

Desta forma conclui-se que as dimensões mais apropriadas para as geratrizes em alumínio AA6351 fundido é 110 mm de comprimento e diâmetro de 22,2 mm, o que resulta em uma massa de 115,4 g.

### 6.3. ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA DAS GERATRIZES

Com o objetivo de analisar a influência da temperatura da geratriz nas forças de conformação e no preenchimento das gravuras, as seguintes condições de temperatura são analisadas: geratrizes aquecidas a 430 °C e 500 °C.

Ao contrário de alguns processos de forjamento de aços carbono e ligados, as ferramentas usadas em todos os processos de forjamento de alumínio são aquecidas para facilitar a conformação da peça [2], desta forma as matrizes utilizadas neste trabalho são previamente aquecidas a 90 °C. O aquecimento é



importante para reduzir a variação dimensional da peça no início do forjamento e durante o processo produtivo, já que durante o trabalho contínuo as matrizes sofrem aquecimento aumentando as dimensões da cavidade.

A perda de calor da peça durante a conformação é grande parte devida ao fluxo de calor da geratriz para as matrizes. A distribuição de temperaturas para as geratrizes aquecidas a 430 °C e 500 °C, respectivamente, são mostradas na Figura 6.7 (a) e (b). O tempo de contato entre as ferramentas e a geratriz durante o forjamento é de aproximadamente 4,5s.

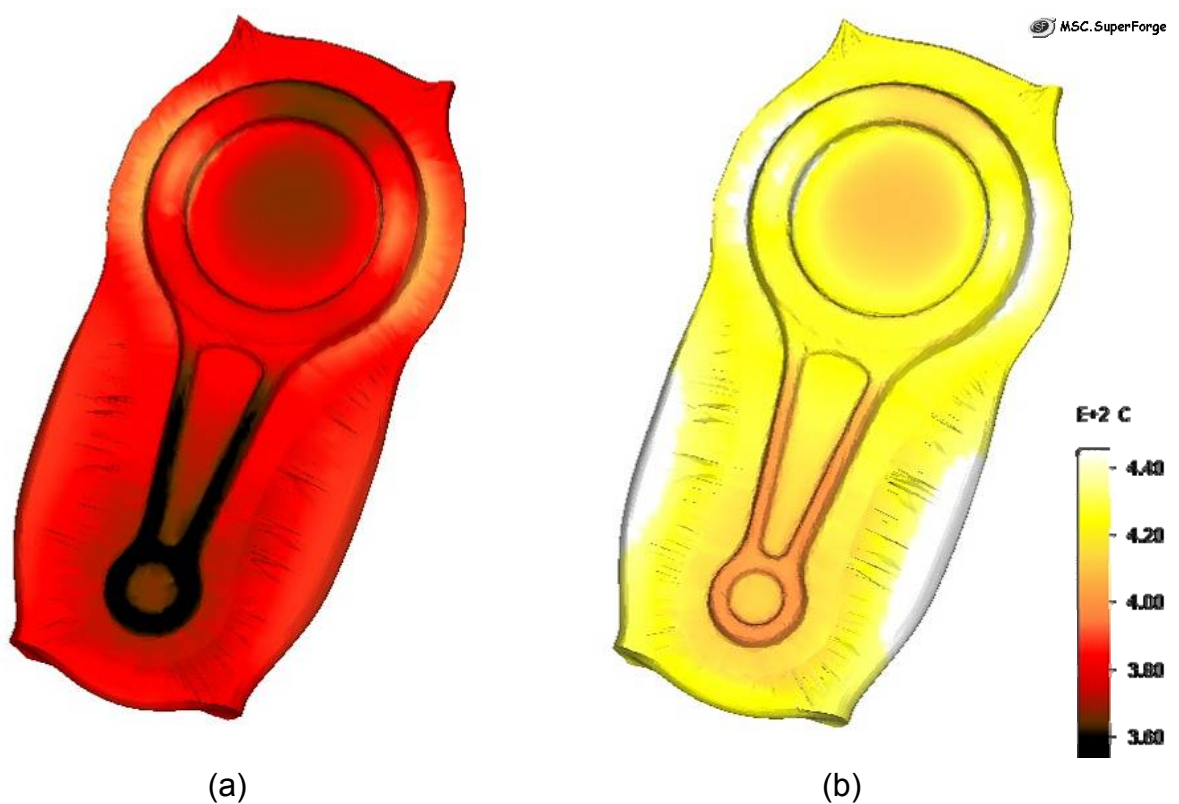


Figura 6.7: Distribuição de temperaturas da peça para matrizes aquecidas a 90 °C e geratrizes aquecidas a 430 °C (a) e 500 °C (b)

Conforme a Figura 6.7 as temperaturas encontradas na peça quando a geratriz é aquecida a 430 °C variam entre aproximadamente 360 °C e 390 °C. Quando esta é aquecida em 500 °C as temperaturas na peça variam entre 440 °C e 410 °C.

Num processo realizado em temperaturas relativamente elevadas é importante analisar a maior temperatura atingida pela peça para garantir que a temperatura de solubilização não seja alcançada. Conforme indicado por Schaeffer

[10] a temperatura máxima de forjamento da liga de alumínio AA6351 é 520 °C . Como as matrizes se encontram em temperaturas menores que a geratriz, o fluxo de calor entre as partes é relativamente elevado não permitindo que a temperatura de solubilização do alumínio seja atingida, Figura 6.7 (b), mesmo com a energia térmica gerada pela deformação do material.

As tensões no ferramental para cada uma das temperaturas são discutidas no item 6.4.

O preenchimento das cavidades é similar para ambas as temperaturas utilizadas como pode ser visto na Figura 6.8.

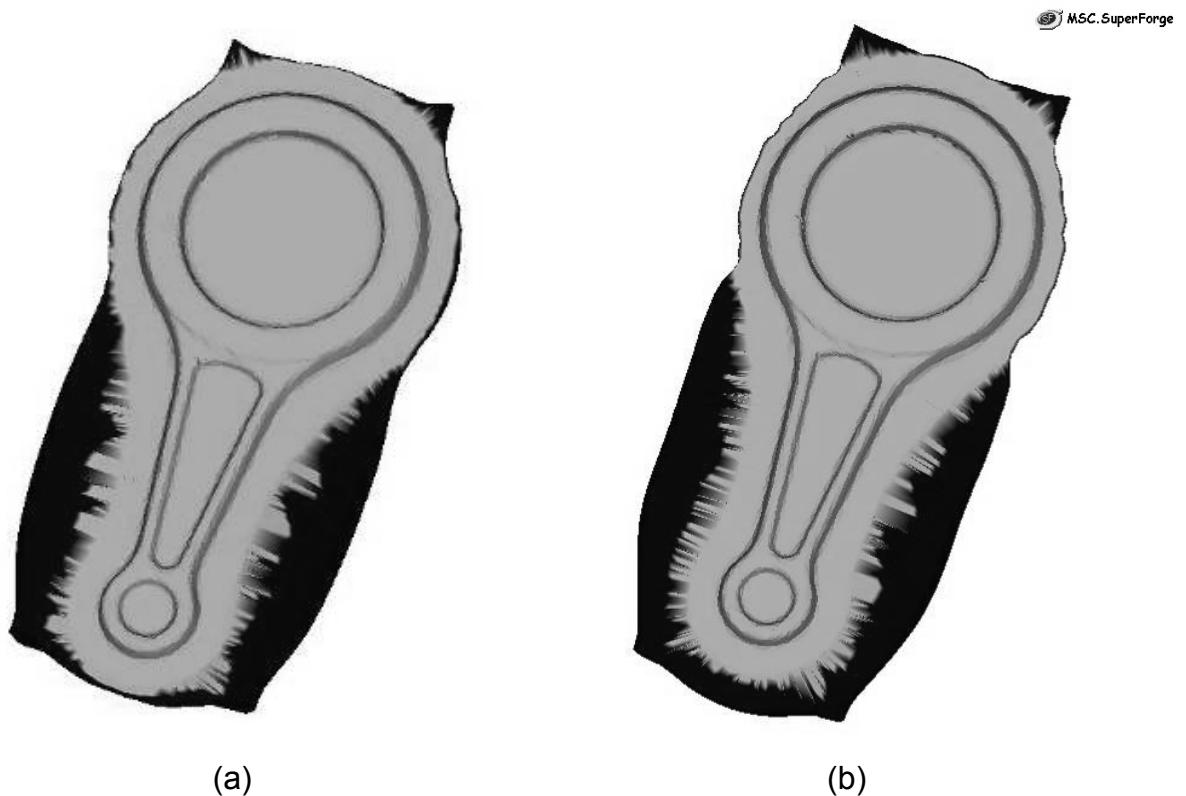


Figura 6.8: Preenchimento das cavidades para geratrizes aquecidas a 430 °C (a) e 500 °C (b)

Analisando-se a Figura 6.10 observa-se que a peça conformada com a geratriz aquecida a 500 °C tem maior formação de rebarba. Isto se justifica pela maior expansão térmica da geratriz aquecida a 500 °C quando comparada com aquela aquecida a 430 °C .

## 6.4. TENSÕES NO FERRAMENTAL

As tensões no ferramental atingem seu valor mais elevado quando a força de conformação é máxima. No caso do forjamento da peça em questão a máxima força é obtida no momento do total fechamento das matrizes, como mostra a Figura 6.9.

A máxima tensão aplicada nas matrizes é aproximadamente 550MPa na parte central da matriz inferior, como mostra a Figura 6.10, quando a temperatura de forjamento da geratriz é de 430 °C. O material utilizado para a confecção das matrizes é o aço AISI H13 que tem sua tensão de escoamento máxima, quando temperado com dureza de 52HRC, de aproximadamente 1.520MPa [39]. Nota-se assim, que as solicitações a que as matrizes são sujeitas estão aquém da tensão de escoamento do material utilizado, reduzindo a chance de quebra por excesso de tensões. É importante observar a relativa distância entre a tensão de escoamento e as solicitações impostas nas matrizes durante o forjamento. Esta distância ajuda a prolongar a vida útil das matrizes devido a baixa fadiga mecânica a que estas são impostas. Também observa-se não existirem pontos de concentrações de tensões que poderiam via a provocar quebra das matrizes durante o forjamento.

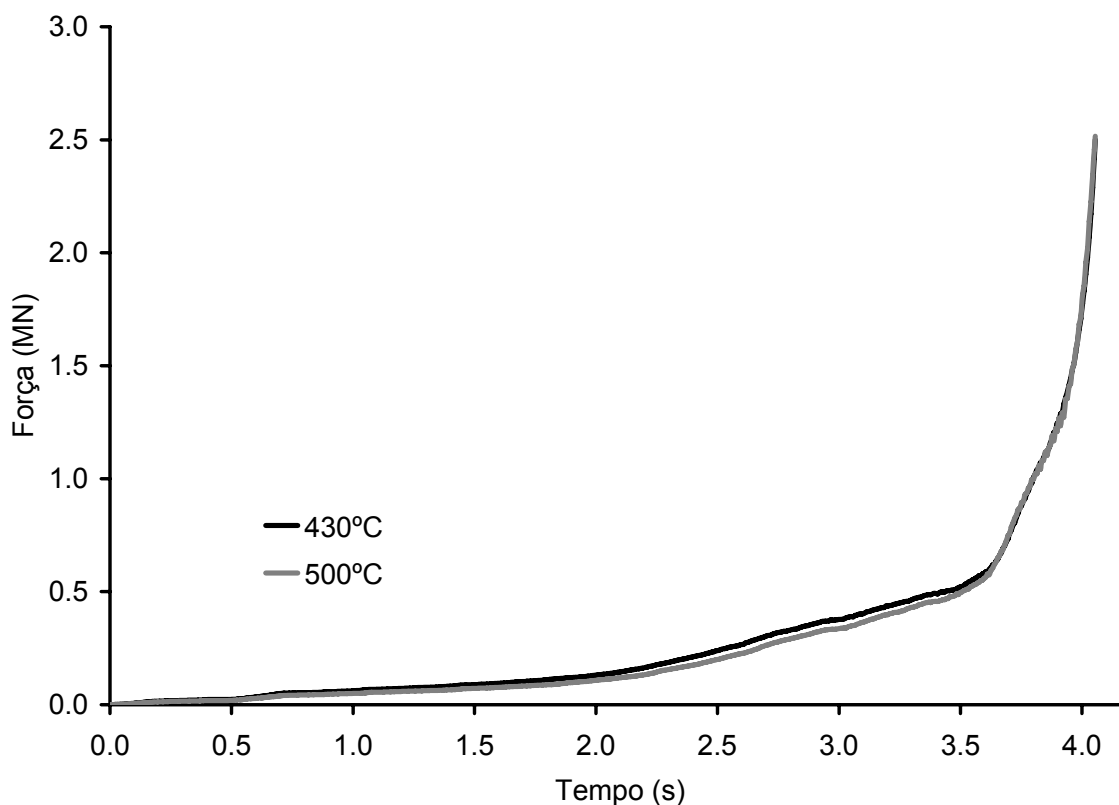


Figura 6.9: Forças de conformação da peça a 430 °C e 500 °C

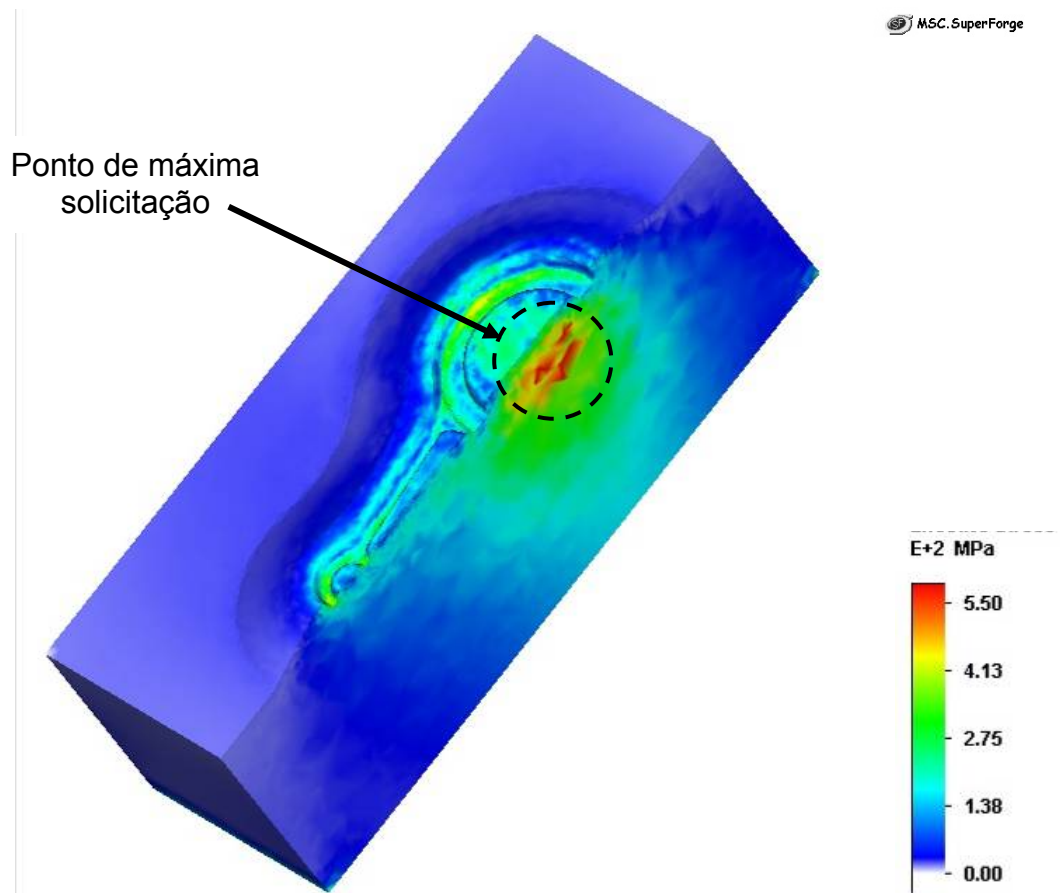


Figura 6.10: Tensões nas matrizes no instante de maior força de conformação para geratriz aquecida a 420 °C

Quando a geratriz é aquecida a 500 °C a máxima tensão, durante a conformação, a que o ferramental é exposto é 520MPa. Quando se trabalha com a geratriz a 430 °C as tensões impostas ao ferramental, apesar de próximas, são maiores quando comparadas com aquelas observadas quando a geratriz está aquecida a 500 °C Figura 6.11. A análise dos resultados obtidos mostra que a variação das tensões impostas ao ferramental é pequena, não justificando o uso de maior energia para aquecer as geratrizes a 500 °C. Desta forma conclui-se que a utilização da geratriz aquecida a 500 °C não se faz necessária para este processo de conformação.

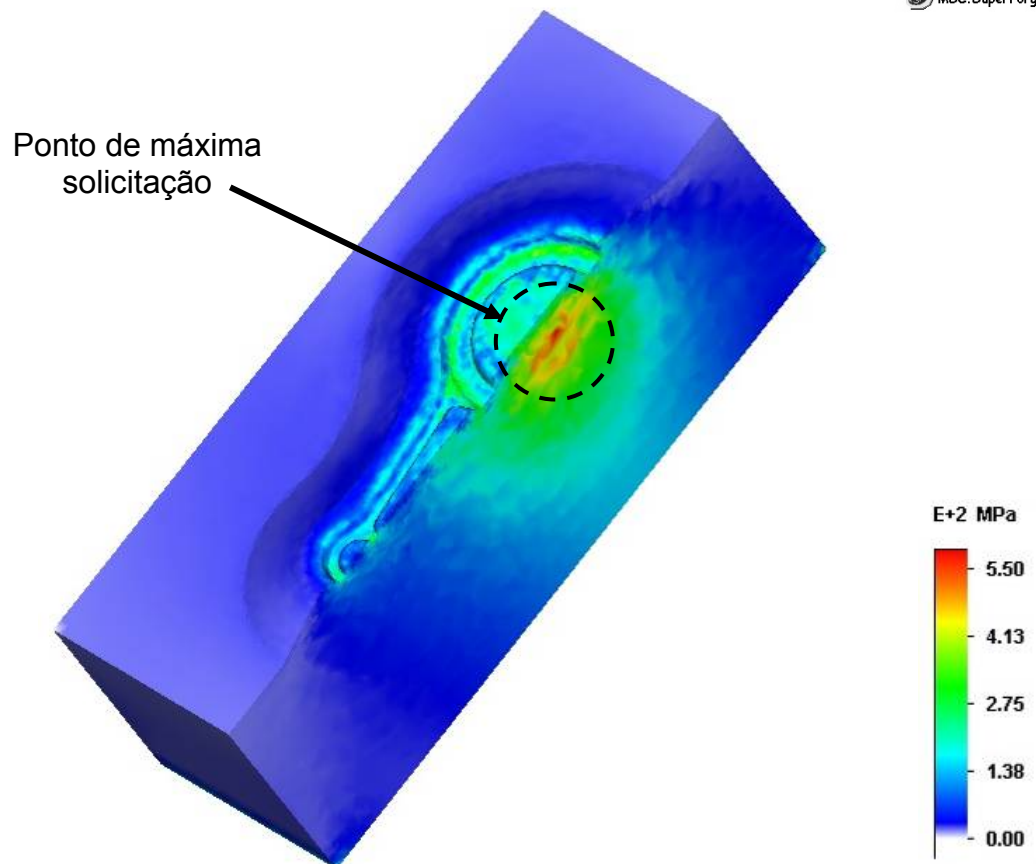


Figura 6.11: Tensões nas matrizes no instante de maior força de conformação para geratriz aquecida a 500 °C

A Figura 6.12 mostra que as maiores tensões são encontradas no centro do ferramental indicando que a análise anterior está considerando os pontos de máxima sollicitação do ferramental no estudo.

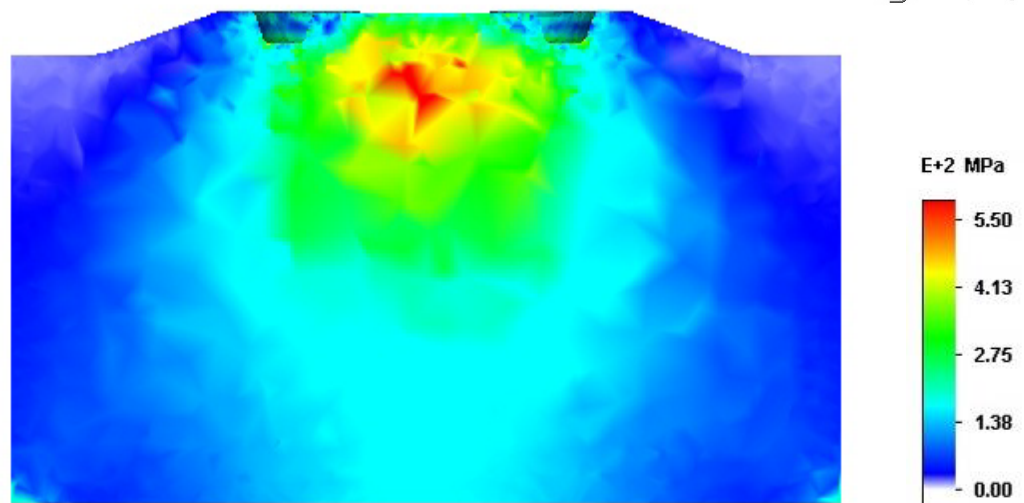


Figura 6.12: Tensões do ferramental concentradas na região do espelho da peça

## 6.5. DESENVOLVIMENTO DE PRÉ-FORMA PARA GERATRIZ

Para peças com geometria complexa ou com relativa diferença de áreas em sua geometria muitas vezes faz-se necessária a utilização de uma geratriz pré-formada para que a geometria requerida seja obtida com mais facilidade, além de, reduzir a quantidade de material desperdiçado em forma de rebarba.

Os programas de simulação numérica são uma importante ferramenta para auxílio no projeto de pré-formas por apresentarem o comportamento do material durante o forjamento permitindo que o engenheiro realize modificações e aperfeiçoe seu processo para reduzir as chances de produção de peças defeituosas assim como as perdas excessivas de material.

O desenvolvimento da pré-forma inicia com o estudo das áreas da peça, que é seccionada transversalmente a cada 10mm para que suas áreas sejam medidas, Figura 6.13. Através destas áreas é possível encontrar o diâmetro equivalente a cada uma destas seções.

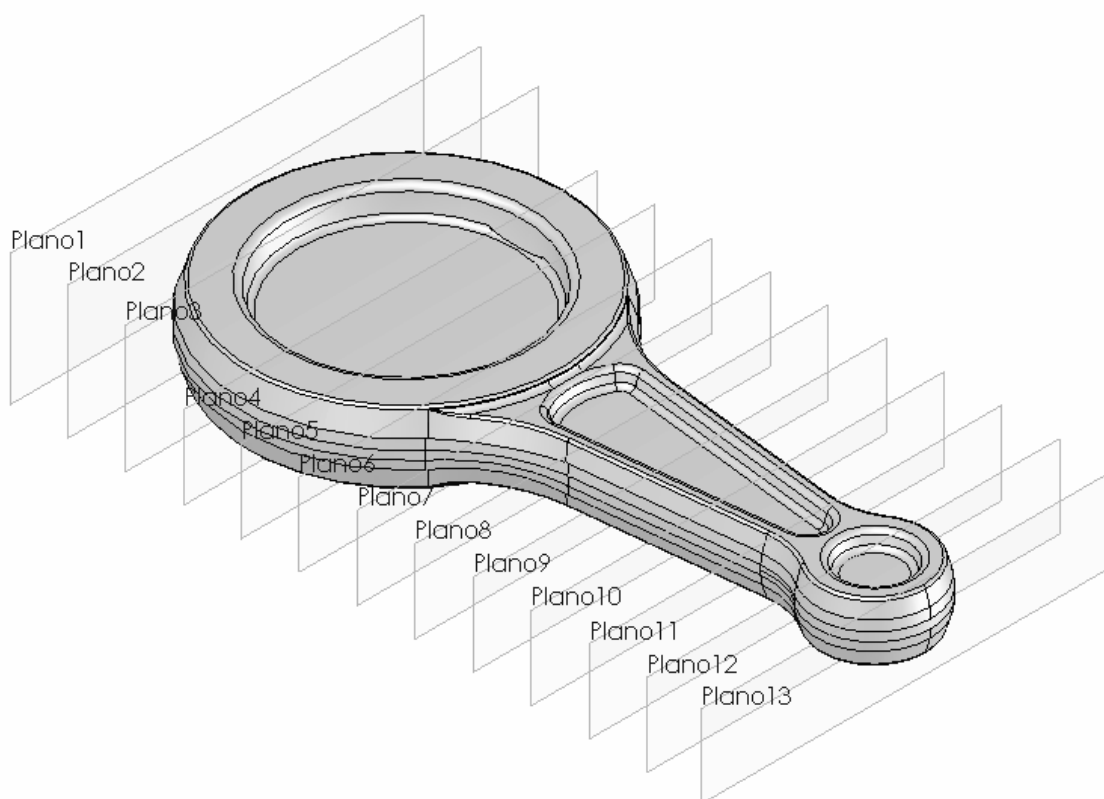


Figura 6.13: Seções da peça com 10mm de distância cada

A Tabela 16 apresenta a área de cada seção da peça com distâncias de 10mm entre elas, iniciando pelo lado de maior área da peça. Os planos 1 e 13 não estão presentes na tabela por estarem nas extremidades da peça e assim possuírem área 0.

Tabela 16: Área de cada seção da peça e raio equivalente para geratriz

Plano	Área (mm <sup>2</sup> )	Raio (mm)	Plano	Área (mm <sup>2</sup> )	Raio (mm)
2	468	12,2	8	128	6,4
3	326	10,2	9	117	6,1
4	319	10,1	10	106	5,8
5	326	10,2	11	102	5,7
6	468	12,2	12	136	6,6
7	190	7,8			

Para a determinação da geometria da pré-forma foram considerados os volumes médios da peça para duas regiões distintas da peça, a região de maior área que é compreendida entre os planos 2 e 7, e outra região compreendida entre os planos 8 e 13 apresentados na Figura 6.13. A região entre os planos 7 e 8 é uma região de transição entre as duas regiões. A geometria da geratriz resultante é apresentada na Figura 6.14. A massa desta geratriz é de 72,7g. A Tabela 17 apresenta as áreas utilizadas para esta geratriz.

Tabela 17: Área de cada seção da geratriz e raio equivalente utilizando-se o volume da peça

Planos	Área média (mm <sup>2</sup> )	Raio equivalente (mm)
2 a 7	380	11,0
8 a 12	117	6,1

Após identificadas as áreas da peça realiza-se uma simulação utilizando-se as dimensões da Tabela 17 com 5% de acréscimo de volume para cada seção. Este aumento no volume da geratriz é necessário para compensar o material que sai da cavidade em forma de rebarba.

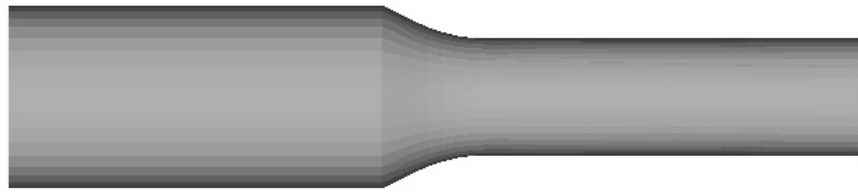


Figura 6.14: Geometria da geratriz pré-formada com um acréscimo de 5% em seu volume total

A Figura 6.15 apresenta a peça resultante quando a geratriz com as áreas apresentadas na Tabela 15 com 5% de acréscimo de volume é simulada.

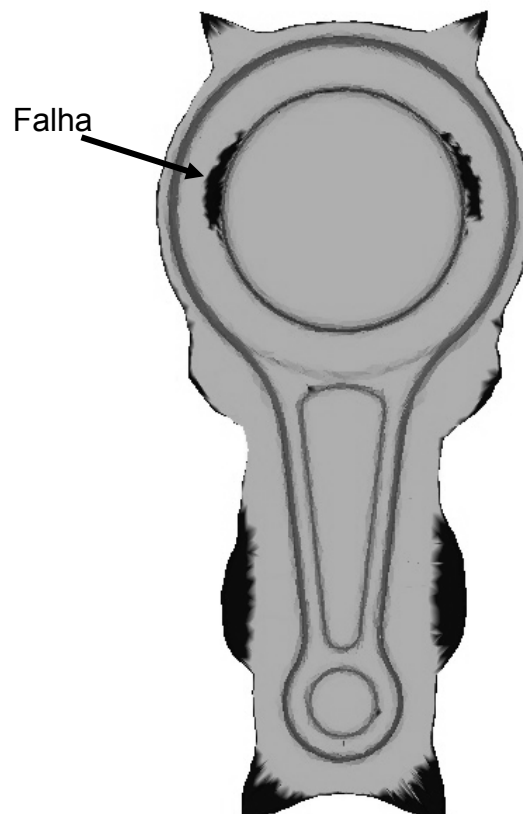


Figura 6.15: Estudo realizado utilizando-se uma geratriz com 5% de material para formação de rebarba

Quando se analisa a Figura 6.15 é possível observar que toda a região de menor área da peça, dos planos 7 a 13 representados na Figura 6.13, tem correto preenchimento da cavidade, enquanto que na região de maior área da peça



observam-se falhas de material, indicando que a necessidade de utilizar uma geratriz com maior volume.

Como a simulação anterior não apresenta resultados satisfatórios uma nova pré-forma é desenvolvida. Sua geometria é a mesma apresentada na Figura 6.14 mas com um acréscimo de 10% em relação ao volume da peça. A obtida é mostrada na Figura 6.16.

Observando-se o resultado encontrado quando o volume da geratriz é aumentado em 10% conclui-se que esta geometria é apropriada para a conformação desta peça. A Tabela 18 apresenta as dimensões utilizadas para a geratriz pré-formada com 10% de acréscimo de volume em relação ao volume da peça, que resulta em um peso de 80,0 g.

MSC. SuperForge

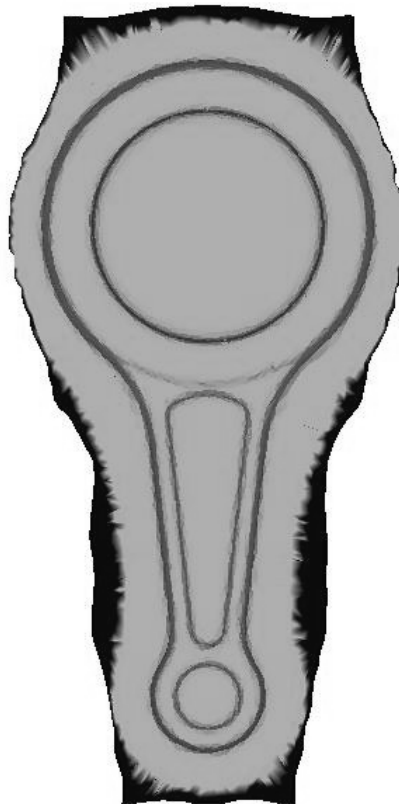


Figura 6.16: Estudo realizado utilizando-se uma geratriz com 10% de material para formação de rebarba

Tabela 18: Área de cada seção da geratriz e raio equivalente com aumento de volume total de 10%

Planos	Área média (mm <sup>2</sup> )	Raio equivalente (mm)
2 a 7	418	11,5
8 a 12	129	6,4

## 7. ANÁLISE EXPERIMENTAL DO FORJAMENTO

Após a confecção do ferramental e a realização das simulações numéricas que auxiliaram no dimensionamento da geratriz, as mesmas condições de conformação para as quais as simulações são realizadas são utilizadas para realização dos ensaios práticos com o intuito de comparar os resultados obtidos via simulação numérica com os experimentos realizados.

O Capítulo 6.5 apresenta o desenvolvimento de pré-formas para reduzir a quantidade de material expulso da cavidade das matrizes em forma rebarba. Como o laboratório de transformação mecânica, LdTM, não possui equipamentos de rolagem os experimentos são realizados sem a utilização de pré-formas, apenas com geratrizes cilíndricas de raio constante de 22,2mm e 25,4mm.

### 7.1. MÉTODO

Os ensaios são realizados em uma prensa hidráulica da marca FKL com capacidade máxima de 7,0MN e com velocidade de compressão inicial de aproximadamente 7,7mm/s. Para cada geometria de geratriz três ensaios são realizados para verificar sua repetibilidade. As matrizes confeccionadas são fixadas à máquina através de grampos apropriados para evitar a ocorrência de movimentos relativos entre as matrizes durante o processo de conformação. As ferramentas possuem pinos guias para evitar deslocamentos durante a conformação reduzindo as chances de produção de peças com problemas geométricos ou falhas de preenchimento da cavidade das matrizes.

As geratrizes são aquecidas em um forno resistivo pelo período de 30 minutos até a homogeneização de sua temperatura. Para as matrizes o tempo de

aquecimento também é de 30 minutos. As matrizes são aquecidas através de uma chama geradas por gás liquefeito, até atingirem aproximadamente 90 °C. As temperaturas das geratrizes e do ferramental são controladas através de um termopar tipo K.

O forno de aquecimento das geratrizes é posicionado ao lado da prensa num local específico, a fim de, reduzir a distância e o tempo de movimentação da geratriz aquecida até a prensa, reduzindo assim, a perda de calor.

Para garantir o correto posicionamento da geratriz sobre a cavidade um dispositivo foi criado para auxiliar em seu posicionamento. Este consiste de uma base que é encaixada na face superior da matriz inferior. Na parte superior de suas laterais existem parafusos que são regulados de acordo com o diâmetro e comprimento de cada geratriz, reduzindo assim, o tempo de posicionamento e conseqüentemente a perda de calor além de garantir o correto posicionamento da geratriz sobre a cavidade. O dispositivo é apresentado na Figura 7.1.

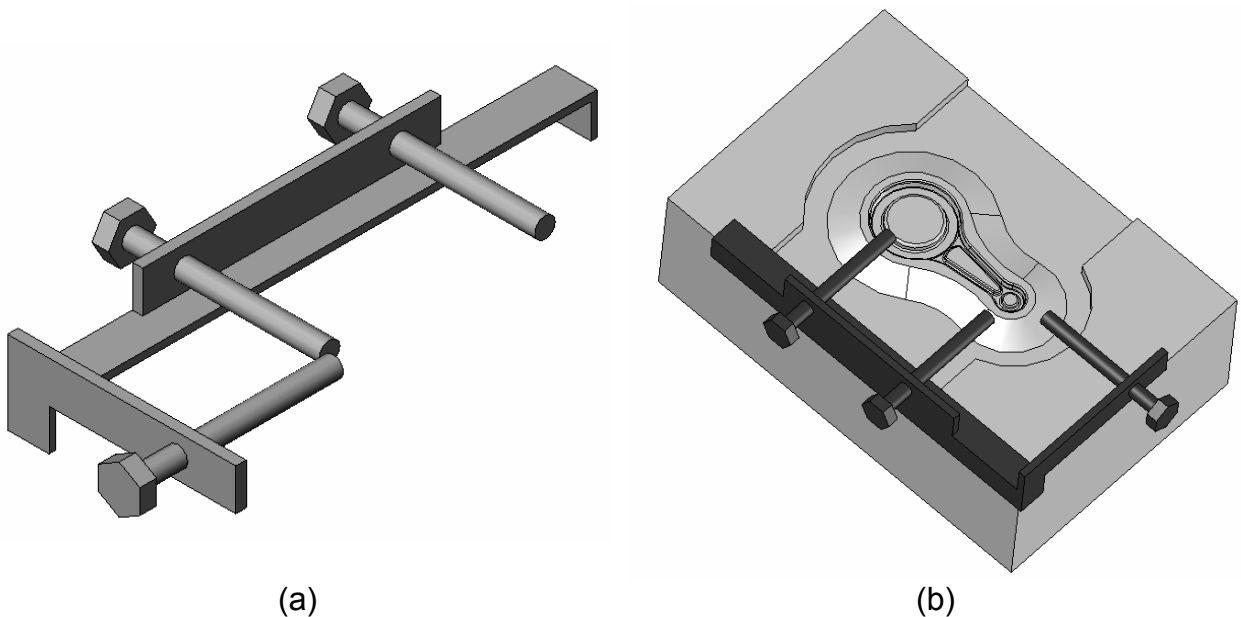


Figura 7.1: Dispositivo auxiliar de posicionamento da geratriz sobre a cavidade

Após o posicionamento da geratriz a prensa é acionada até seu limite de força, limitado em 2,5MN. Assim que a força máxima é atingida a abertura da prensa é realizada para permitir a extração da peça conformada. As peças conformadas são extraídas do ferramental e identificadas através de números romanos.

Após realizados todos os ensaios as peças são tratadas termicamente com o intuito de melhorar suas características mecânicas. Inicialmente a peça é aquecida a 530 °C durante 3.600 segundos para solubilização. O tratamento posterior é uma têmpera em água, seguida de um envelhecimento artificial realizado em um forno resistivo à temperatura de 170 °C durante 36.000 segundos.

Finalmente, realiza-se a frio a rebarbação da peça com o ferramental apresentado na Figura 7.2. Este ferramental é confeccionado com a geometria externa da peça forjada com 0,1 mm de folga para prevenir remoção de material da peça durante a operação de rebarbação. A realização de rebarbação é realizada a frio já que trabalhos anteriores mostram dificuldade de realizar esta operação antes do tratamento térmico.

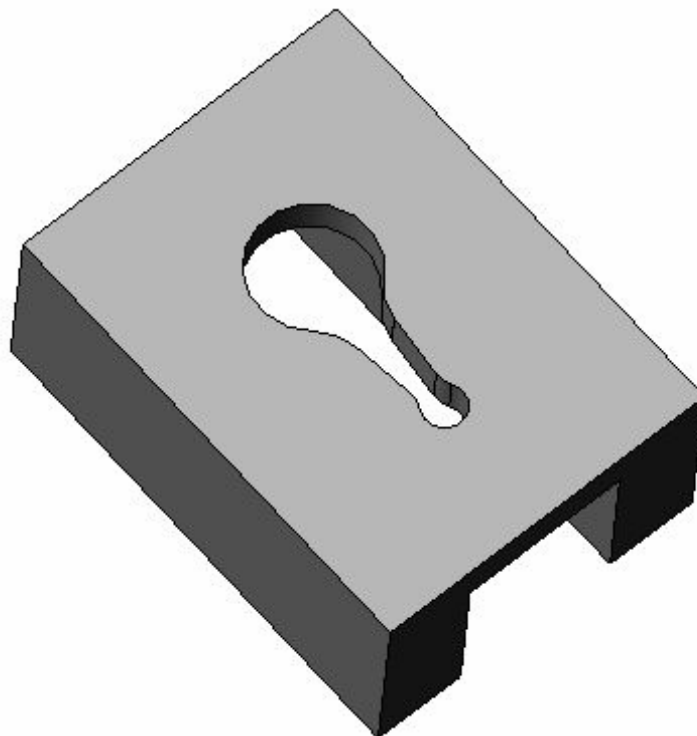


Figura 7.2: Rebarbadora utilizada para rebarbar a peça

## 7.2. CÁLCULO DA RIGIDEZ DA PRENSA FKL

A medida da rigidez da prensa é realizada com o objetivo de identificar o comportamento do equipamento sob a ação de forças. Esta característica do equipamento deve ser conhecida a fim de considerar seu deslocamento para que as

medidas do curso do forjamento sejam corrigidas possibilitando comparar com os valores encontrados via simulação computacional, já que na simulação a rigidez da prensa é considerada infinita.

Para a realização desta medida utiliza-se uma célula de carga em conjunto com um equipamento para medir deslocamento, um transdutor linear variável diferencial, LVDT. Para encontrar a rigidez do equipamento forças são aplicadas diretamente sobre a célula de carga sem a presença de matrizes ou outros equipamentos, enquanto o deslocamento do conjunto é medido em relação a célula de carga. A mesma medida é realizada três vezes para cada uma das forças aplicadas.

Para a medida da rigidez da prensa a força desta é limitada em 2,5MN. Tomando-se o ponto na Figura 7.3 onde a força atinge o valor máximo, o deslocamento é de aproximadamente 0,69mm. Aplicando-se estes valores na Equação 6.1 obtém-se a rigidez da prensa. O cálculo abaixo apresenta o resultado para a condição de maior força da prensa.

$$v = \frac{2,5}{0,69} = 3,62 \frac{\text{MN}}{\text{mm}} \quad (6.1)$$

Assim, a rigidez do equipamento quando a força limite da prensa é atingida é de 3,62MN/mm. Este valor será considerado como linear para esta prensa até a força máxima utilizada de 2,5MN.

A Figura 7.4 apresenta o curso corrigido da prensa. Este curso representa o real curso de forjamento da peça por desconsiderar o deslocamento do equipamento. O afastamento entre as curvas no ponto de maior carga é 0,69mm.

Todas as análises subseqüentes são realizadas utilizando-se o curso corrigido.

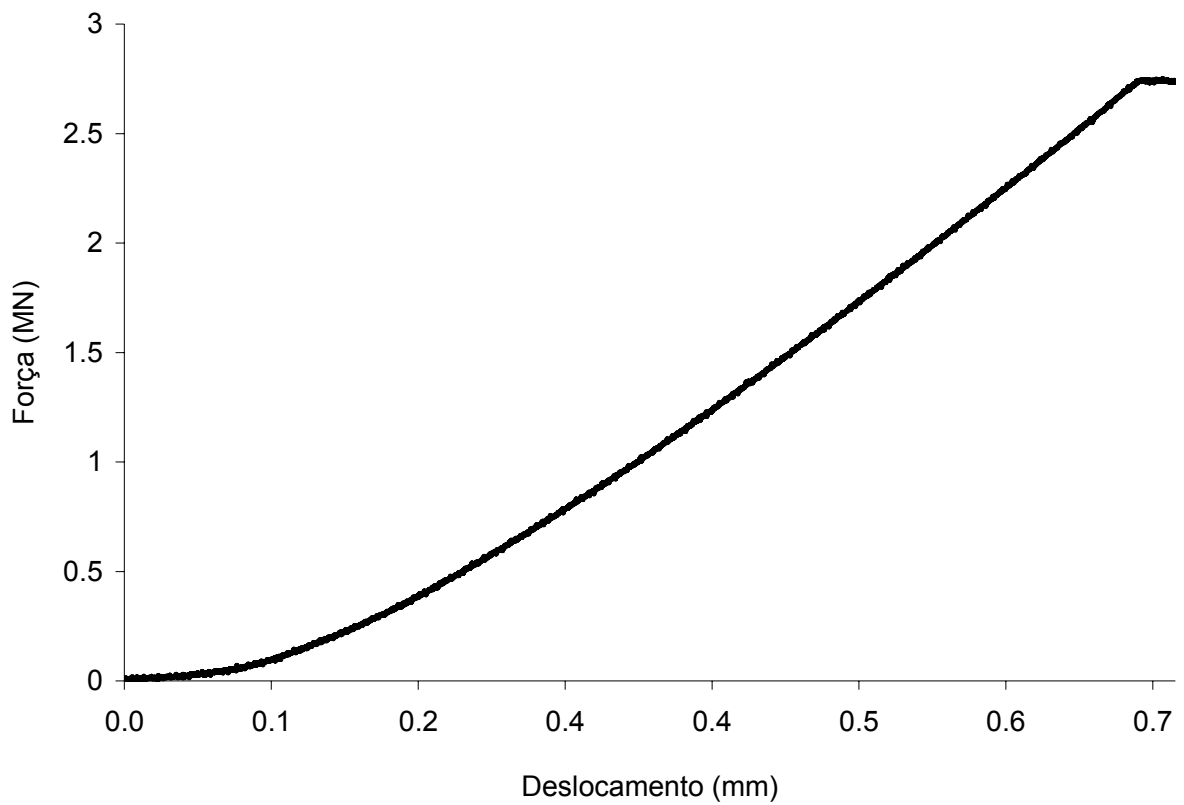


Figura 7.3: Gráfico de força x deslocamento da prensa

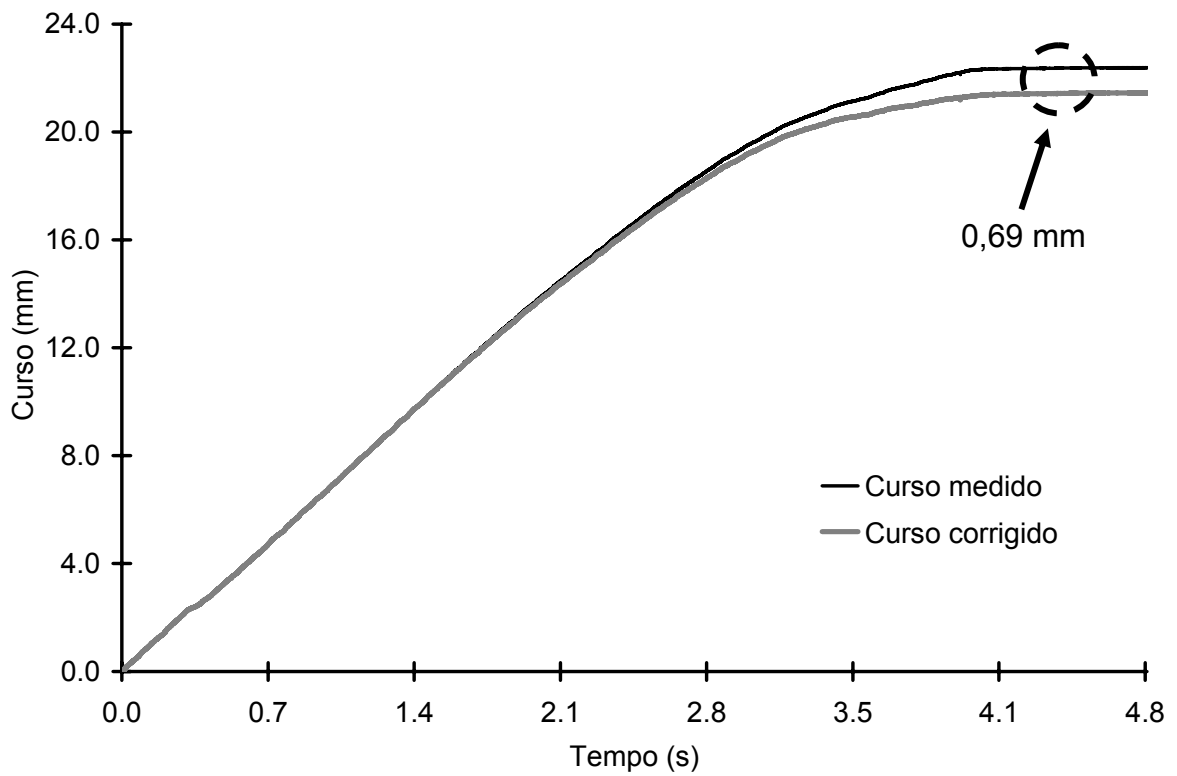


Figura 7.4: Deslocamento corrigido em função da rigidez da prensa

### 7.3. VELOCIDADE DE FECHAMENTO DA PRENSA

A prensa FKL utilizada para a realização dos ensaios tem velocidade máxima de compressão de 7,7 mm/s caindo até aproximadamente 0 mm/s no momento em que a prensa atinge sua força máxima, 7,0 MN. O gráfico apresentado na Figura 7.5 mostra que no instante em que o completo fechamento das matrizes é atingido, aproximadamente 4 s após o início da conformação, a velocidade da prensa é aproximadamente 3,0 mm/s. Isto é observado porque o medidor de deslocamento tem sua base localizada junto as ferramentas de forjamento. Desta forma apenas o deslocamento do equipamento é medido a partir do instante em que as matrizes param de se movimentar por terem chegado ao final de seu curso.

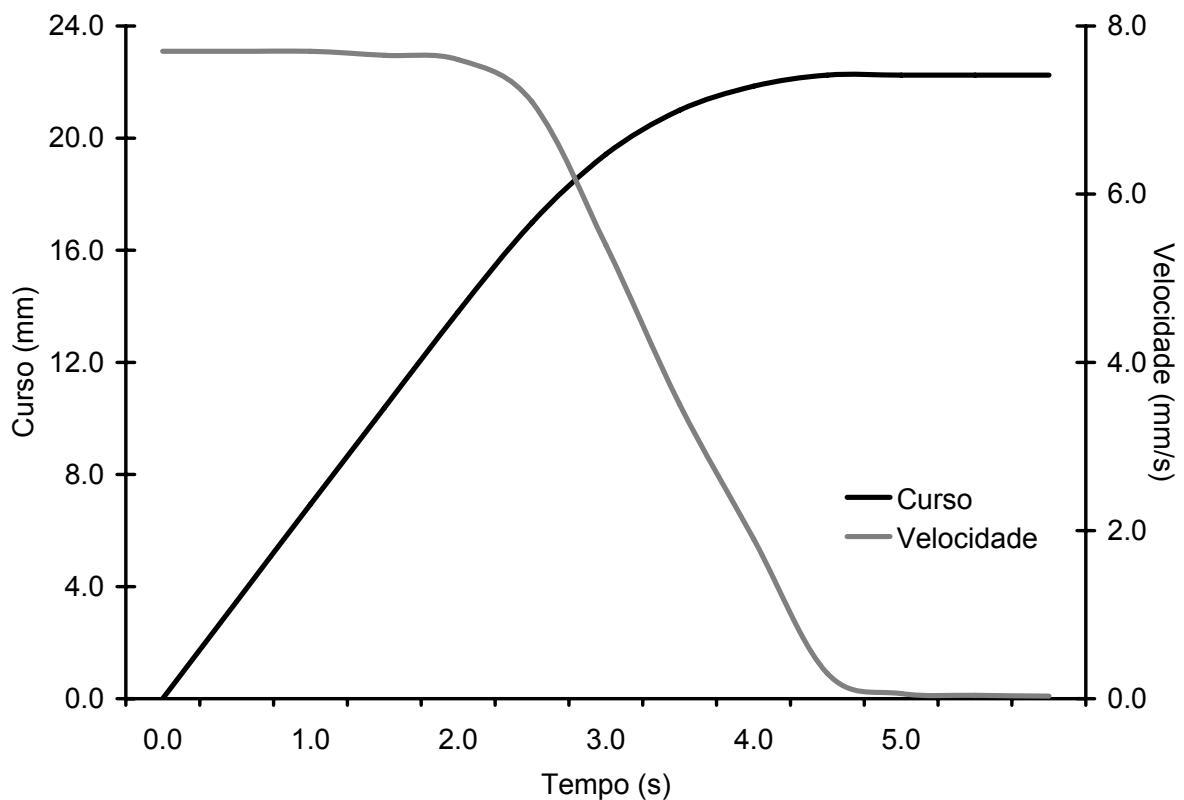


Figura 7.5: Velocidade de fechamento da prensa em função do tempo

### 7.4. FORÇAS DE CONFORMAÇÃO

Durante o forjamento das peças uma célula de carga é utilizada para medir as forças durante o processo. Esta é posicionada entre a mesa inferior da prensa e a

matriz de forjamento inferior. Os resultados apresentados são obtidos durante a conformação de uma peça com geratriz de 22,2mm de diâmetro e 110mm de comprimento. A Figura 7.6 apresenta a evolução da força com o curso da prensa.

## 7.5. PEÇAS FORJADAS

Através da simulação numérica do processo de forjamento Capítulo 6.2 é determinada a geometria da geratriz da peça que é de 110 mm de comprimento com diâmetro de 22,2mm. A Figura 7.7 apresenta uma peça forjada com uma geratriz com estas dimensões.

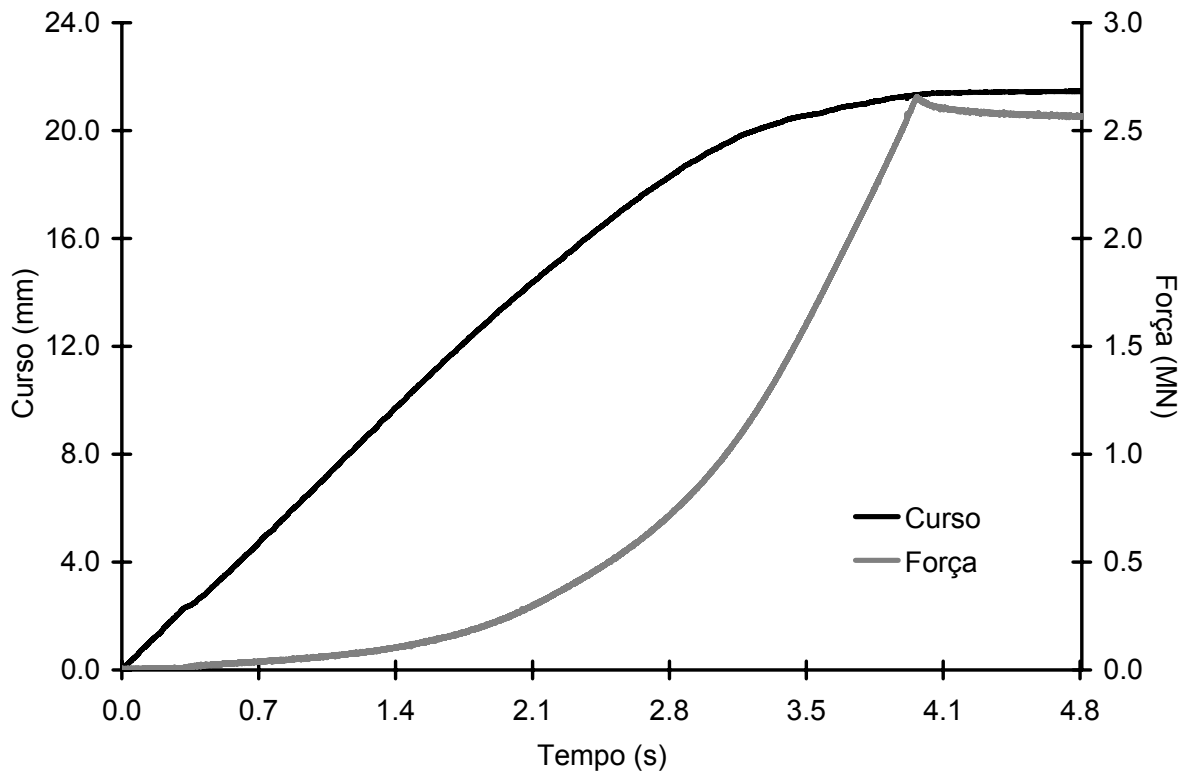


Figura 7.6: Forças de conformação e curso das ferramentas em função do tempo





Figura 7.7: Peça forjada com geratriz de 110 mm de comprimento e 22,2mm de diâmetro

Após o forjamento a rebarbação foi realizada. A Figura 7.8 apresenta a peça final obtida e a rebarba resultante.



Figura 7.8: Rebarba retirada da peça e peça final

## 8. ANÁLISE DOS RESULTADOS

Este capítulo compara os resultados obtidos através da simulação numérica com os resultados obtidos experimentalmente.

### 8.1. COMPARAÇÃO DAS PEÇAS SIMULADAS COM AS FORJADAS

Quando comparadas as peças simuladas com as peças forjadas com geratrizes de 110mm de comprimento e 22,2mm de diâmetro observa-se que ambas tem total preenchimento da cavidade sem falhas de material, Figura 8.2. Observa-se também pequenas diferença entre as rebarbas formadas. Para auxiliar na comparação entre as peças forjadas e simuladas o gabarito apresentado na Figura 8.1 é utilizado para identificar as dimensões comparadas entre as peças. Os valores para cada uma destas dimensões para ambas as peças são apresentadas na Tabela 18.

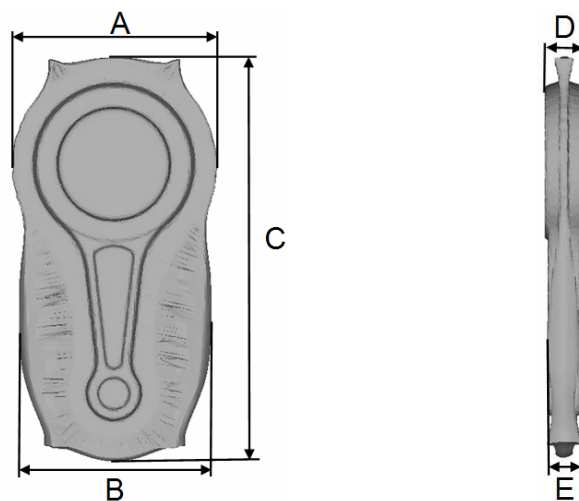


Figura 8.1: Gabarito das dimensões utilizadas para comparar as peças simuladas e forjadas

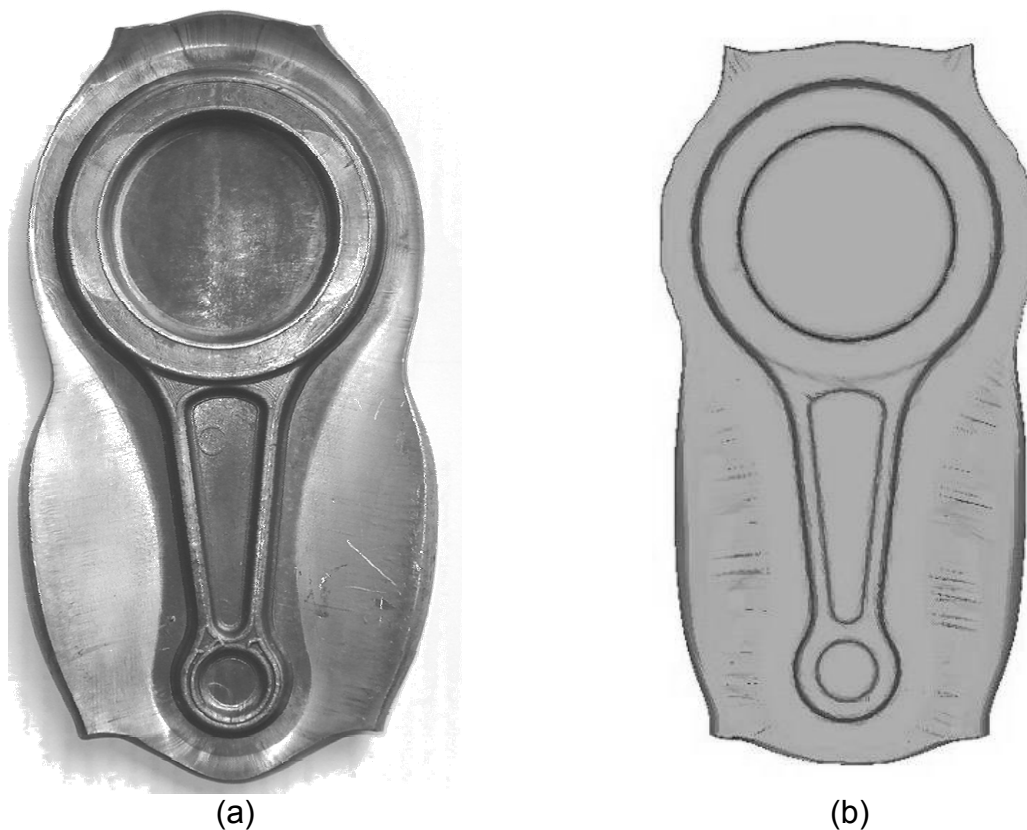


Figura 8.2: Peça forjada (a) e peça simulada (b) com geratriz 110 mm de comprimento e 22,2 mm de diâmetro

Tabela 19: Dimensões das peças forjada e simulada com 22,2 mm de diâmetro e 110 mm de comprimento

Dimensão	Peça forjada (mm)	Peça simulada (mm)	Varição da peça forjada em relação a simulada (%)
A	70,9	71,5	0,8
B	74,6	67,2	-9,0
C	138,6	141,3	1,9
D	12,5	13,1	4,6
E	11,0	11,9	7,6

Comparando-se as dimensões apresentadas na Tabela 18 observam-se variações entre as medidas que se distribuem aleatoriamente entre a peça forjada e simulada. A dimensão B é 9% maior na peça forjada, enquanto as dimensões A, C, D e E são 0,8%, 1,9%, 4,6% e 7,6 menores na peça forjada em relação a peça simulada, respectivamente.

O Capítulo 6.2 apresenta as simulações realizadas com geratrizes de diversas dimensões com o objetivo de encontrar a melhor geratriz para a peça em questão. Ensaio experimentais são realizados para estas mesmas geometrias, a fim de, realizar uma comparação entre ambos. A Figura 8.3 (a) apresenta uma peça

forjada com geratriz de 100mm de comprimento comparada com uma peça simulada utilizando-se a mesma geometria para a geratriz. A formação de rebarba apresenta algumas diferenças entre a peça forjada com a peça simulada, como mostra a Tabela 19.

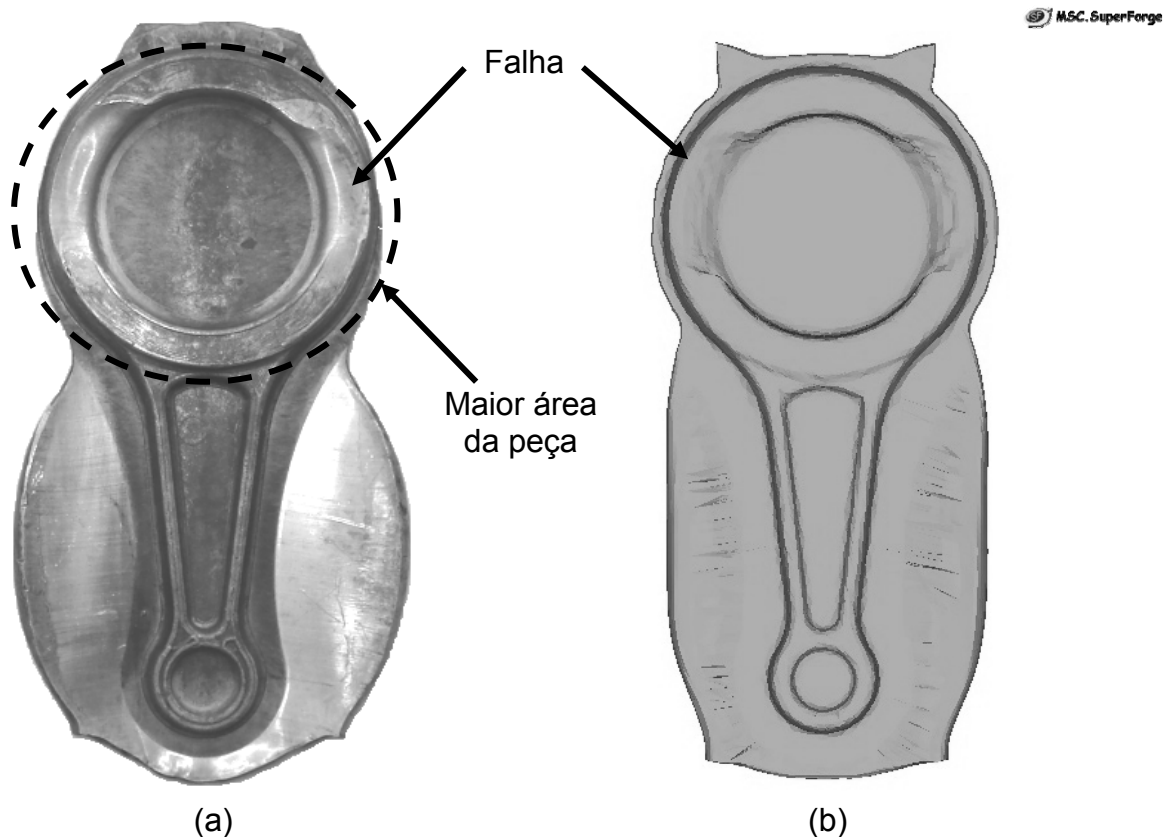


Figura 8.3: Peça forjada (a) e peça simulada (b) com geratriz 100mm de comprimento e 22,2mm de diâmetro

Tabela 20: Dimensões das peças forjada e simulada com 22,2mm de diâmetro e 100mm de comprimento

Dimensão	Peça forjada (mm)	Peça simulada (mm)	Variação da peça forjada em relação a simulada (%)
A	59,8	61,1	2,1
B	67,4	56,6	-13,0
C	132,8	129,2	-2,7
D	12,4	12,7	2,4
E	10,5	11,1	5,4

Observa-se que em ambos os casos ocorreram falhas de preenchimento da cavidade na região de maior área da peça. As dimensões A, D e E são 2,1%, 2,4% e

5,4% maiores na peça forjada, respectivamente, enquanto as dimensões B e C são 13,0 e 2,7 menores na peça forjada em relação a peça simulada, respectivamente.

## 8.2. COMPARAÇÃO DAS FORÇAS MEDIDAS E SIMULADAS

Com o intuito de verificar os resultados de força de conformação fornecidos pelo programa de simulação MSC.SuperForge 2005<sup>®</sup> estes são comparados com os resultados obtidos experimentalmente, Figura 8.4.

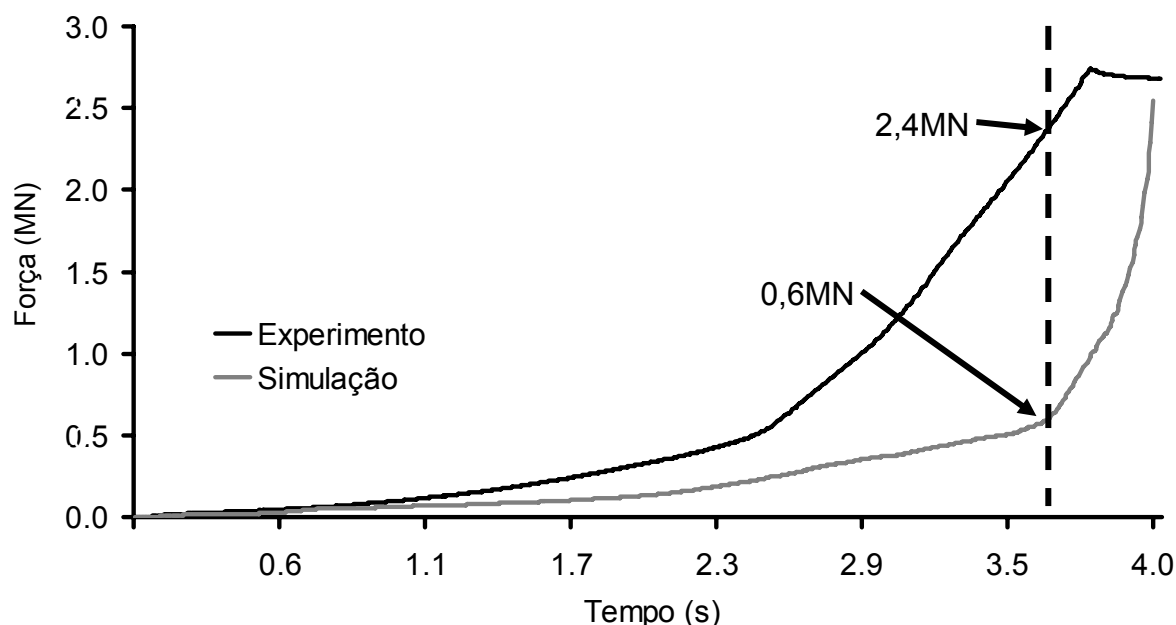


Figura 8.4: Comparação das forças obtidas via experimento e simulação

Através da Figura 8.4 observa-se que a força máxima medida no experimento é um pouco superior a 2,5MN, chegando a aproximadamente 2,7MN. O que se pode destacar é que no experimento a força máxima é atingida aproximadamente 3,7s após o início da conformação da peça, enquanto que na simulação esta força é atingida após 3,9s do início do ensaio. Um aumento mais acentuado na força obtida via simulação é observada a partir do instante 3,6s, enquanto que através do experimento este aumento ocorre em 2,5s. Estas diferenças podem ser justificadas em parte pela diferença de comportamento da velocidade da prensa quando comparada com a simulação, já que na simulação a velocidade da prensa é

constante, enquanto que na realidade a prensa possui velocidade variável de acordo com a força. A evolução da velocidade da prensa em função do tempo é apresentada na Figura 8.5.

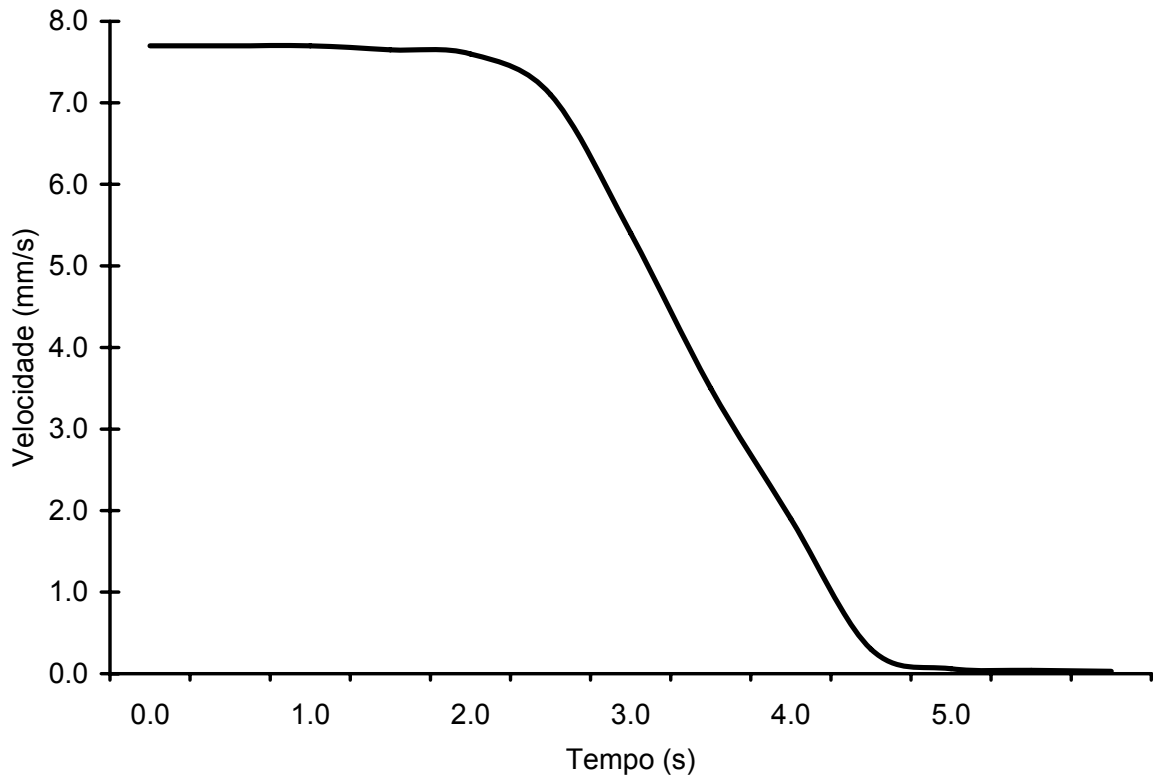


Figura 8.5: Velocidade da prensa utilizada para a conformação das peças

### 8.3. UTILIZAÇÃO DE GERATRIZ COM PRÉ-FORMA

Ao comparar as peças conformadas com geratriz cilíndrica com diâmetro constante, Figura 8.6 (a), com as peças forjadas com geratriz pré-formadas com 5 e 10% de acréscimo de volume em relação a peça final, Figuras 8.6 (a) e (b) respectivamente, observa-se que a utilização de uma geratriz pré-formada com volume 10% maior que a peça obtém-se correto preenchimento da cavidade com redução de 59% de matéria-prima de 115,4 g para 72,7 g em relação a geratriz cilíndrica de diâmetro constante. A peça conformada com geratriz pré-formada com volume 5% maior que o volume total da peça apresentou falhas de material, inviabilizando sua utilização.

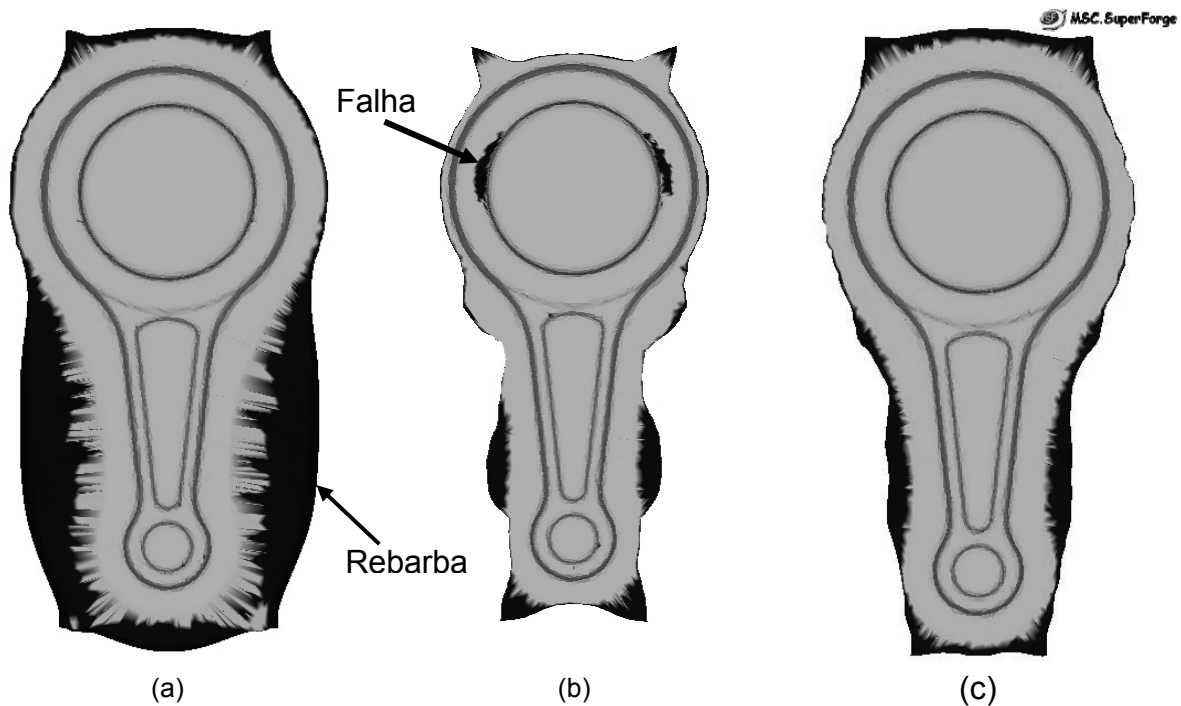


Figura 8.6: Peças forjadas sem pré-forma (a) e com o uso de pré-forma com 5% (b) e 10% (c) de material para formação de rebarba, respectivamente

## 9. CONCLUSÕES

Este trabalho apresenta a viabilidade técnica da utilização de programas de simulação numérica através de volumes finitos no desenvolvimento de processos de conformação de peças, sendo uma importante ferramenta a ser utilizada na indústria da conformação. Estes programas quando alimentados com parâmetros que reproduzam com fidelidade as condições do processo de conformação são uma valiosa ferramenta para indústrias do ramo da conformação mecânica como é mostrado ao longo do trabalho através dos resultados obtidos.

Apesar de algumas diferenças dimensionais na rebarba e na peça conformada quando comparam-se as peças forjadas com as simuladas os resultados apresentados pela simulação numérica podem ser utilizados como guias para desenvolvimento de processos de forjamento auxiliando na redução do tempo de desenvolvimento de novos processos.

A utilização de geratrizes pré-formadas é importante para processos de conformação de peças com consideráveis diferenças de área transversal ao longo de sua extensão ou peças com geometria complexa. Para o presente trabalho obtém-se uma redução de até 59% de massa em relação a uma geratriz cilíndrica com raio constante.

As forças de conformação obtidas por ambos os métodos, experimental e computacional, atingem o pico de força limitado, próximo de 2,5MN, porém quando se analisa o gráfico traçado com ambas as forças observa-se que a evolução durante a conformação da curva simulada não é a mesma da experimental, limitando os resultados neste quesito.

A rigidez do equipamento utilizado para o forjamento é um importante fator a ser considerado em projetos de conformação mecânica já que as peças produzidas através deste processo trabalham com pequenas tolerâncias dimensionais. No



momento de máxima carga de conformação, 2,5MN, a deformação da prensa é 0,69mm, uma variação considerável em relação às tolerâncias admissíveis para peças forjadas.

Em processos de conformação a quente a dilatação térmica da geratriz e do ferramental devem ser levadas em consideração para evitar a produção de peças com dimensões fora do especificado devido sua contração após o resfriamento. Para o presente trabalho com geratrizes aquecidas a 430 °C e ferramental a 90 °C, a gravura das matrizes deve ser 0,9% maior que a peça final.

### 9.1. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Utilizando os resultados obtidos através do presente trabalho, realizar o forjamento da peça em questão com a utilização de geratrizes pré-formadas.

Automatizar o processo de cálculo e desenvolvimento apresentado no trabalho para agilizar o projeto de novos processos de conformação mecânica.

Realizar estudo microestrutural das peças conformadas para avaliar a influência das condições de conformação na estrutura cristalina da peça.

## 10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] CAPORALLI, A.; GILENO, L.A.; BUTTON, S.T. Expert system for hot forging design. In: JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 80-81, 1998, p. 131-135.
- [2] ASM HANDBOOK: Forming and forging. Materials Park, Ohio: ASM International, v. 14, 1993.
- [3] LANGE, K.; Modern metal forming technology for industrial production. **Journal of materials processing technology**. n. 71, 1997, p. 02-13.
- [4] GEIER, M.; BRITO, A.M.G.; SCHAEFFER, L. Otimização de um processo de forjamento pelo método de volumes finitos. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE FORJAMENTO, 24., 2004, Porto Alegre. **Anais 24º Senafor**. Porto Alegre: Brasul Ltda, p. 85-102, 2004.
- [5] RUSINOFF, S.E.; **Forging and forming metals**. Chicago: American technical society, 1952.
- [6] COMISSÃO DE SEGURANÇA, SAÚDE, MEIO AMBIENTE E DESENVOLVIMENTO SUSTENTÁVEL DA ABAL (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DO ALUMÍNIO). **Relatório de sustentabilidade da indústria do alumínio**. São Paulo, 2005.
- [7] RECICLAGEM DO ALUMÍNIO. Associação brasileira do alumínio (ABAL). Disponível em: <<http://www.abal.org.br/conheca/index.cfm?frame=conheca>> Acesso em 20 de outubro de 2005.
- [8] ASM HANDBOOK: **Properties and selection**: Nonferrous alloys and special-purpose materials. Materials Park, Ohio: ASM International, v. 2, 1992.
- [9] HORN, K.R.V. **Aluminum**: Vol. III - fabrication and finishing, 3. ed. Ohio: American Society for Metals, 1967.
- [10] SCHAEFFER, L. **Forjamento**: Introdução ao processo. Porto Alegre: Imprensa Livre, 2001.
- [11] WEY, C.H.; et al. Simulação de testes de anel via elementos finitos. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE FORJAMENTO, 14., 1994, Porto Alegre. **XIV Seminário nacional de forjamento**. n. 14, Porto Alegre: NBS, 1994, p. 178-188.

- [12] SOFUOGLU, H., RASTY, J. On the measurement of friction coefficient utilizing the ring compression test. **Tribology international**. n. 32, 1999, p. 327-335.
- [13] PETERSEN, S.B.; MARTINS, P.A.F.; BAY, N. An alternative ring-test geometry for the evaluation of friction under low normal pressure. **Journal of materials processing technology**, n. 79, 1998, p. 14-24.
- [14] ALTAN, T.; OH, S.; GEGEL, H. **Conformação de metais: Fundamentos e aplicações**, São Carlos: EESC-USP, 1999.
- [15] SCHAEFFER, L.; RIBEIRO, J.D. Avaliação do atrito no forjamento. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE FORJAMENTO, 6 e 7, 1986, Porto Alegre. **Aspectos gerais sobre forjamento**, n. 3, Porto Alegre. NBS, 1986.
- [16] SCHEY, J.A. Tribology. In: LANGE, K., **Handbook of metal forming**. New York: McGraw-Hill, 1985.
- [17] RODRIGUES, J.; MARTINS, P. **Tecnologia mecânica**. Lisboa: Escolar Editora, v. 1, 2005.
- [18] DIETER, G.E. **Mechanical metallurgy**. 2. ed. New York: McGraw-Hill, 1986.
- [19] SAIKI, H.; ZHAN, Z.H.; MARUMO, Y.; et al. Evaluation of contact conditions in hot forging of pure aluminum using examination. **Journal of materials processing technology**, n. 177, 2006, p. 243-246.
- [20] SCHAEFFER, L. Curvas de escoamento como parâmetro fundamental para a simulação do processo de forjamento. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE FORJAMENTO, 7, [199?], Porto Alegre. **XII Conferência internacional de forjamento/Brasil**, n. 13, Porto Alegre, p. 167-176.
- [21] GARCIA, A.; SPIM, J.A.; SANTOS, C.A. **Ensaio de materiais**. Campinas: LTC –Livros Técnicos e Científicos, 19.
- [22] HISTORY OF TEFLON . Dupont – The miracles of science. Disponível em: <[http://www.teflon.com/NASApp/Teflon/TeflonPageServlet?pagelD=/consumer/na/eng/news/news\\_detail.teflon\\_history.html](http://www.teflon.com/NASApp/Teflon/TeflonPageServlet?pagelD=/consumer/na/eng/news/news_detail.teflon_history.html)>. Acesso em 23 de setembro de 2006.
- [23] BRITO, A.M.G.; PREDIGER, S.A. Aspectos do levantamento de curvas de escoamento. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE FORJAMENTO, 18., 1998, Porto Alegre. **II Conferência internacional de forjamento/Brasil**, n 9, Porto Alegre, 1998, p. 189-210.
- [24] ÖZISIK, M.NECATI. **Transferência de calor: Um texto básico**. Rio de Janeiro: Guanabara Koogan, 1985.
- [25] TABLE OF EMISSIVITY. Monarch Instrument, New Hampshire, USA. Disponível em: <<http://www.monarchserver.com/tableofemissivity.pdf>> Acesso em 18 de maio de 2006.

- [26] ASM HANDBOOK: **Properties and selection**: Properties and selection: irons steels and high performance alloys. Materials Park, Ohio: ASM International, v. 1, 1993.
- [27] ASM HANDBOOK: Heat treating. Materials Park, Ohio: ASM International, v. 4, 1991.
- [28] KAMMER, C. **Aluminium-taschenbuch**. 15. ed. Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 1998.
- [29] IM, Y.T.; KANG, S.H.; CHEON, J.S.; et al. Finite element simulation of tip test on aluminum alloy. **Journal of materials processing technology**, n. 157-158, 2004, p. 171-176.
- [30] KOBAYASHI, S. **Metal forming and the finite-element method**. New York: Oxford University Press, 1989.
- [31] BARTH, T.; OHLBERG, M.; Finite volume methods: foundation and analysis. In: STEIN, E.; BORST, R.; HUGHES, T.J.R.; Encyclopedia of computational mechanics, v. 1. Wiley InterScience, 2004, cap. 15.
- [32] CARACTERÍSTICAS E APLICAÇÕES DE AÇOS FERRAMENTA GERDAU. Gerdau. Disponível em: < <http://www.gerdau.com.br/gerdauacosespeciais//produtos/catalogo/index> > Acesso em 17 de dezembro de 2006.
- [33] SNAPE, R.G.; CLIFT, S.E.; BRAMLEY, A.N. Sensitivity of finite element analysis of forging to input parameters. **Journal of materials processing technology**, n. 82, 1998, p. 21-26.
- [34] OILDAG: GRAPHITE/OIL LUBRICANT ADDITIVE. Acheson. Disponível em: < <http://www.achesonindustries.com/doc/pds/Oildag.pdf> > Acesso em 24 de novembro de 2006.
- [35] OLIVEIRA, R.A.; KOLLER, L.A.; SCHAEFFER, L. Evaluation of two commercially-available lubricants by means of ring test to AA6061 F aluminum alloys. **Materials research**, v. 6, n. 4, 2004, p. 591-597.
- [36] ROBINSON, T.; OU, H.; ARMSTRONG, C.G. Study on ring compression test using physical modelling and FE simulation. **Journal of materials processing technology**. n. 153-154, 2004, p. 54-59.
- [37] MALE, A.T.; COCKCROFT, M.G. A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation. **Journal of the institute of metals**, n. 93, 1964-65, p. 38-46.
- [38] QINGBIN, L., et al. Coupled thermo-mechanical analysis of the high-speed hot-forging process. **Journal of materials processing technology**, n. 69, 1997, p. 190-197.
- [39] UDDEHOLM ORVAR® SUPERIOR (PREMIUM AISI H13) HOT WORK TOOL STEEL. MatWeb Material Property Data. Disponível em: <<http://www.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=NBUCOR00>> Acesso em 05 de novembro de 2006 (trocar por gerdau).

