

Orientador: Sérgio Tonini Button

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

José Martinho Pelacani Junior

**Desenvolvimento do forjamento a morno de um
componente mecânico com extrusão reversa e
direta**

72/10

Campinas, 2010

José Martinho Pelacani Junior

Desenvolvimento do forjamento a morno de um componente mecânico com extrusão reversa e direta

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button

Campinas
2010

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

P36d Pelacani Junior, José Martinho
Desenvolvimento do forjamento a morno de um
componente mecânico com extrusão reversa e direta /
José Martinho Pelacani Junior. --Campinas, SP: [s.n.],
2010.

Orientador: Sérgio Tonini Button.
Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Método dos elementos finitos. 2. Conformação de
metais. 3. Processo de fabricação. 4. Aço-carbono. I.
Button, SérgioTonini. II. Universidade Estadual de
Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
Título.

Título em Inglês: Development of warm forging of a mechanical part with back
and forward extrusion

Palavras-chave em Inglês: Finite element method, Metal forming, Manufacturing
process, Carbon steel

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Fernando Cesar Gentile, Iris Bento da Silva

Data da defesa: 30/07/2010

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADEMICO

**Desenvolvimento do forjamento a morno de um
componente mecânico com extrusão reversa e
direta**

Autor: José Martinho Pelacani Junior
Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:

Sh Hon

**Prof. Dr. Sérgio Tonini Button, Presidente
FEM - UNICAMP**

**Prof. Dr. Fernando Cesar Gentile
Universidade São Francisco**

**Prof. Dr. Iris Bento da Silva
FEM - UNICAMP**

Campinas, 30 de julho de 2010

Dedicatória

Dedico este trabalho à minha amada esposa, Débora, que tantas vezes suportou a minha ansiedade, impaciência e ausência, mesmo estando em casa, ou permanecendo ao meu lado querendo ajudar e me apoiar.

Dedico também aos meus pais, José Martinho e Maria Gorete, e irmã e esposo, Lilian e Bruno, que ao longo da vida atuaram para que eu pudesse chegar a realizar um trabalho desta natureza.

Por fim, dedico este trabalho aos pais de minha esposa, Geraldo e Nelina, e ao seu irmão, Davilson, que acompanharam boa parte desta pesquisa.

Agradecimentos

Agradeço primeiramente a Deus pela ciência e sabedoria, sem os quais não seria possível aprender, pesquisar e desenvolver nada.

Agradeço ao professor Sérgio Tonini Button, meu orientador, pela paciência e ensinamentos diante dos tantos questionamentos.

Agradeço aos professores membros da banca examinadora, Prof. Dr. Íris Bento da Silva e Prof. Dr. Fernando César Gentile pelos comentários, elogios e críticas que ajudaram a enriquecer este trabalho.

Agradeço, também, aos colegas João Lester Garcia Lopes, Mauro Aparecido Ferreira de Oliveira, Rodrigo Spinola Ribeiro de Oliveira e Rogério Donizete Carvalho que me incentivaram neste trabalho.

Agradeço, também, a Transvalor S.A. , em especial ao grupo de suporte supervisionado pelo Sr. Stéphane Andrietti pela cessão de uma licença temporária para a execução de simulações.

Por fim, agradeço a todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram de alguma forma para esta pesquisa.

“Não façais nada por competição e por desejo de receber elogios, mas por humildade, cada um considerando os outros superiores a si mesmo. Que cada um procure, não o próprio interesse, mas o interesse dos outros.”

(Filipenses 2, 3-4)

Resumo

Sendo o forjamento amplamente empregado para manufatura de componentes automotivos, este trabalho foi dedicado ao desenvolvimento, por meio de simulação numérica, do projeto para forjamento a morno de um produto denominado monobloco. Esta peça possui a dificuldade de, ao ser conformada, contemplar uma extrusão direta e reversa. Para esse desenvolvimento, primeiramente, o processo a quente foi caracterizado, visto ser o empregado atualmente na indústria. Em seguida, foram estudadas duas versões de projeto visando equilibrar os esforços nas etapas para que na sequência fossem realizadas diversas simulações, buscando a otimização dos parâmetros de geometria e de processo. Finalmente, foi exemplificado o projeto a morno de outro monobloco, através de um método e seu funcionamento comprovado novamente por meio de simulação numérica. Por fim, pode-se concluir, através de simulação numérica, a possibilidade de conformação a morno do componente empregando três etapas (extrusão direta, reversa e conformação final) com níveis de dano semelhantes ao processo realizado a quente. Além disso, o estudo das inter-relações das variáveis de geometria das etapas pode auxiliar no projeto-exemplo de outra peça semelhante.

Palavras Chave

Método dos elementos finitos, conformação dos metais, processo de fabricação, aço-carbono

Abstract

Forging process is widely used to manufacture automotive components. This work is dedicated to develop by numerical simulation, a warm forging project for a part named constant velocity joint (CVJ). As difficulty this part presents both the back and forward extrusion when it is formed. For this research, primarily, the hot process was characterized because it is the current process. Then, two different versions of a new project were studied, aiming at optimizing geometric and process parameters. Finally, as an example, one part was designed using a numerical method and the workability was verified by finite element simulation. Finally, it was possible to conclude the possibility of warm forging process by three stages, verified by numerical simulation. The proposed process has maintained in the same damages level of the hot process. Beyond it, the relationship of geometric parameters could help the design of another similar part.

Key Words

Finite element method, metal forming, manufacturing process, carbon-steel

Lista de ilustrações

Figura 2.1 - Variação da tensão, do alongamento e formação de óxidos superficiais em função da temperatura	6
Figura 2.2 – Faixas de temperatura para o trabalho a morno	7
Figura 2.3 – Tensão máxima para um aço com 0,5%C	8
Figura 2.4 – Curva limite de deformação segundo Vujovic-Shabaik.....	10
Figura 2.5 – Ábaco para região segura de trabalho em processos de extrusão direta e reversa....	11
Figura 2.6 – Representação esquemática do desgaste por adesão	13
Figura 2.7 – Representação esquemática do desgaste por abrasão.....	13
Figura 2.8 – Localização dos principais tipos de desgastes	14
Figura 2.9 – Divisão e montagem das matrizes	21
Figura 3.1 – Monobloco	24
Figura 3.2 - Linha de forjamento completa.....	25
Figura 3.3 – Etapas da conformação.....	25
Figura 3.4 – Variação da temperatura do processo nas etapas de forjamento a quente.....	27
Figura 3.5 – Variação da temperatura ao longo do tempo durante o resfriamento	27
Figura 3.6 – Mapeamento do processo	28
Figura 3.7 – Curva tensão/deformação para uma taxa de deformação de 1 s^{-1}	30
Figura 3.8 – Curva tensão de escoamento/taxa de deformação para uma deformação de 0,4	30
Figura 3.9 – Variação da força de conformação em função da temperatura.....	33
Figura 3.10 – Esforço de prensagem na etapa pré-forma em função do fechamento.....	33
Figura 3.11 – Evolução da etapa de pré-forjar	34
Figura 3.12 – Esforço de prensagem na etapa final em função do fechamento	35
Figura 3.13 – Evolução da etapa de forjar final	35
Figura 3.14 – Critério de Vujovic-Shabaik em função da temperatura	37
Figura 3.15 – Critério de Latham-Cockroft em função da temperatura.....	37
Figura 3.16 – Temperatura no instante final da conformação em cada etapa.....	39
Figura 3.17 – Temperatura após resfriamento de transporte.....	39
Figura 3.18 – Temperaturas máxima e mínima.....	40
Figura 3.19 – Curvas TTT para o material SAE 1050 MOD	40

Figura 3.20 – Tensão máxima cisalhante nas matrizes	42
Figura 3.21 – Desgaste abrasivo nas matrizes	43
Figura 3.22 – Relação entre desgaste e esforço de conformação	43
Figura 3.23 – Tensão máxima cisalhante para 1200°C.....	44
Figura 3.24 – Desgaste abrasivo para 1200°C.....	45
Figura 4.1 – Processo de forjamento a morno de ponta de eixo.....	47
Figura 4.2 – Proposta A para forjamento a morno de monobloco	48
Figura 4.3 – Formação de rebarba entre as matrizes superior e inferior.....	49
Figura 4.4 – Configuração da pré-forma 1:.....	50
Figura 4.5 – Tensões máximas cisalhantes na geometria I (MPa)	52
Figura 4.6 – Proposta A para forjamento a morno de monobloco	53
Figura 4.7 – Estágios para a sequência B:.....	53
Figura 4.8 – Comparação de esforços de conformação	54
Figura 4.9 – Deformação equivalente para o projeto original a 800°C:	55
Figura 4.10 – Deformação equivalente para a proposta A:.....	55
Figura 4.11 – Deformação equivalente para a proposta B:.....	56
Figura 4.12 – Evolução da deformação final de cada etapa.....	56
Figura 4.13 – Critério de Vujovic-Shabaik em função do projeto	57
Figura 4.14 – Critério de Latham-Cockroft em função do projeto.....	58
Figura 5.1 – Configuração e dimensões da pré-forma 1	61
Figura 5.2 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da força de prensagem.....	61
Figura 5.3 – Força de conformação em função dos diâmetros do copo e espiga	62
Figura 5.4 – Possibilidade de desgaste abrasivo em função dos diâmetros do copo e espiga	63
Figura 5.5 – Critério de Vujovic-Shabaik em função dos diâmetros do copo e espiga.....	64
Figura 5.6 – Critério de Latham-Cockroft em função dos diâmetros do copo e espiga	64
Figura 5.7 – Localização dos danos máximos:.....	65
Figura 5.8 – Configuração e dimensões da pré-forma 2	67
Figura 5.9 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função do esforço de prensagem.....	67
Figura 5.10 – Força de conformação em função dos diâmetros dos copos interno e externo.....	68
Figura 5.11 – Critério de Vujovic-Shabaik em função dos diâmetros dos copos interno e externo	69

Figura 5.12 – Critério de Latham-Cockroft em função dos diâmetros do copo interno e externo	69
Figura 5.13 – Variação no comprimento da espiga em função dos diâmetros dos copos interno e externo	70
Figura 5.14 – Variação no comprimento do copo em função dos diâmetros dos copos interno e externo	70
Figura 5.15 – Desgaste abrasivo em função dos diâmetros dos copos interno e externo	71
Figura 5.16 – Localização dos danos máximos:.....	72
Figura 5.17 – Correlação do esforço de conformação em função da temperatura inicial do tarugo	74
Figura 5.18 – Correlação do desgaste abrasivo em função da temperatura inicial do tarugo	74
Tabela 5.8 – Coeficientes para a regressão em função da temperatura de início do tarugo	75
Figura 5.19 – Sequência de simulações para o estado térmico permanente (pré-forma 1).....	76
Figura 5.20 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da temperatura na ferramenta inferior	77
Figura 5.21 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da temperatura na ferramenta superior	77
Figura 5.22 – Gráfico de contorno para a temperatura máxima da ferramenta inferior	79
Figura 5.23 – Gráfico de contorno para a temperatura máxima da ferramenta superior	79
Figura 5.24 – Correlação da temperatura inicial do tarugo.....	80
Figura 5.25 – Correlação entre a potência de atrito e a temperatura inicial do tarugo	81
Figura 5.26 – Sequência de simulações para o estado térmico permanente (pré-forma 2).....	83
Figura 5.27 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da temperatura na ferramenta inferior	84
Figura 5.28 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da temperatura na ferramenta superior	84
Figura 5.29 – Gráfico de contorno para a temperatura máxima da ferramenta inferior	85
Figura 5.30 – Gráfico de contorno para a temperatura máxima da ferramenta superior	86
Figura 6.1 – Principais dimensões	89
Figura 6.2 – Gravuras das etapas de pré-forjar.....	90
Figura 6.3 – Critério de Latham-Cockroft	92
Figura B.1 – Sequência A da proposta A.....	102

Figura B.2 – Sequência B da proposta A	102
Figura B.3 – Sequência C da proposta A	103
Figura B.4 – Sequência D da proposta A	103
Figura B.5 – Sequência E da proposta A	104
Figura B.6 – Sequência F da proposta A.....	104
Figura B.7 – Sequência G da proposta A.....	105
Figura C.1 – Sequência A da proposta B	106
Figura C.2 – Sequência B da proposta B	106
Figura C.3 – Sequência C da proposta B	107
Figura C.4 – Sequência D da proposta B	107
Figura C.5 – Sequência E da proposta B.....	108
Figura C.6 – Sequência F da proposta B.....	108
Figura C.7 – Sequência G da proposta B	109

Lista de tabelas

Tabela 2.1 – Custo benefício dos possíveis recobrimentos de matrizes	17
Tabela 2.2 – Principais materiais para ferramentas	20
Tabela 3.1 – Relação de monoblocos produzidos	24
Tabela 3.2 – Composição do aço SAE 1050 com modificações	24
Tabela 3.3 – Parâmetros para a curva de deformação do material	29
Tabela 3.4 – Volume do tarugo e das gravuras	31
Tabela 3.4 – Comparação das temperaturas medidas e simuladas	38
Tabela 3.5 – Tensões máximas cisalhantes e desgaste abrasivo nas matrizes	42
Tabela 4.1 – Comparativo das configurações de ferramenta superior.....	51
Tabela 4.2 – Tensões principais nas versões da proposta A (MPa).....	51
Tabela 4.3 – Dados importantes da simulação da proposta B.....	53
Tabela 5.1 – Parâmetros variáveis para o estudo de geometria da pré-forma 1	60
Tabela 5.2 – Parâmetros constantes para o estudo da pré-forma 1.....	60
Tabela 5.3 – Dimensões para o mapa de processo	62
Tabela 5.4 – Coeficientes para o ajuste da força e desgaste.....	65
Tabela 5.5 – Parâmetros variáveis para o estudo de geometria da pré-forma 2.....	66
Tabela 5.6 – Dimensões para o mapa de processo	68
Tabela 5.7 – Coeficientes para o ajuste da força e desgaste.....	73
Tabela 5.9 – Parâmetros de análise para o estado térmico permanente (pré-forma 1)	75
Tabela 5.10 – Parâmetros e valores para o mapa de processo.....	78
Tabela 5.11 – Valores para a correlação	78
Tabela 5.12 – Coeficientes para a regressão da temperatura das matrizes	81
Tabela 5.13 – Coeficientes para o ajuste da temperatura na matriz inferior em função da temperatura inicial do tarugo	82
Tabela 5.14 – Parâmetros de análise para o estado térmico permanente (pré-forma 2)	82
Tabela 5.15 – Parâmetros e valores para o mapa de processo.....	85
Tabela 5.12 – Coeficientes para a regressão da temperatura das matrizes	87
Tabela 6.1 – Resultados observados para a simulação do projeto.....	91

Tabela A.1 – Temperatura do tarugo/peça na saída do forno, do recalque e entre pré-forma e final..	98
Tabela A.2 – Temperatura da peça na região da ponta da espiga.....	98
Tabela A.3 – Temperatura da peça na região da base da espiga	99
Tabela A.4 – Temperatura da peça na região do copo externo	99
Tabela A.5 – Temperatura da peça na região do copo interno	99
Tabela A.6 – Temperatura nas colunas da máquina e esteira	100
Tabela A.7 – Temperatura das ferramentas.....	100
Tabela A.8 – Tempo entre estágios (do forno ao final da rampa após forjar final).....	101
Tabela A.9 – Tempo entre estágios (do rebarbador à caixa).....	101
Tabela D.1 – Parâmetros de entrada e resultados obtidos.....	110
Tabela D.2 – Resultados para o mapa de processo.....	111
Tabela E.1 – Parâmetros de entrada e resultados obtidos	112
Tabela E.2 – Resultados para o mapa de processo	113
Tabela F.1 – Parâmetros de entrada e resultados obtidos	114
Tabela F.2 – Resultados para o mapa de processo	115
Tabela G.1 – Parâmetros de entrada e resultados obtidos.....	116
Tabela G.2 – Resultados para o mapa de processo.....	117

Lista de abreviaturas e siglas

Letras latinas

%C - quantidade de carbono	[%]
ΔV - volume medido de desgaste para o ensaio de pino-disco	[mm ³]
A, B, C e D - constantes de ajustes para a curva de revenimento	[]
C - valor crítico para o critério de Latham-Cockroft	[]
F - força normal para o ensaio de pino-disco	[N]
H - dureza do disco para o ensaio de pino-disco	[HRC]
k - coeficiente de desgaste para o ensaio de pino-disco	[]
L - comprimento de deslizamento para o ensaio de pino-disco	[mm]
M - parâmetro de revenimento	[]
m0 - constante para a equação de Hensel-Spittel	[]
m1 - termo referente à temperatura para a equação de Hensel-Spittel	[]
m2 - sensibilidade ao encruamento para a equação de Hensel-Spittel	[]
m3 - sensibilidade à taxa de deformação para a equação de Hensel-Spittel	[]
m4 - coeficiente de amaciamento para a equação de Hensel-Spittel	[]
\bar{m} - coeficiente de atrito de Tresca	[]
t - tempo de revenimento	[h]
T - temperatura de deformação ou revenimento	[°C ou K]
V _t - velocidade tangencial	[m/s]
z ₀ , a ₁ , a ₂ , a ₃ , a ₄ , a ₅ – parâmetros de regressão para a equação de duas entradas	[]

.....

Letras Gregas

β - parâmetro de dano para o critério de Vujovic-Shabaik	[]
ϵ_f - deformação na fratura para o critério de Latham-Cockroft	[]
$\dot{\epsilon}$ - taxa de deformação	[s ⁻¹]
μ - coeficiente de atrito	[]
σ_0 - tensão de escoamento	[MPa]

$\bar{\sigma}$ - tensão equivalente ou von Mises	[MPa]
σ^* - tensão última de resistência a tração para o critério de Latham-Cockroft	[MPa]
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - tensões principais	[MPa]
σ_m - tensão hidrostática	[MPa]
σ_n - tensão normal ou pressão aplicada	[MPa]

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1. Características do processo a morno	4
2.2. Temperatura de trabalho	5
2.3. Curva tensão-deformação	7
2.4. Danos internos causados pela conformação	8
2.5. Propriedades mecânicas.....	11
2.6. Lubrificação do tarugo	12
2.7. Vida útil das matrizes	12
2.8. Desgaste das matrizes.....	14
2.9. Lubrificação das ferramentas.....	17
2.10. Confecção de ferramentas.....	19
2.11. Equipamentos.....	21
3 CARACTERIZAÇÃO DO PRODUTO E DO PROCESSO ATUAL	23
3.1. Definição do produto e descrição do processo	23
3.2. Simulação numérica do processo atual	28
3.3. Esforço de prensagem observado na simulação.....	32
3.4. Critérios de danos.....	36
3.5. Temperaturas observadas na simulação	37
3.6. Tensões e desgaste observados nas matrizes	41
4 DESENVOLVIMENTO DO PROJETO DO FORJAMENTO A MORNO	46
4.1. Proposta A de projeto para forjamento a morno	47
4.2. Proposta B de projeto para forjamento a morno	52
4.3. Comparativo das propostas para forjamento a morno.....	54
5 ESTUDO DAS INTER-RELAÇÕES DAS VARIÁVEIS DE PROJETO	59
5.1. Mapa de processo para a geometria da pré-forma 1	59
5.2. Mapa de processo para a geometria da pré-forma 2	66
5.3. Variação de temperatura.....	73
5.4. Mapa de processo para o estado térmico da matriz na pré-forma 1	75

5.5. Mapa de processo para o estado térmico da matriz na pré-forma 2.....	82
6 SISTEMÁTICA DE PROJETO PARA FORJAMENTO A MORNO DE UM MONOBLOCO.....	88
7 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS	93
APÊNDICE A – COLETA DE DADOS PARA CARACTERIZAÇÃO DO PROCESSO A QUENTE.....	98
APÊNDICE B – PROPOSTA A PARA FORJAMENTO A MORNO	102
B.1. Sequência A	102
B.2. Sequência B.....	102
B.3. Sequência C.....	103
B.4. Sequência D	103
B.5. Sequência E.....	104
B.6. Sequência F	104
B.7. Sequência G	105
APÊNDICE C – PROPOSTA B PARA FORJAMENTO A MORNO	106
C.1. Sequência A	106
C.2. Sequência B.....	106
C.3. Sequência C.....	107
C.4. Sequência D	107
C.5. Sequência E.....	108
C.6. Sequência F	108
C.7. Sequência G	109
APÊNDICE D – RESULTADOS PARA A ANÁLISE GEOMÉTRICA DA OPERAÇÃO DE PRÉ-FORJAR 1.....	110
APÊNDICE E – RESULTADOS PARA A ANÁLISE GEOMÉTRICA DA OPERAÇÃO DE PRÉ-FORJAR 2.....	112
APÊNDICE F – RESULTADOS PARA A ANÁLISE DO ESTADO TÉRMICO PERMANENTE DA OPERAÇÃO DE PRÉ-FORJAR 1.....	114
APÊNDICE G – RESULTADOS PARA A ANÁLISE DO ESTADO TÉRMICO PERMANENTE DA OPERAÇÃO DE PRÉ-FORJAR 2.....	116

1 INTRODUÇÃO

As técnicas de fabricação dos metais são aquelas pelas quais os metais ou ligas são conformados ou manufaturados em produtos de utilidade, sendo precedidas por processos de refino, formação de ligas e/ou processos de tratamento térmico que produzem as ligas com as características desejadas. A adequação da fabricação dos metais está ligada à facilidade do processo e custo envolvido.

Uma das técnicas de fabricação é a conformação mecânica, que consiste em dar forma a uma peça metálica mediante deformação plástica. Para isso, deve ser aplicada à peça uma força ou tensão externa, cuja magnitude deve exceder o limite de escoamento do material. Esses processos podem ser classificados, quanto a temperatura de trabalho, como *a frio*, *a quente* e *a morno*. Normalmente, a tensão de escoamento de um metal aumenta com o aumento da deformação durante a conformação a frio e com o aumento da taxa de deformação durante a conformação a quente. Porém, devido à menor resistência ao escoamento dos materiais deformados a elevadas temperaturas, as tensões nas ferramentas e as cargas nas máquinas são menores que às daquelas na conformação a frio.

O forjamento é um processo de conformação mecânica largamente empregado, por produzir peças de propriedades mecânicas superiores e geometrias próximas ao produto final. Esse processo permite obter-se produtos complexos com custo e esforço compatíveis, podendo obter ainda formas próximas da final (*near net shape*), o que reduz drasticamente a necessidade de posterior remoção de material. Por requerer um ferramental com custos relativamente altos, o processo é economicamente atrativo quando se produz uma grande quantidade de peças.

No trabalho a quente, o material permanece relativamente dúctil durante a deformação, pois ele não sofre encruamento, possibilitando grandes deformações e, dessa forma, a energia para conformação é menor que o trabalho a frio. No entanto, os aços apresentam oxidação na sua superfície, o que resulta em perda do material e um deficiente acabamento superficial.

Para o forjamento a frio, os esforços necessários são altos se comparados ao processo a quente; no entanto, obtêm-se acabamento superficial e precisão dimensional e geométrica melhores que no outro processo.

Entre ambos extremos encontra-se a conformação a morno, que alia parte das vantagens de ambos os processos como parte da precisão e o acabamento do processo a frio e parte da ductilidade da conformação a quente. Dessa forma, em um balanço final de energia despendida para o processo, para o forjamento a morno pode-se necessitar de menores níveis que nos métodos a frio e a quente. Parte desse ganho provém do aquecimento do material e, além disso, reduz-se a formação de óxidos superficiais.

No entanto, os esforços nas matrizes para o processo a morno são maiores que nas do processo a quente, fazendo com que sejam confeccionadas com mais exigências, tornando-as mais onerosas.

Portanto, a proposta do processo a morno, objetivo principal deste trabalho, é motivada pela redução de sobremetal para usinagem, pelo ganho na qualidade superficial do produto, pela redução de energia de processamento e pelo aumento de produtividade. Assim, diversas empresas desse ramo buscam utilizar o processo a morno para várias peças automotivas produzidas em larga escala e poderão empregar a metodologia desenvolvida nesta dissertação para o desenvolvimento de seus processos.

Dessa forma, o objetivo principal deste trabalho é o desenvolvimento do processo de forjamento a morno de um componente automotivo de segurança, denominado *monobloco*, que atualmente é produzido a quente. Os objetivos específicos deste trabalho são:

- investigar na literatura os atuais estágios para o forjamento a morno, bem como estratégias para minimizar danos nos produtos, durante a fabricação, e prolongar a vida das ferramentas;
- mapear o processo atual do componente mecânico para comparar com o processo a morno proposto;
- propor processos alternativos, desenvolver e selecionar um projeto com menores esforços e melhor preenchimento da cavidade para o forjamento a morno do componente mecânico monobloco, que apresenta região para extrusão direta e reversa em sua conformação;
- elaborar mapas de processo das geometrias de preparação (para minimizar os danos na peça) e condições de processo (visando estender a vida útil das matrizes);
- projetar um outro produto como exemplo, empregando os conhecimentos obtidos e desenvolvidos ao longo do trabalho.

Para isso, no capítulo 1 foi apresentada uma introdução ao trabalho, seguida por uma revisão bibliográfica do processo no capítulo 2. No capítulo 3 encontra-se a descrição do processo atual e sua simulação numérica, juntamente com a os resultados de tensões nas matrizes. O capítulo 4 apresenta duas propostas de sequências para o processamento a morno. Ao optar-se por uma dessas

seqüências, estudam-se as variáveis de geometria e processo no capítulo 5, visando otimizá-las. O capítulo 6 descreve o projeto a morno de um produto e o capítulo 7 apresenta as conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O forjamento é um processo amplamente empregado na indústria nos mais diversos segmentos. Em todos se visa o maior aproveitamento de material, melhores qualidades superficiais, equipamentos menos robustos para a realização do processo e cada vez peças mais complexas de serem produzidas.

No entanto, quase sempre essas características seguem de forma opostas. Por exemplo, ao fabricar produtos com geometrias complexas, como bielas, emprega-se o forjamento a quente com a penalidade de obter superfícies que precisam ser usinadas.

Focando em um melhor aproveitamento de material, utiliza-se a conformação a frio que leva uma superfície com qualidade já acabada (sem usinagem), mas que necessita de maiores esforços e equipamentos maiores.

Entre ambos os extremos localiza-se o forjamento a morno conforme visto a seguir.

2.1. Características do processo a morno

Segundo Hirschvogel e Dommelen (1992), o forjamento a morno, realizado a temperatura de trabalho entre os processos a frio e a quente, contempla parte da precisão e do acabamento do processo a frio e parte da ductilidade da conformação a quente. Assim, necessita-se de menor força de trabalho que no processo a frio, obtendo um melhor acabamento superficial e precisão dimensional que na conformação a quente. Como o aquecimento ocorre a uma temperatura mais baixa que o forjamento a quente, além de haver um ganho com a energia para o aquecimento, há o ganho com a ausência de oxidação superficial.

Em um balanço energético final do processo, Schmoeckel et al. (1994) afirmam que são necessários 41 J/kg para a fabricação de uma peça por forjamento a morno contra 46 J/kg para o processo a quente e 49 J/kg para o método a frio.

Para o processo a morno, geralmente são empregados tipos de peças com geometria axi-simétrica e massa entre 100 g e 50 kg. Dentre os tipos possíveis de conformação a morno pode-se destacar a extrusão direta, reversa, transversal ou combinação destes (Hirschvogel e Dommelen, 1992). Pode-se, também, forjar sem a formação de rebarba pelo controle preciso de corte,

aumentado o aproveitamento de material. Schmoeckel et al. (1994) afirmam que o aproveitamento de material pode chegar a 85%.

Para a conformação a frio, as tolerâncias dimensionais encontram-se nas classes IT 7 a 11, enquanto que no a quente, IT 12 a 16. Para o forjamento a morno as tolerâncias são de IT 9 a 12, ou seja, entre os processos a frio e a quente (Schmoeckel et al., 1994).

Da mesma forma pode-se dizer em relação a rugosidade esperada do produto final. Para o forjamento a quente espera-se valores maiores que 100 μm e para o frio, em torno de 10 μm . Já para o forjamento a morno é possível obter valores abaixo de 50 μm (Schmoeckel et al., 1994).

Os aços destinados ao forjamento a morno não possuem restrição quanto à quantidade de carbono, porém o material a ser trabalhado deve conter no máximo 10% de elementos de liga. Além disso, não são necessários tratamentos superficiais ou globais intermediários, diferentemente do que ocorre no processo a frio (Hirschvogel e Dommelen, 1992).

Ao iniciar-se o desenvolvimento de um processo, como o forjamento a morno neste estudo, recomenda-se sempre simulá-lo numericamente. Essa tarefa visa, a partir da correta seleção de parâmetros, analisar e prever problemas que possam surgir. Para isso, é também necessário entender o processo de conformação, suas variáveis e inter-relações, bem como pontos-chave para o sucesso dos resultados. Kim et al., 2000, comentam que, apesar de todos os cuidados com a entrada de dados, os resultados sempre devem ser questionados e, ainda assim, admitir uma parcela de erro. Ou seja, deve-se entender as limitações da simulação numérica, não confiando totalmente nos resultados, e trabalhar com coeficientes de segurança adequados.

2.2. Temperatura de trabalho

Diversas definições para a temperatura de trabalho a morno podem ser encontradas na literatura e parte delas afirma que esta se encontra em torno da temperatura de recristalização (Schaeffer, 2001). No entanto, sua determinação é dependente de diversos fatores como deformação prévia e composição química (Schmoeckel et al., 1994). Devido a essa dificuldade de definição, buscam-se outras formas de estabelecer a faixa de trabalho para a conformação a morno.

Frequentemente, a temperatura mínima é limitada pelo aumento excessivo de força enquanto a temperatura máxima é restrita pela oxidação superficial (Schaeffer, 2001). A Figura 2.1 exibe a variação da tensão, do alongamento e da formação de óxidos superficiais em função da temperatura para alguns aços, onde se pode notar a queda da resistência a partir de aproximadamente 400°C, o aumento da ductilidade a partir de 500°C e da camada de óxido a partir de 900°C. Dessa forma, torna-se aplicável processar os aços entre 500°C e 900°C, sendo ideal a partir de 650°C (Lenhard, 2007).

Schmoeckel et al. (1994) definem a temperatura de trabalho dos aços para forjamento a morno de aços como sendo entre 650 e 900°C Enquanto isso, Hirschvogel e Dommelen (1992) afirmam que o forjamento a morno deve ser realizado entre 550°C e 850°C.

Já segundo Rodrigues e Martins, 2005, a temperatura é definida entre 0,3 a 0,5 da temperatura de fusão do material expressa em Kelvin. Para um aço SAE 1050, cuja temperatura de fusão está em torno de 1773K (1500°C), sua temperatura de trabalho a morno é definida como entre 530 e 890°C.

Por fim, Schaeffer (2001) afirma que a temperatura de trabalho a morno para os aços com 0,5% de carbono reside entre 450 e 900°C, no entanto, alerta para que se observem as faixas de transformação de fases, visto que a conformação realizada em materiais com mais de uma fase pode levar ao surgimento de micro trincas e falhas do componente em funcionamento.

A Figura 2.2 exibe as faixas de temperatura para o trabalho a morno de alguns aços, conforme definições apresentadas pelos autores encontrados na literatura.

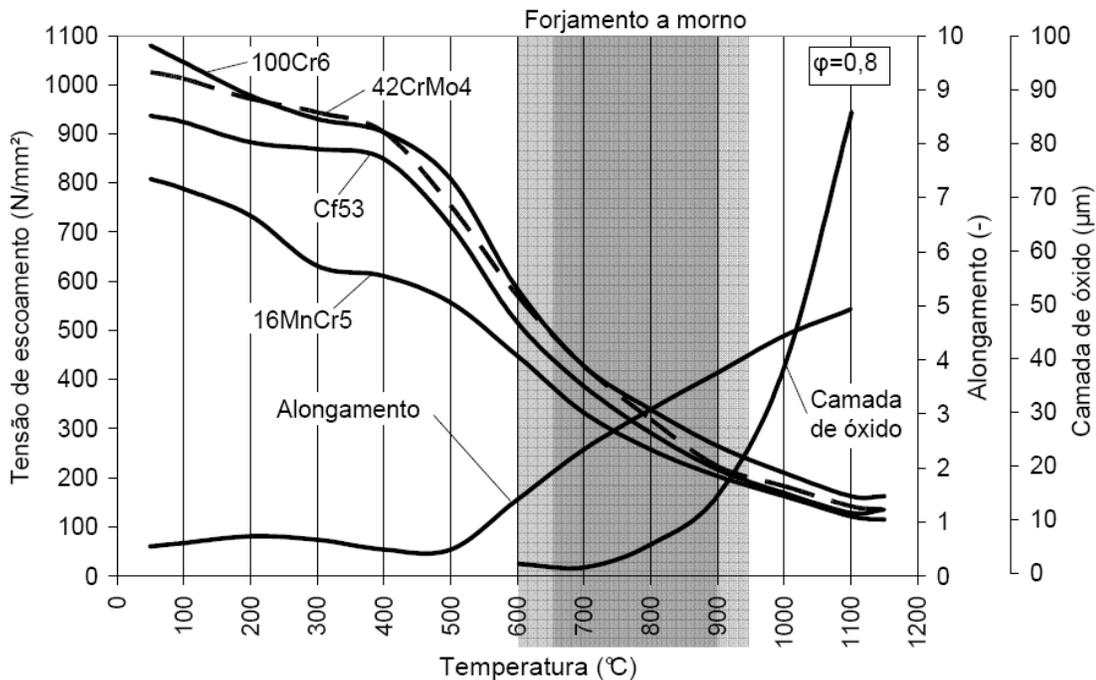


Figura 2.1 - Variação da tensão, do alongamento e formação de óxidos superficiais em função da temperatura (Lenhard, 2007)

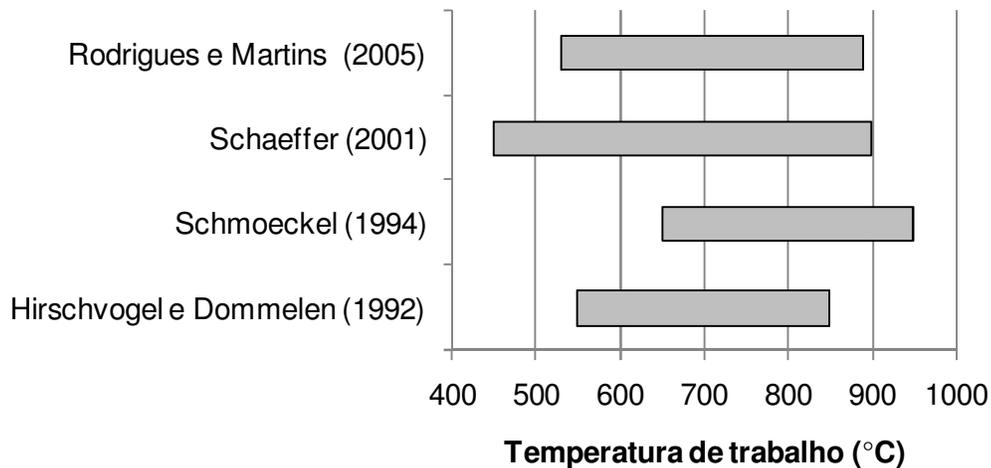


Figura 2.2 – Faixas de temperatura para o trabalho a morno

Ao realizar o aquecimento, deve-se atentar para as tensões que surgem na peça devido a gradientes de temperatura entre superfície e núcleo do material. Shivpuri et al. (1994) realizaram simulações numéricas para avaliar formas de minimizar esse efeito, considerando o uso do aquecimento indutivo. Os autores concluíram que, quanto mais homogêneo se dá o aquecimento, menores serão as tensões térmicas. Para alcançar essa homogeneidade, pode-se reduzir a frequência da corrente elétrica a fim de reduzir a taxa de aquecimento, ou reduzir a corrente na bobina, com um efeito similar ao da frequência, ou empregar três ou mais bobinas para aquecimento em sequência da geratriz.

2.3. Curva tensão-deformação

Para um estudo preciso e confiável de qualquer processo de deformação, torna-se necessário conhecer a curva tensão-deformação do material para a faixa de trabalho selecionada em que será conformado. Um dos ensaios dedicados à obtenção dessa curva é o ensaio de torção que permite atingir altas deformações sem os problemas de alteração de secção que ocorrem no ensaio a tração (estricção) ou no de compressão (embarrilamento).

Niechajowicz e Tobota (2000) realizaram experimentos para obtenção dessa curva para diversos aços ao carbono utilizando ensaios de torção na faixa de temperatura entre 400 e 900°C. Nestes experimentos foi possível observar que para baixas taxas de deformação ($0,03 \text{ s}^{-1}$), a alteração na temperatura foi em torno de 5°C, podendo o processo ser considerado como isotérmico e todas as alterações na tensão como resultantes apenas de fenômenos estruturais. Para taxas maiores que 0.5 s^{-1} , a temperatura aumentou, o que afetou inclusive a tensão de escoamento.

Esses autores também observaram que o nível de tensão depende não só das condições de deformação, mas também da porcentagem de carbono. Após terem realizado os ensaios, propuseram

a Equação 2.1, que representa a tensão de escoamento máxima dos materiais em função da quantidade de carbono, temperatura e taxa de deformação. Essa equação é válida para as condições em que a taxa de deformação varia de 0,03 a 6,0 s⁻¹, a temperatura de 400 a 900°C e o carbono de 0,02 a 1,12%. A partir da Equação 2.1 observa-se que ao aumentar a quantidade de carbono, aumenta-se a tensão máxima necessária para a conformação. A Figura 2.3 mostra o resultado dessa equação para um aço com composição de 0,5%C, onde se pode notar que a tensão máxima é diretamente relacionada à taxa de deformação e inversamente proporcional a temperatura.

$$\sigma = 37300 \cdot (0,074 + \%C)^{0,329} \cdot e^{0,064 \cdot \dot{\epsilon} - 0,0037 \cdot T - \frac{688}{T}} \quad (2.1)$$

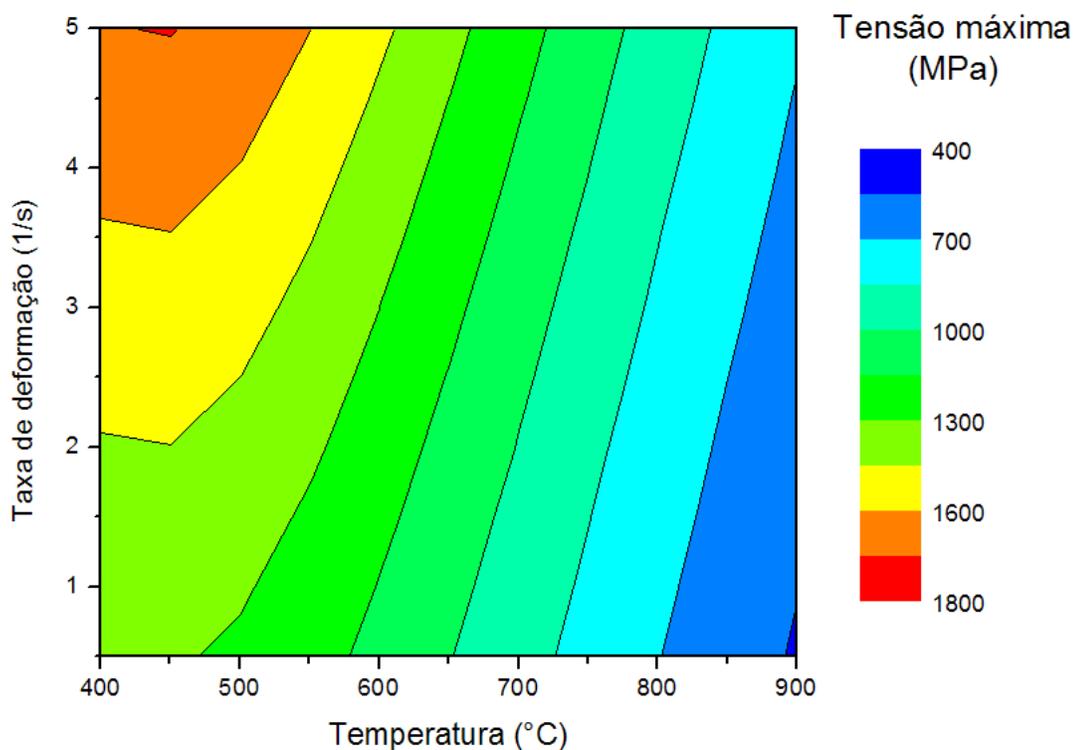


Figura 2.3 – Tensão máxima para um aço com 0,5% C

Niechajowicz e Tobota (2000) realizaram também ensaios para avaliar a influência de microestruturas, desde a mais estável (esferoidizada) até a mais instável (martensita). Notaram que o efeito da microestrutura diminui com o aumento da temperatura e praticamente desaparece acima de 650°C. Esse efeito também diminui com a diminuição da porcentagem de carbono.

2.4. Danos internos causados pela conformação

Ao reduzir a temperatura para trabalhar na faixa do processo a morno, começam a surgir alguns inconvenientes relacionados à queda de ductilidade do material, e eventualmente, podem surgir trincas.

A conformabilidade é definida como a máxima deformação imposta ao metal sem a ocorrência de falhas. Tal propriedade não pode ser definida com precisão visto não haver um ponto preciso na curva-tensão e deformação verdadeiras, que indique o surgimento da falha interna. Em processos a morno e a quente torna-se ainda necessário medir a ductilidade em diversas temperaturas e taxas de deformação, além do que o estado de tensões complexo também pode modificar os pontos de ocorrência de falhas (Cockroft e Latham, 1968).

Esses autores propuseram um método de avaliação da conformabilidade que, apesar de desconsiderar efeitos metalúrgicos, pode ser empregado para análises qualitativas. Esse critério baseia-se na determinação da redução de área de um corpo de prova submetido a um ensaio de tração antes da ocorrência da estricção. Ou seja, consideraram que as fraturas em conformação mecânica ocorrem sob efeito de tração, embora processos de forjamento, por exemplo, possuam carregamentos predominantemente compressivos.

No critério por eles proposto, emprega-se uma combinação da tensão e deformação, representando o trabalho plástico total para a ocorrência da fratura. Esse critério pode ser observado na Equação 2.2 e indica que, ao atingir um valor crítico determinado para uma temperatura e deformação, haverá o dano. Para a determinação do valor crítico, os autores sugerem a realização de ensaios de tração no material analisado (Cockroft e Latham, 1968).

$$C = \int_0^{\epsilon_f} \sigma^* \cdot d\epsilon \quad (2.2)$$

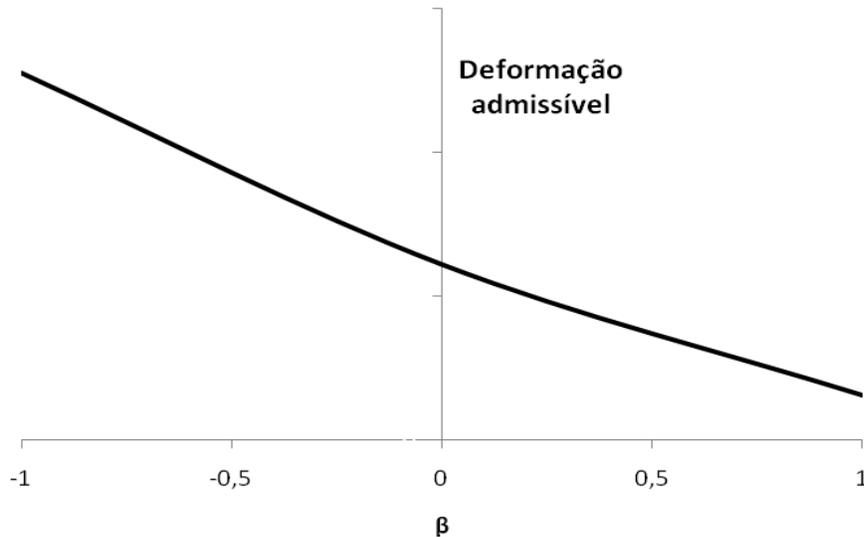
Baseando-se em conceito semelhante ao da triaxialidade, Vujovic e Shabaik (1986) desenvolveram um critério que deriva do princípio de que cargas triaxiais predominantemente compressivas tendem a aumentar a conformabilidade enquanto que para as de tração há um limite de deformação para que não surjam trincas. Esse critério pode ser observado na Equação 2.3 complementado pelas Equações 2.4 e 2.5.

O conceito de Vujovic e Shabaik baseia-se em uma relação β entre a tensão hidrostática e a equivalente, afirmando que para carregamentos de tração o valor β é igual a 1, de torção é 0 e de compressão, -1. Para cada uma das situações, há uma deformação máxima possível obtida após um ensaio de compressão, torção e tração até a fratura do corpo de prova. Traçando-se a deformação no momento da ruptura em função do β (tipo do carregamento) resultar-se-á em uma curva limite de conformação, exibida na Figura 2.4 (Vujovic e Shabaik, 1986).

$$\beta = \frac{3 \cdot \sigma_m}{\bar{\sigma}} \quad (2.3)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (2.4)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \quad (2.5)$$



**Figura 2.4 – Curva limite de deformação segundo Vujovic-Shabaik
(adaptado de Vujovic e Shabaik, 1986)**

Análises sobre critérios de dano são amplamente estudadas e, sabendo disso, Behren e Just (2002) realizaram ensaios a respeito da ductilidade a morno de aço carbono. Nesse trabalho, foi implementado em um software de elementos finitos um modelo de predição de falhas denominado *Modelo de Tensão Efetiva* (MES – “model of effective stresses”), que tinha por finalidade avaliar possíveis fraturas no material ao escoar em condições não favoráveis.

O conceito básico do MES é substituir todos os valores (tensão, módulo de elasticidade, etc.) que são afetados pelos danos de ductilidade pela tensão efetiva. O dano dúctil é modelado por diferentes estágios: a ocorrência de microcavidades por inclusões no material, o crescimento desses espaços e a ruptura final devido à coalescência macroscópica dos poros. Os parâmetros do material envolvido nesse modelo são obtidos por meio de experimentos que envolvem tração e compressão, com corpos de prova de igual diâmetro, corrigidos para obter a tensão limite de resistência verdadeira. Tal parâmetro varia de 0 (isento) a 1 (falha possível). O método de cálculo é tal que a probabilidade de surgimento de defeitos aumenta com a diminuição da ductilidade do escoamento (equivalente ao aumento da tensão) (Behren e Just, 2002).

Ainda com a finalidade de prevenir danos, Fujikawa et al. (1992) elaboraram um ábaco destinado à conformação de peças automotivas do tipo *juntas de velocidade constante*. Tal

instrumento, reproduzido na Figura 2.5, define a região de trabalho para a formação da extrusão direta e reversa desse componente em apenas um golpe, e quanto maior a profundidade da extrusão reversa e menor a espessura de união entre a reversa e a direta, maior será a possibilidade de defeitos.

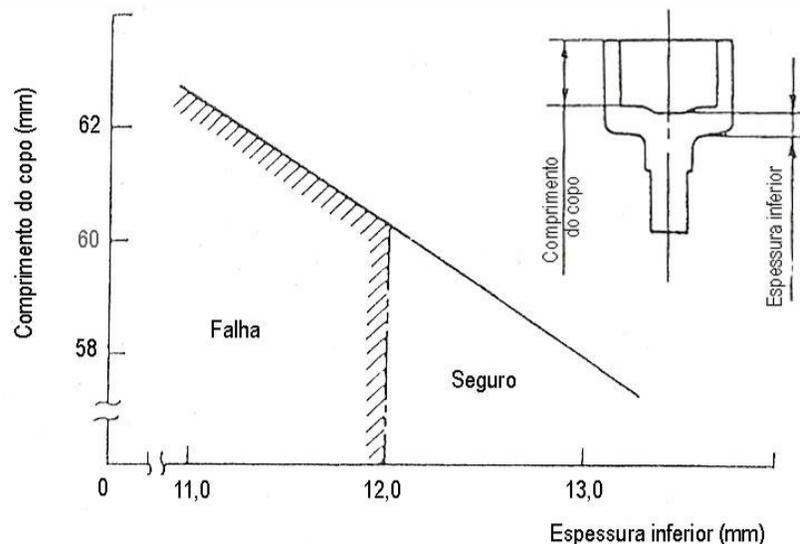


Figura 2.5 – Ábaco para região segura de trabalho em processos de extrusão direta e reversa (adaptado de Fujikawa et al., 1992)

2.5. Propriedades mecânicas

No processamento a morno, as propriedades mecânicas dependem do grau e da taxa de deformação, da temperatura e das condições de resfriamento. O perfeito inter-relacionamento das condições de processo (temperatura, taxa de deformação e deformação) e metalúrgicas (transformação de fases, recristalização e crescimento de grão) permite atingir propriedades finais ótimas (Schaeffer, 2001).

Enquanto isso, Hirschvogel e Dommelen (1992) afirmam que se deve observar a curva de tempo-temperatura para que, nas condições de resfriamento, o produto alcance microestruturas desejáveis. Shivpuri et al. (1994) comentam que o processamento a morno pode ser muito útil para fabricar peças com alta resistência e baixo custo. Isso porque em alguns materiais como os aços microligados pode-se atingir condições de microestrutura e propriedades controlando-se as temperaturas ao longo do forjamento, podendo-se, inclusive, melhorar a tenacidade do produto forjado a morno, além de ser possível também eliminar o tratamento térmico posterior.

Porém, ao longo do processo, determinados pontos podem aquecer devido à deformação. Nessas, haverá um resfriamento diferenciado das demais regiões da peça, podendo ocorrer microestruturas também diferentes. No entanto, esse problema pode ser corrigido aplicando-se um tratamento de normalização (Hirschvogel e Dommelen, 1992).

Esses autores também comentam que uma vez que a recristalização depende do grau de deformação, o tamanho do grão ao longo do produto final pode variar consideravelmente.

2.6. Lubrificação do tarugo

Para o forjamento a morno, não é necessária a fosfatização do tarugo inicial, mas recomenda-se a aplicação de lubrificantes à base de grafite para temperaturas até 500°C (Schaeffer, 2001).

Sheljaskow (2001) realizou ensaios de espiga e descreve que para o forjamento a morno, os tarugos inicialmente devem sofrer um aquecimento entre 90 e 160°C permitindo o uso de um revestimento à base de água (geralmente grafite). Ao ser aplicado, a água evapora e sobra uma fina e aderente camada de revestimento e, em seguida, os tarugos podem ser aquecidos à temperatura de trabalho.

No forjamento a morno, esse revestimento é essencial para a produção de peças com alta precisão. Sua primeira função é prevenir a formação de camadas superficiais de óxido. A segunda é garantir uma lubrificação adicional e facilitar o escoamento do material.

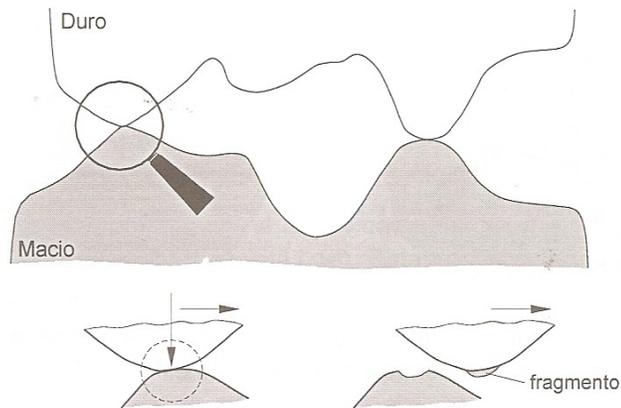
Para atingir o efeito esperado, deseja-se que o recobrimento do tarugo seja de fácil aplicação, possua camada uniforme, boa aderência, resistência a temperatura e propriedades lubrificantes.

Visando a melhor aderência do lubrificante ao tarugo, Jeong et al. (2001) realizaram experimentos para avaliar a melhor configuração de aplicação. Estes experimentos foram feitos com lubrificantes à base de grafite, água ou óleo, pulverizados em tarugos nas temperaturas de 150, 250, 350, 450, 500, 550, 650, 750 e 850°C. Nesses experimentos, observaram que o lubrificante à base de óleo resulta em boa aderência acima de 450°C, enquanto que o à base de água, na faixa de 150 a 350°C, sendo que a 250°C resulta em melhor homogeneidade superficial.

2.7. Vida útil das matrizes

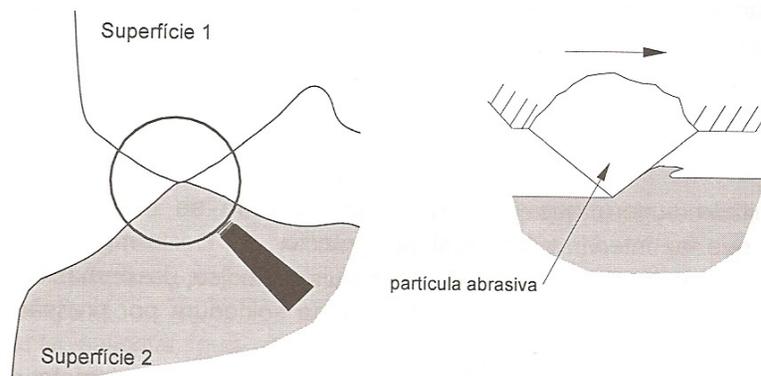
A vida útil das matrizes é restrita pelo desgaste, fraturas térmicas e mecânicas e deformação plástica (Jeong et al., 2001).

Segundo Rodrigues e Martins (2005) o desgaste pode ser adesivo ou abrasivo. O primeiro ocorre após soldagem por pressão das superfícies de contato, sendo que o movimento contínuo dessas superfícies faz com que haja a fratura de um fragmento que fica incrustado na outra superfície. Uma representação esquemática pode ser observada na Figura 2.6.



**Figura 2.6 – Representação esquemática do desgaste por adesão
(Rodrigues e Martins, 2005)**

Já no desgaste abrasivo ocorre a ação de numerosas partículas duras que se interpõem entre duas superfícies, sendo essas partículas originárias da irregularidade e rugosidade geral da superfície mais dura. Nesse caso, haverá marcas de desgaste alinhadas à direção do movimento relativo entre as superfícies. Novamente, pode-se observar na Figura 2.7, uma representação deste tipo de desgaste.



**Figura 2.7 – Representação esquemática do desgaste por abrasão
(Rodrigues e Martins, 2005)**

Esses autores comentam ainda outros fatores limitantes da vida útil da matriz, representados por fraturas térmicas e mecânicas e deformação plástica. O que leva ao surgimento de desgaste por fadiga térmica e mecânica é o fato da superfície da matriz estar submetida a ciclos de carga térmica (aquecimento e arrefecimento) ou mecânica (carga e descarga). Tal efeito se apresenta sob a forma de fissuras superficiais, podendo iniciar-se na superfície ou imediatamente abaixo dela, provocando o destacamento continuado de pequenas partículas da face da ferramenta. A figura 2.8 exibe a localização dos principais fatores que limitam a vida da matriz.

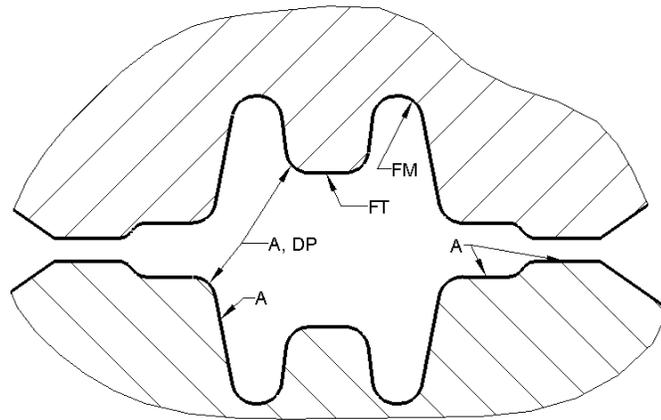


Figura 2.8 – Localização dos principais tipos de desgastes

A- desgaste por abrasão; DP – deformação plástica da superfície; FM – fadiga mecânica; FT – fadiga térmica (adaptado de Rodrigues e Martins, 2005)

Schmoeckel et al. (1994) afirmam que o desgaste abrasivo é o limitante para a vida das matrizes no processo de conformação a morno.

Brucelle e Bernhart (1999) comentam que a fadiga térmica pode ser também resultado das restrições parciais ou completas da expansão térmica. Essas restrições podem ser internas, devido a gradientes térmicos e heterogeneidades do material, ou externas, causadas por cargas mecânicas nas superfícies. Assim, um gradiente térmico acentuado induz a uma alta distribuição de tensão térmica na matriz.

Nesse mesmo trabalho, afirmam que a distribuição de temperatura ao longo de uma matriz é de grande importância, uma vez que se relaciona à formação de trincas. Essa distribuição é dependente da temperatura superficial (que é influenciada pela pressão de contato), da topografia da superfície, da duração do contato e da diferença de temperatura

Por fim, concluem que grandes gradientes térmicos induzem à formação de altas tensões térmicas e trincas. Para reduzir esses gradientes, pode-se diminuir a temperatura de processo, desde que o aumento de carga necessária para a conformação seja minimizado pela diminuição da velocidade das ferramentas. Outra forma para reduzir os gradientes térmicos é empregar lubrificantes ou isolantes visando diminuir a troca térmica entre peça e matriz.

2.8. Desgaste das matrizes

As matrizes para forjamento estão sujeitas a desgaste ao longo do processo. Para avaliar esse mecanismo de falha, realizando simulação numérica, Lee e Jou (2003) propuseram uma alteração no modelo de Archard. Este é baseado no conceito de que o desgaste é diretamente proporcional a um coeficiente de desgaste entre a peça e a matriz, a força na superfície da matriz, o comprimento relativo

do movimento entre a matriz e a peça e, inversamente, a dureza da matriz. A alteração consistia no fato de que o coeficiente de desgaste e a dureza seriam dependentes da temperatura.

Assim, esses autores consideraram que o modelo de Archard poderia ser aplicado para a deformação a morno e, para isso, realizaram ensaios de anel a fim de obter os coeficientes e, em seguida, compará-los à simulação numérica. Os ensaios foram realizados considerando a temperatura do tarugo (anel) como 850°C e em quatro diferentes temperaturas para a matriz: 100, 200, 300 e 400°C. Não foi aplicado lubrificante no anel, porém na matriz foi pulverizado grafite. As matrizes foram confeccionadas com aço SKD 61 (equivalente ao DIN 1.2363) e o anel, de aço SCM 415 (equivalente ao AISI 4140). A Equação 2.5 exhibe o modelo proposto, sendo que o parâmetro T representa a temperatura em K.

$$\Delta V(T) = k(T) \cdot \frac{L \cdot F}{H(T)} \quad (2.5)$$

Lee e Jou (2003) também observaram que o coeficiente de atrito aumenta com o aumento da temperatura, enquanto que a dureza da matriz diminui. A relação entre a dureza e a temperatura pode ser observada na Equação 2.6.

$$H(T) = 9216,4 \cdot T^{-0,505} \quad (2.6)$$

Da mesma forma, o desgaste aumenta com essa temperatura, mas diminui a partir de 400°C na matriz, pois a partir dela foi observada uma mudança no mecanismo. A partir dos resultados foi obtida a Equação 2.7, que relaciona o coeficiente de desgaste em função da temperatura.

$$k(T) = (29,29 \cdot \ln(T) - 168,73) \cdot 10^{-6} \quad (2.7)$$

Aplicando-se as equações 2.6 e 2.7 em 2.5 e os demais parâmetros necessários (obtidos a partir de simulação numérica), é possível determinar o desgaste de uma operação e, assim, o desgaste total após um determinado número de peças produzidas. Com isto, afirmam ser possível determinar a vida útil da matriz. Cabe ressaltar que os valores empregados são válidos somente para a conformação dos materiais por eles ensaiados utilizados e na faixa de temperaturas estudada.

Resultados práticos confirmam a utilização desse método, e analisando-se a Equação 2.5 nota-se que uma vez que a geometria e o equipamento são inerentes ao processo, visando diminuir o desgaste, necessita-se reduzir o coeficiente de desgaste e/ou aumentar a dureza do material.

Kang et al. (1999a) também realizaram experimentos com um disco rotativo e pino, pressionando a superfície do mesmo para avaliar o desgaste. Este experimento foi realizado para avaliar alguns métodos de nitretação a gás e iônica aplicados a um aço H13 (equivalente ao DIN

1.2344, principalmente composto por 0,32-0,42%C, 1,3-2%Ni, 4,5-5,5%Cr, 1,0-1,5%Mo, 0,5-1,0%W e 0,8-1,2%V).

Nesses experimentos os autores concluíram, após a obtenção do coeficiente de desgaste k , que um tratamento superficial pode melhorar drasticamente a resistência ao desgaste em relação a uma superfície não tratada. Os autores notaram também que o coeficiente k é diferente para a camada branca e a camada de difusão proveniente da nitretação. Além disso, concluíram que a melhor combinação é a nitretação a gás, após a matriz ter sido revenida a 570°C por 1 hora.

A outra alternativa que visa minimizar o desgaste é manter a dureza da superfície da matriz. No entanto, este é uma tarefa complexa no forjamento a morno uma vez que ela decai ao longo do tempo se a matriz é submetida a uma temperatura alta. Para essa análise, esses autores empregaram o conceito de parâmetro de revenimento, expresso na Equação 2.8, e em seguida, a equação principal de perda de dureza expressa em 2.9. Em ambas equações a variável T refere-se à temperatura de revenimento, medida em K.

$$M = T \cdot (20 + \log t) \quad (2.8)$$

$$H = A \cdot \exp(B \cdot (M \cdot 0,0001)^C) + D \quad (2.9)$$

As considerações que fizeram foram comprovadas em outro artigo no qual empregaram simulação numérica. Os autores ressaltaram que é necessário empregar coeficientes de desgaste diferentes para a camada branca e de difusão, além do fato de que devem ser obtidos de acordo com o processo - juntamente com as curvas de perda de temperatura - para que, assim, o método seja eficiente (Kang et al., 1999b).

Behren e Schaefer (2005) observaram também o mesmo efeito em relação ao carregamento térmico e perda de dureza, que é causada pela alta temperatura durante o processo, o que resulta em um revenimento superficial. Além disso, em algumas áreas da ferramenta (onde há alta troca de calor devido à lubrificação ineficiente ou alto tempo de contato), pode-se alcançar a temperatura da austenitização. Após retirar a peça, essa região resfria rapidamente ao se aplicar o lubrificante, causando um re-endurecimento o que a torna mais dura que o material-base.

O aumento de temperatura também se dá por outro efeito, que é a repetição dos ciclos de forjamento. Assim, Jeong et al. (2001) comentam que se pode aumentar a vida útil da matriz diminuindo a troca-térmica entre a matriz e a peça ou aumentando a dureza superficial por meio de tratamentos superficiais e térmicos.

Assim, realizaram experimentos para avaliar a troca térmica mais favorável à vida da matriz e, para tanto, utilizaram matrizes em AISI H13 não-tratadas e tratadas por carbonitretação e nitretação

à plasma. Como lubrificantes, empregaram grafite com base em água ou óleo. Além disso, analisaram as influências da temperatura inicial do tarugo (550, 600 e 650°C) e diferentes forças para conformação.

Como resultados, observaram que a temperatura da matriz aumenta devido ao tempo e pressão de contato entre a peça e a matriz, e com esse aumento ocorrem os resultados já discutidos. Cabe ressaltar que a perda de dureza é ainda maior no forjamento a morno, haja vista as cargas aplicadas.

Esses autores notaram ainda que as superfícies não tratadas poderiam perder até 47% da dureza inicial se submetidas a um processo com o tarugo a 650°C, enquanto as tratadas perderiam em torno de 20% , se submetidas às mesmas condições. Observaram ainda que, à medida que se reduz a temperatura inicial do tarugo, as perdas de dureza são menores.

Por fim, concluíram que a dureza da matriz carbonitretada é maior que a da nitretada à plasma e da sem tratamento, e que a camada carbonitretada é um isolante mais útil para estender a vida da matriz do que as demais opções (Jeong et al., 2001).

Outros processos também podem ser aplicados, como revestimento com AlTiN por PVD e solda. Bayramoglu et al. (2008) realizaram ensaios com matrizes DIN 1.2344 simplesmente tratadas, tratadas e nitretadas, tratadas e com PVD e tratadas e com recobrimento com solda. Tais ensaios visaram avaliar o melhor recobrimento para matrizes de forjamento a quente em relação ao custo-benefício. Os autores concluíram que as matrizes soldadas apresentaram o maior custo inicial, porém o melhor custo por peça, conforme pode ser observado na Tabela 2.1. Comentaram ainda que a vida da matriz deve ser maior que o ponto de equilíbrio (“break even point”), para que o processo seja economicamente viável.

**Tabela 2.1 – Custo benefício dos possíveis recobrimentos de matrizes
(Adaptado de Bayramoglu et al., 2008)**

	Tratamento térmico	Nitretação	AlTiN	Solda
Custo total (€)	3900	6300	5900	9800
Vida da gravura (pçs)	4300	9400	12300	53700
Custo por peça (€/pçs)	0,91	0,67	0,48	0,18

2.9. Lubrificação das ferramentas

Os requisitos para os lubrificantes das matrizes no forjamento a morno são similares ao forjamento a quente: boa formação de filme nas matrizes (forma-se normalmente entre 150 e 250°C), boas propriedades lubrificantes e de extração, e baixo impacto no ambiente (Sheljaskow,

2001). Porém, para o forjamento a morno, o lubrificante deve funcionar com mais eficiência devido à não-formação de óxidos superficiais, que a quente agem como um lubrificante adicional. Além disso, tendo em vista as cargas envolvidas, há atrito e conseqüentemente, uma temperatura maior nas matrizes em regime de trabalho a morno do que no a quente. Logo, é necessária também uma refrigeração eficiente da matriz para que não haja seu desgaste prematuro (Fujikawa et al., 1992).

Iwama e Morimoto (1997) analisando problemas de baixo rendimento de ferramentas no forjamento a morno com extrusão reversa, notaram que os punções podem ter sua vida útil limitada por causa de trincas térmicas e da perda de dureza na superfície. Para melhorar o rendimento, sugerem que o lubrificante adira fortemente à matriz na forma de uma camada seca. Para isso, a temperatura da matriz deve estar entre 200 e 300°C, sendo essa a temperatura sugerida para aplicar o lubrificante.

Sheljaskow (2001) comenta que para desenvolver lubrificantes para forjamento, o primeiro passo é lidar com um que seja livre de óleo. Lubrificantes convencionais não alcançam determinadas regiões profundas, acelerando o desgaste nas mesmas. Por isso, procura-se desenvolver lubrificantes isentos de óleo, visto que o recobrimento seco é capaz de fluir com o metal durante a deformação.

O segundo passo para o desenvolvimento de lubrificantes é confeccioná-los sem óleo e grafite. O efeito originalmente produzido pelo grafite é o de prevenir o contato entre a peça e a ferramenta no sentido de evitar a apreensão pelo contato das superfícies. Assim, reduz-se o atrito deslizante e faz o metal escoar com mais facilidade. Para tal função, sugere que os lubrificantes devem ser produzidos com outras substâncias (Sheljaskow, 2001).

Durante esse desenvolvimento, esse autor realizou ensaios de espiga com diversos tipos de lubrificantes, concluindo que o desempenho dos lubrificantes livres de óleo e grafite pode ser melhorado pelo uso de revestimentos de grafite no tarugo. O uso adicional de recobrimento que permita a mudança de lubrificantes de matrizes à base de óleo para os à base de água no forjamento a morno é sempre recomendado. Jeong et al. (2001) também afirmaram que com um lubrificante à base de água, ao invés de óleo, a vida da matriz pode se estender.

Outro dado importante sobre lubrificantes foi obtido por Kang et al. (2007) que afirmam que a capacidade de refrigeração aumenta com o aumento da temperatura superficial da matriz, e com a utilização de lubrificantes à base de água. Os autores afirmaram também que o aumento da temperatura do lubrificante ao longo do processo reduz a sua capacidade de refrigeração e lubrificação, visto que diminui sua viscosidade. Portanto, um lubrificante mais frio deve ser utilizado para aumentar a vida da matriz.

Dean e Sturgess (1978) comentam que o coeficiente de atrito é relativamente baixo para temperaturas do tarugo ao redor de 700°C. Acima dessa, ocorre uma decomposição do lubrificante e o

atrito aumenta rapidamente. Para o aço com 0,4% de carbono, forjamento em prensa com lubrificante de água e grafite, o coeficiente de atrito é de 0,45 para 1200°C, 0,3 para 800°C e 0,15 para 600°C.

2.10. Confeção de ferramentas

As matrizes em processos a morno são submetidas a altos carregamentos e, assim, têm sua vida limitada. Uma solução imediata é a pré-tensão e a divisão das matrizes em regiões de alta tensão. Além disso, regiões profundas e cavidades fechadas devem ser evitadas para que não haja concentração de tensões. Outra característica é que deve haver folgas entre punções e matrizes em processos de extrusão (Hirschvogel e Dommelen, 1992).

Durante o processo, há uma tensão adicional na superfície da ferramenta, na região de contato entre a ferramenta e a peça, sendo alcançados valores extremos tanto para a tensão mecânica quanto para a térmica (Schmoeckel et al., 1994).

Esses autores observam que as matrizes devem ser pré-tensionadas visto que, durante a conformação, deve-se primeiro vencer a tensão de compressão na superfície de contato antes que surja a tensão de tração. Além disso, o autor afirma que as matrizes devem possuir os seguintes requisitos:

- não se deformar ao serem submetidas a carregamento, ou seja, a tensão de escoamento da matriz deve ser maior que a tensão máxima do processo;
- ser tenaz para que a ferramenta não quebre;
- mostrar alta capacidade de resistir ao desgaste;
- possuir resistência à têmpera;
- possuir uma resistência ao choque térmico, ou seja, boa condutividade térmica (que diminui com o aumento dos elementos de liga) para poder perder rapidamente a temperatura alcançada em certos pontos.

Com relação ao material para fabricação das matrizes, Fushikawa et al. (1992) comentam que podem ocorrer problemas se for utilizado aço semi-rápido sem uma tenacidade adequada.

Os materiais mais indicados para o trabalho a morno podem ser os mesmos utilizados a quente, devendo garantir resistência e dureza a quente, resistência ao desgaste e estrutura estável na temperatura de trabalho. Isso se consegue adicionando-se elementos de liga como o cromo, vanádio, molibdênio e enxofre. Recomenda-se de 0,3 a 0,6% de carbono, de 1 a 15% de cromo e melhora-se a resistência à têmpera adicionando molibdênio (de 0,2 a 2,5%) ou enxofre (de 0,5 a 9%). A Tabela 2.2 exhibe as composições químicas dos principais materiais para matrizes empregadas no trabalho a morno e a quente. (Schmoeckel et al., 1994).

**Tabela 2.2 – Principais materiais para ferramentas
(Schmoeckel et al., 1994)**

Material	C		Si		Mn		Cr		Mo		V		W	
	máx.	mín.												
DIN 1.2344	0,43	0,37	1,20	0,90	0,50	0,30	5,50	4,80	1,50	1,20	1,10	0,90	--	--
DIN 1.2365	0,35	0,28	0,40	0,10	0,45	0,15	3,20	2,70	3,00	2,60	0,70	0,40	--	--
DIN 1.2367	0,40	0,35	0,50	0,30	0,60	0,30	5,20	4,70	3,30	2,70	0,70	0,40	--	--
DIN 1.2622	0,65	0,55	0,40	0,20	0,40	0,20	4,00	4,00	0,90	0,90	0,80	0,60	9,50	8,50

Tanto o aço DIN 1.2344 quanto o DIN 1.2365 possuem grande resistência a quente, alta tenacidade, boa resistência ao desgaste e à têmpera, embora o DIN 1.2365 possua melhor condutividade térmica. No forjamento a morno, o DIN 1.2344 é empregado principalmente para ejetores, enquanto que o DIN 1.2365 é amplamente utilizado em matrizes, visto que possui uma resistência maior ao choque térmico e suporta melhor refrigeração à água e grafite. A faixa de dureza empregada para o DIN 1.2344 é de 50 a 56 HRC, enquanto que para o DIN 1.2365 utiliza-se de 52 a 54 HRC para as matrizes e 44 a 52 para anéis armaduras (carcaças).

Possuindo características semelhantes aos DIN 1.2344 e ao 1.2365, está o DIN 1.2367, destacando-se ainda mais por sua excelente tenacidade e boa resistência a quente. Esse aço é empregado para conformação profunda e, por também possuir uma resistência ao choque térmico, sua utilização na conformação a morno tem crescido. Normalmente é utilizado com uma dureza de 52 a 54 HRC.

Um material de alta dureza, maior resistência ao desgaste e com alta resistência à têmpera é o DIN 1.2622, mas que não permite um resfriamento em água. Tal material é empregado geralmente para ferramentas de furação e facas de corte com uma dureza de 55 a 57 HRC.

Devido aos altos carregamentos no processo a morno, as matrizes devem ser confeccionadas seguindo algumas características (Hirschvogel e Dommelen, 1992):

- contornos internos e externos devem ser cilíndricos e não cônicos como nos forjamentos a quente;
- cantos afiados devem ser evitados;
- permitir que o fluxo de material seja livre, para que não alcancem altas forças de conformação e ocorram danos às matrizes;
- transições retangulares entre várias seções transversais devem ser evitadas.

Para possibilitar o encarçamento de matrizes, bem como diferenciação de material para as diversas regiões da peça, as matrizes podem ser particionadas conforme exibido na Figura 2.9.

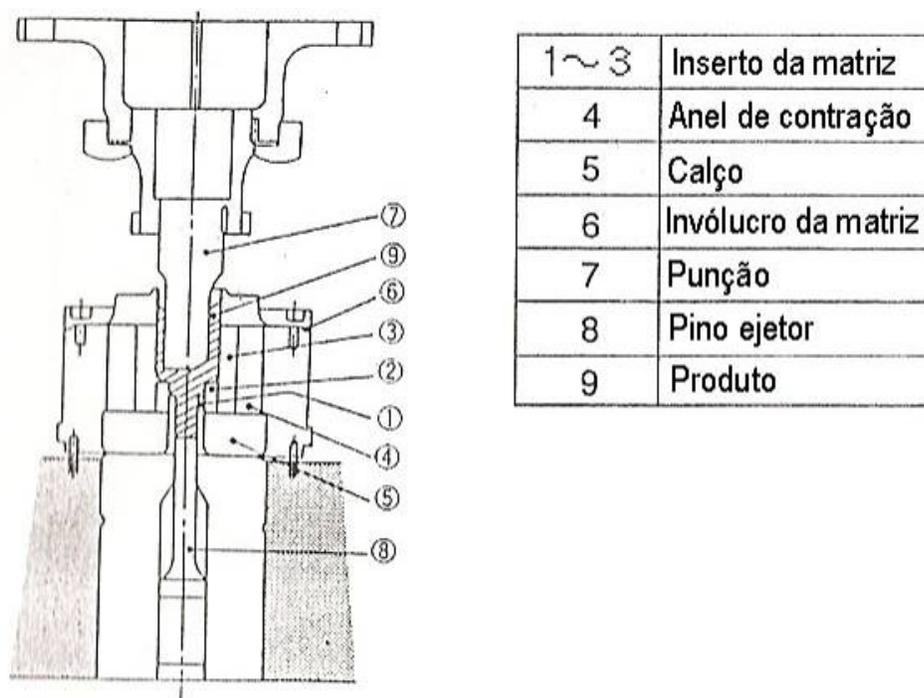


Figura 2.9 – Divisão e montagem das matrizes
(adaptado de Fujikawa et al., 1992)

2.11. Equipamentos

Schmoeckel et al. (1994) enumeram os equipamentos necessários em uma linha de produção para forjamento a morno:

- 1) tesoura ou serra para o corte de material;
- 2) forno de indução para pré-aquecimento da peça bruta;
- 3) tanque de submersão para a lubrificação da peça bruta;
- 4) forno de indução para aquecimento até a temperatura de trabalho;
- 5) prensa com sistema de lubrificação das ferramentas.

Schaeffer (2001) não restringe nenhum tipo de equipamento para o forjamento a morno, sendo que as prensas hidráulicas ou excêntricas são largamente empregadas (Schaeffer, 2001). Confirmando essa afirmação, Schmoeckel et al. (1994) afirmam que podem ser utilizadas tanto prensas hidráulicas quanto mecânicas; no entanto, a última possui a vantagem de menor tempo de contato e, conseqüentemente, menor aquecimento superficial das matrizes (Schmoeckel et al., 1994).

Nas prensas hidráulicas toda a força está disponível assim que a prensa é acionada, além do que a velocidade de atuação é constante, sendo, portanto, ideais para processos que envolvam extrusão (Altan et al., 1999). Para o forjamento, as prensas hidráulicas devem ser capazes de

proporcionar tempos de contato de 0,5 a 1 s, evitando assim transferência excessiva de calor entre matriz e peça (Schaeffer, 2001). Dieter, 1988, afirma que as prensas hidráulicas atuam na faixa de velocidade de 0,06 a 0,3 m/s (Dieter, 1988).

3 CARACTERIZAÇÃO DO PRODUTO E DO PROCESSO ATUAL

3.1. Definição do produto e descrição do processo

A peça automotiva denominada *monobloco* foi selecionada para o desenvolvimento do forjamento a morno para sua fabricação. Em funcionamento, essa peça se localiza na extremidade do eixo de tração dianteiro dos veículos, conectando-se à roda e formando, em conjunto com rolamentos e outros componentes, o que se denomina *junta homocinética*. Isto qualifica a peça em questão como de extrema importância para a segurança do veículo. A Figura 3.1 apresenta vistas do monobloco, com destaque para as regiões que foram analisadas no mapeamento do processo.

As justificativas para a escolha dessa peça são a sua geometria axi-simétrica e a dificuldade do processo que reside no fato de possuir extrusão direta e reversa durante a conformação do produto.

Uma empresa metalúrgica que fabrica diversas versões de monoblocos possui em seu portfólio os produtos listados na Tabela 3.1, em que as dimensões do comprimento total e diâmetro do copo estão indicados na Figura 3.1. Os valores de massa desconsideram a rebarba formada no forjamento e, para todos os produtos, o tarugo inicial é obtido de barras de Ø70 mm de diâmetro do aço SAE 1050, com algumas modificações na composição química, conforme pode ser observado na Tabela 3.2.

Para o mapeamento do processo foi analisada a peça A, que é a mais produzida na empresa.

O processo de fabricação desse monobloco é iniciado pela obtenção da geratriz, após cisalhamento da barra de matéria-prima de seção circular em uma prensa excêntrica de 10 MN (1000 tf). Esse corte é realizado tendo como referência principal a massa do tarugo de 3,08 kg (Ø70 mm X 102 mm).

Quando há uma quantidade suficiente de tarugos para iniciar o forjamento, esses seguem para a linha exibida na Figura 3.2.

Na linha de produção há o processo de aquecimento a 1200°C ±30°C por meio de um forno indutivo, no qual os tarugos levam 350 s para percorrer a distância de 3 m entre a entrada e a saída do forno, sendo de 11 s o intervalo de liberação das peças.

Ao término do aquecimento o tarugo segue por uma esteira até a prensa principal (do tipo excêntrica de 16 MN - 1600 tf), onde são realizadas três operações, recalcar, pré-forjar e forjar final, esquematizadas na Figura 3.3.

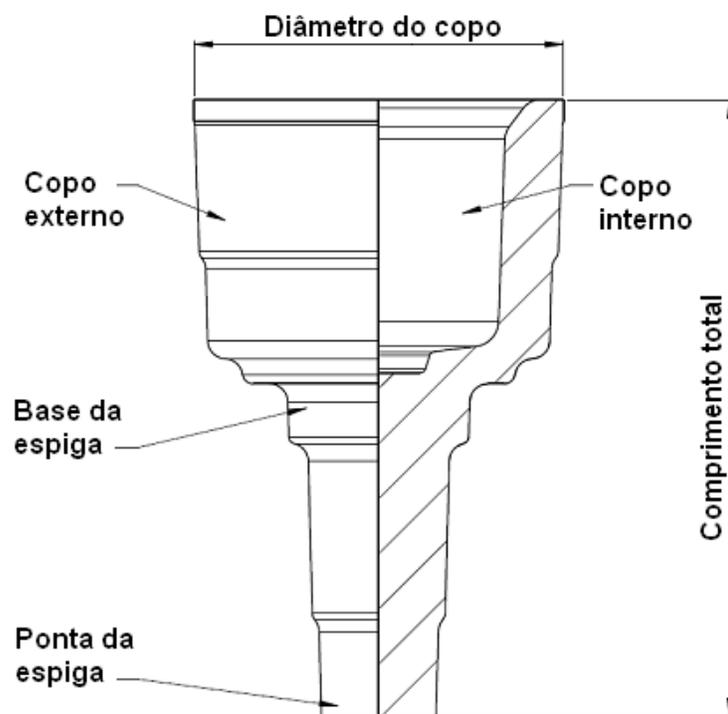


Figura 3.1 – Monobloco

Tabela 3.1 – Relação de monoblocos produzidos

Produto	Comprimento total (mm)	Diâmetro do copo (mm)	Massa do produto (kg)	Comprimento de corte (mm)
A	167,4	100,0	3,048	102
B	178,5	103,7	3,070	103
C	174,7	100,3	3,220	116
D	166,3	104,3	3,239	108
E	178,5	104,4	3,329	113
F	180,2	105,2	3,508	122
G	176,0	105,0	3,578	123
H	183,5	108,0	3,840	137
I	184,0	108,0	3,873	137

Tabela 3.2 – Composição do aço SAE 1050 com modificações

	%C	%Mn	%Si	%P	%S	%Mo
Mín.	0,50	0,80	0,15	--	0,02	--
Máx.	0,55	1,10	0,30	0,03	0,05	0,03

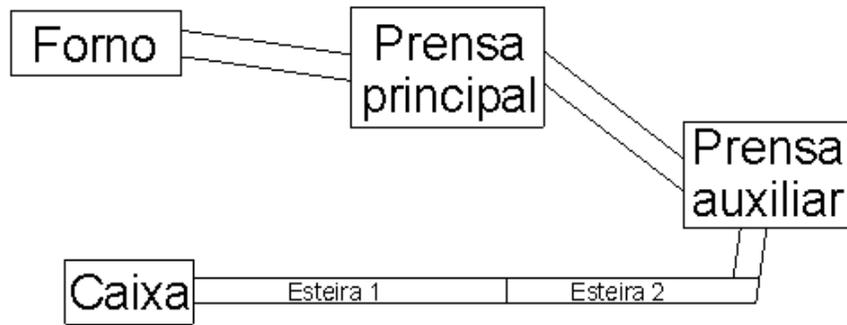


Figura 3.2 - Linha de forjamento completa

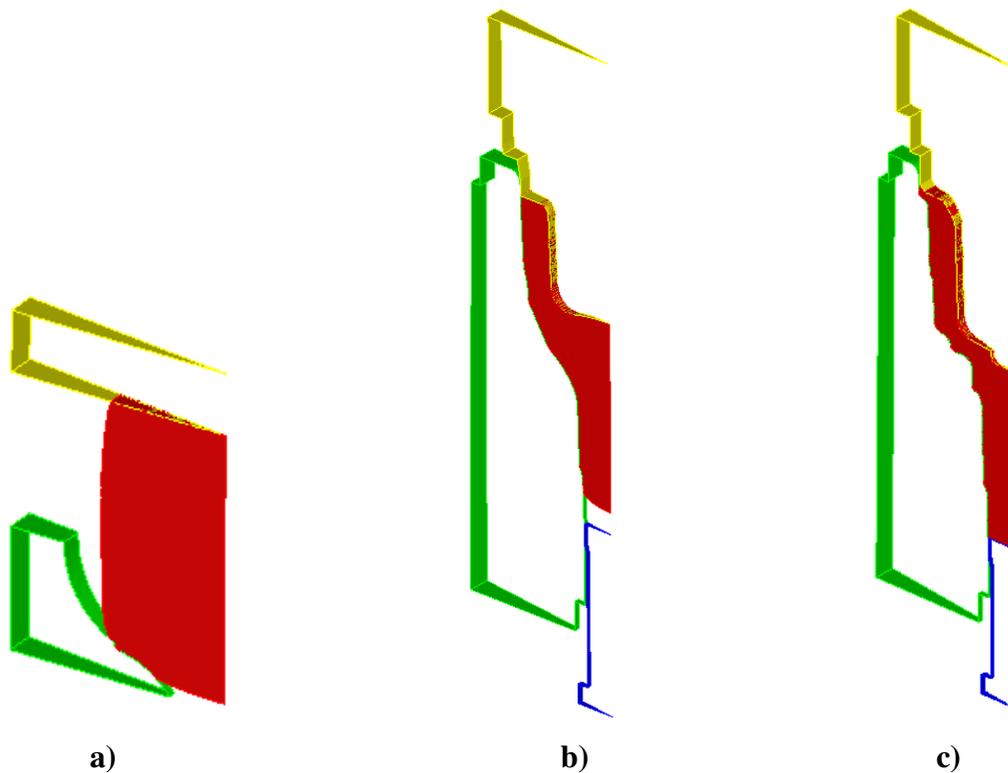


Figura 3.3 – Etapas da conformação

a) Recalcar; b) Pré-forjar; c) Forjar final

A etapa denominada recalcar consiste em prensar o tarugo no sentido longitudinal, com a finalidade principal de aumentar o diâmetro do tarugo enquanto seu comprimento é reduzido e, assim, facilitar o posicionamento do material no estágio seguinte, o de pré-forjar. Além disso, visa também retirar oxidações superficiais (“carepa”) causadas pela troca de calor com o ambiente

Na segunda etapa o produto é conformado até dimensões próximas às finais, empregando-se as extrusões direta e reversa para conformar a espiga e o copo, respectivamente. Nessa fase os raios são grandes para facilitar o escoamento de material, sofrendo, no entanto, um desgaste acentuado

devido aos esforços envolvidos. Nessa etapa não há formação de rebarba, pois ocorre o confinamento de todo o material na gravura das matrizes.

Por fim, na prensa principal é realizada a operação de forjar final, que consiste em atingirem-se as dimensões finais do produto, devendo-se observar que, por se tratar de deformação a quente, as dimensões estão acrescidas de 1,4% para compensar a contração térmica durante o resfriamento. Nessa etapa não são admissíveis quaisquer falhas de preenchimento, ao contrário das etapas anteriores, além de haver a formação de rebarba, visto que há imprecisões no corte que devem ser absorvidas em alguma etapa do processo.

Após a última etapa de conformação, a peça segue em uma esteira até a prensa auxiliar de 1,6 MN (160 tf), onde ocorre a remoção da rebarba formada no estágio final.

Finalmente, a peça segue em uma esteira até a caixa de aço para armazenagem. Tal percurso na esteira tem o tempo e a temperatura monitorados manualmente, pois é realizado o resfriamento controlado que dispensa o tratamento térmico posterior e garante que as propriedades mecânicas exigidas pelas normas do cliente são plenamente atingidas.

Visando a simulação numérica posterior, o processo de forjamento a quente (1200°C) foi mapeado observando-se o tempo e a temperatura da peça ao final de cada etapa, exibidos nas Figuras 3.4, para o forjamento, e 3.5, para o resfriamento. As temperaturas da peça foram observadas ao final da etapa correspondente. Os tempos entre as etapas e as temperaturas das ferramentas se encontram na Figura 3.6, sendo que o item assinalado “Transp.” se refere ao tempo, em segundos, de transporte do tarugo/peça entre uma etapa e outra.

Os dados coletados estão apresentados no Apêndice A e empregou-se um pirômetro a laser para alta temperatura, para a peça, e um para baixa, para as ferramentas. Para medir o tempo foi utilizado um cronômetro digital. A temperatura tanto da peça quanto da ferramenta foram obtidas pontualmente após a execução da etapa com a ajuda de um operador posicionando a peça para a medição. Foram encontradas variações devido a imprecisão na posição do ponto de medição e formação de óxidos superficiais.

Pode-se observar também na Figura 3.4 um aumento da temperatura para a base da espiga e copo interno. Este aumento pode ter ocorrido devido a existência de uma grande massa na etapa pré-forjar que internamente pode estar a uma temperatura alta, próxima a do início do processo. Ao ser conformada a etapa final essa porção se projeta para a superfície da peça aquecendo a mesma.

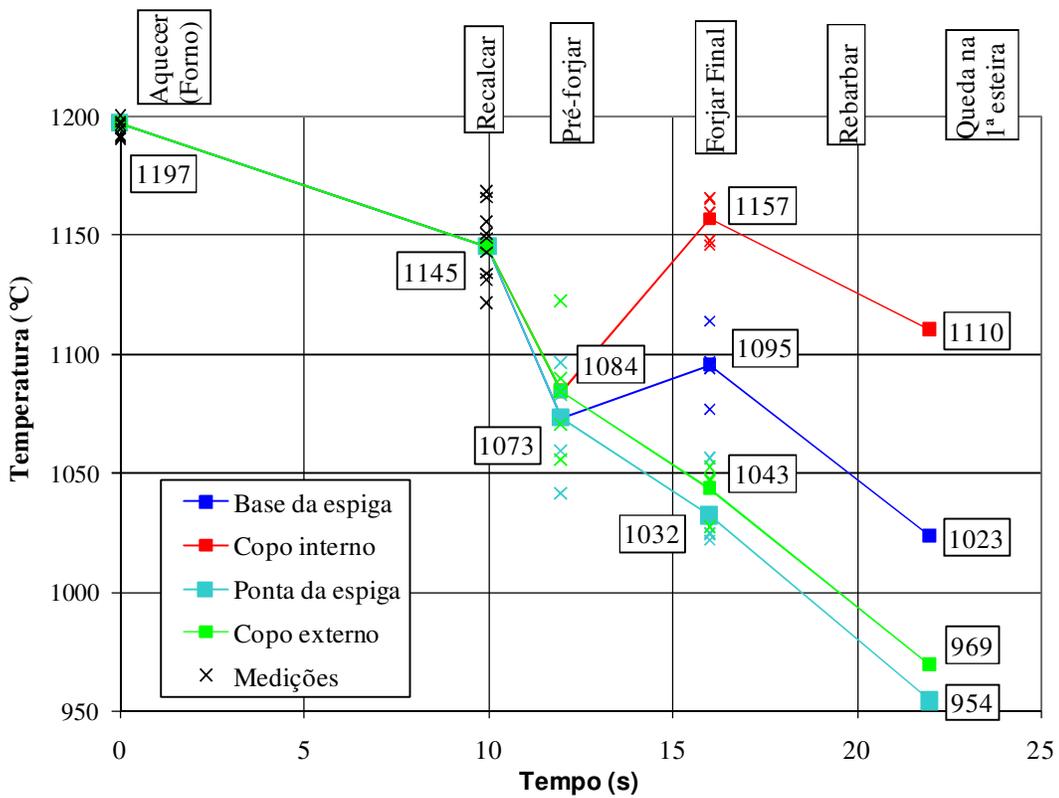


Figura 3.4 – Variação da temperatura do processo nas etapas de forjamento a quente

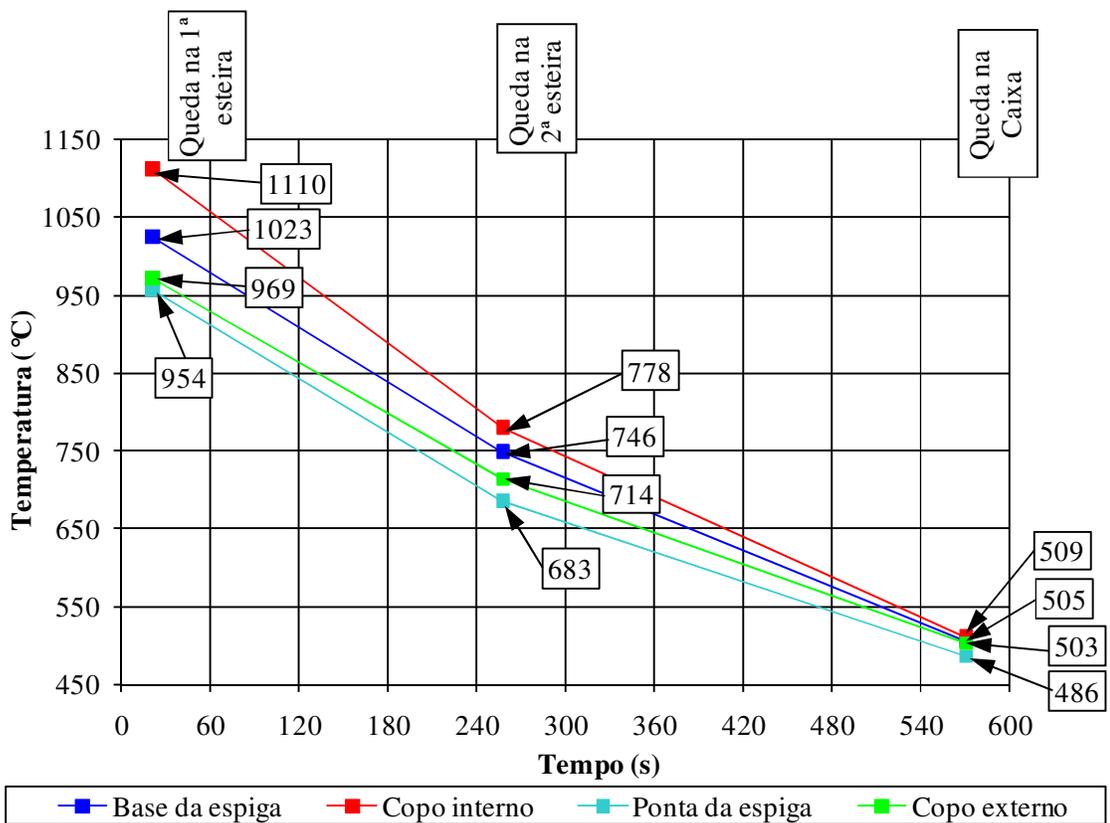


Figura 3.5 – Variação da temperatura ao longo do tempo durante o resfriamento

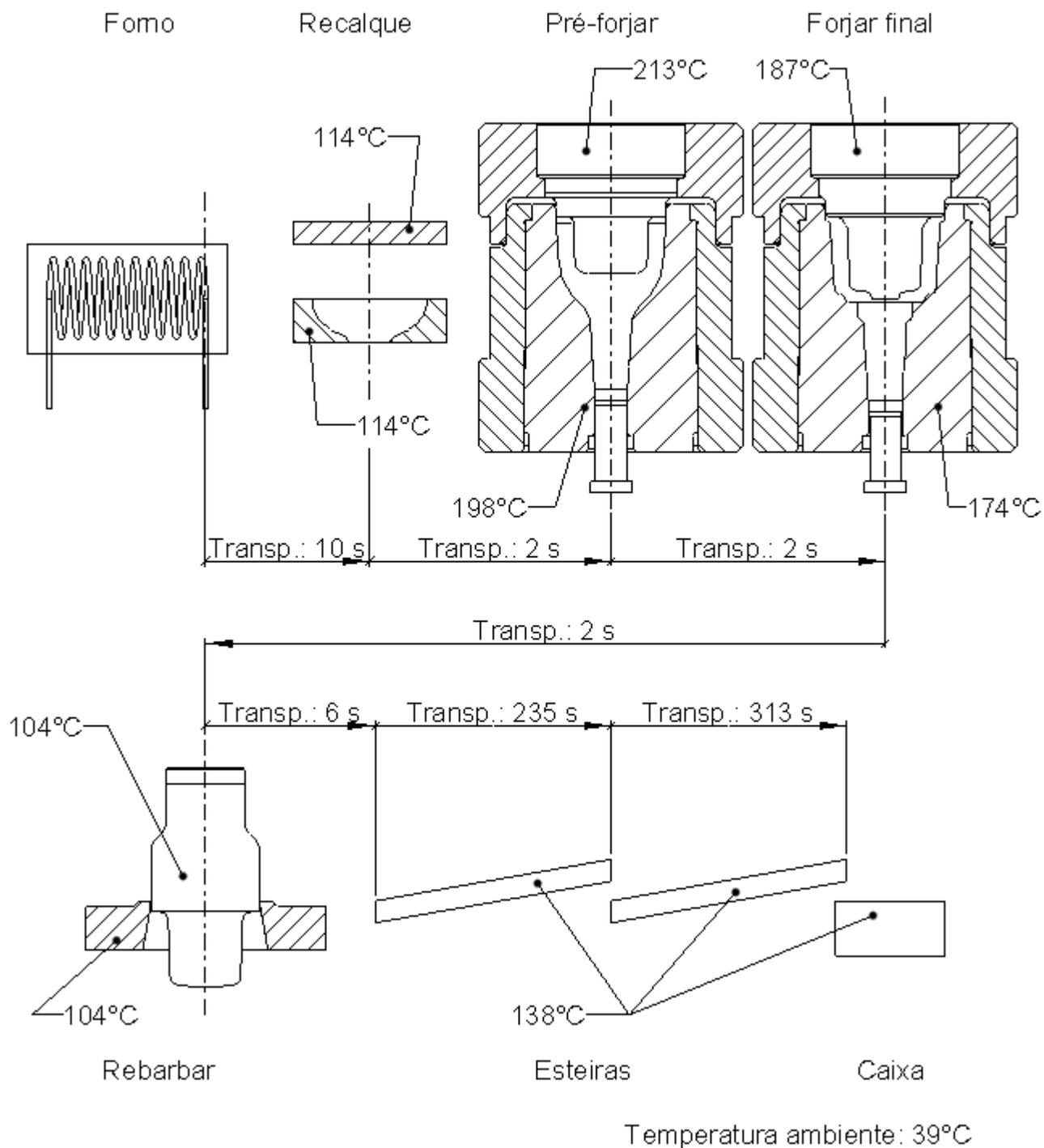


Figura 3.6 – Mapeamento do processo

3.2. Simulação numérica do processo atual

Com o intuito de definir a temperatura de trabalho na faixa de trabalho a morno, decidiu-se simular com o *software* comercial *Forge*[®], versão 2008 e desenvolvido pela empresa Transvalor, o processo completo de forjamento do produto de maior produção descrito no item 3.1, considerando 1200°C como a temperatura inicial do tarugo, que foi a utilizada para comparação com as demais temperaturas.

Com base no mapeamento realizado, foram definidos os tempos entre as etapas e executadas as simulações de todo o processo, selecionando-se a temperatura inicial do tarugo entre 700°C a 1200°C com intervalo de 100°C. Dessa forma, seria possível determinar a variação do esforço de prensagem, das tensões nas matrizes e da temperatura final do tarugo em cada estágio.

Os dados para a simulação estão exibidos na Figura 3.6, sendo que as simulações de conformação foram realizadas para as etapas de recalcar, pré-forjar e final e de resfriamento para as etapas de transporte dos tarugos. Não foram realizadas as simulações de rebarbar e resfriar na esteira, uma vez que o objetivo principal do estudo era avaliar o processo de conformação.

A curva de deformação do material inserida no *software* emprega a equação de Hensel-Spittel, Equação 3.1 (adaptada de Transvalor, 2008). Os valores para cada variável de acordo com o material SAE 1050 seguem exibidos na Tabela 3.3 e foram obtidos a partir de ensaios realizados pelo fabricante do software.

$$\sigma_f = m_0 \cdot e^{m_1 T} \cdot \varepsilon^{m_2} \cdot e^{\frac{m_4}{\varepsilon}} \cdot \dot{\varepsilon}^{m_3} \quad (3.1)$$

Tabela 3.3 – Parâmetros para a curva de deformação do material

Parâmetro	Valor
m0	1691,2189
m1	-0,0028
m2	-0,19371
m3	0,1467
m4	-0,07421

Os valores empregados foram obtidos por meio de ensaios realizados pelo fabricante do software e são válidos para uma faixa de 650°C de 1250°C, aplicável para as simulações desejadas.

De acordo com a Equação 3.1 são obtidas as curvas de escoamento para as temperaturas de 700 a 1200°C, em intervalos de 100°C, a uma taxa de deformação de 1 s⁻¹ (Figura 3.7). Esta taxa foi selecionada apenas para exemplificar o comportamento da tensão em função da deformação e temperatura. Na Figura 3.8 nota-se que ao se aumentar a taxa de deformação, a tensão para escoamento do material também aumenta - embora todas as curvas mantenham a mesma tendência, com um pico em torno de uma deformação de 0,1 a 0,3. Tal pico refere-se à deformação crítica - ou seja, aquela em que o material começa a sofrer recristalização dinâmica. Esse comportamento de aumentar a tensão de escoamento ao aumentar-se a taxa de deformação é afirmado também por Dieter, 1981.

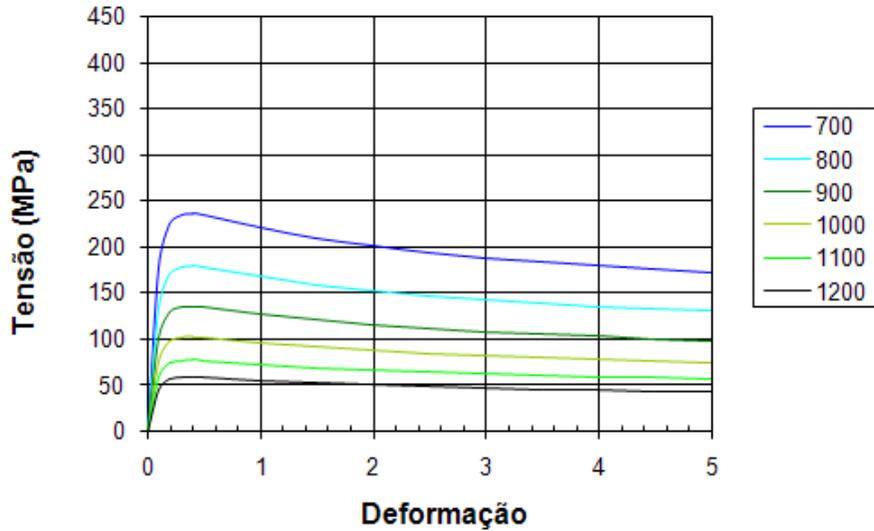


Figura 3.7 – Curva tensão/deformação para uma taxa de deformação de 1 s⁻¹

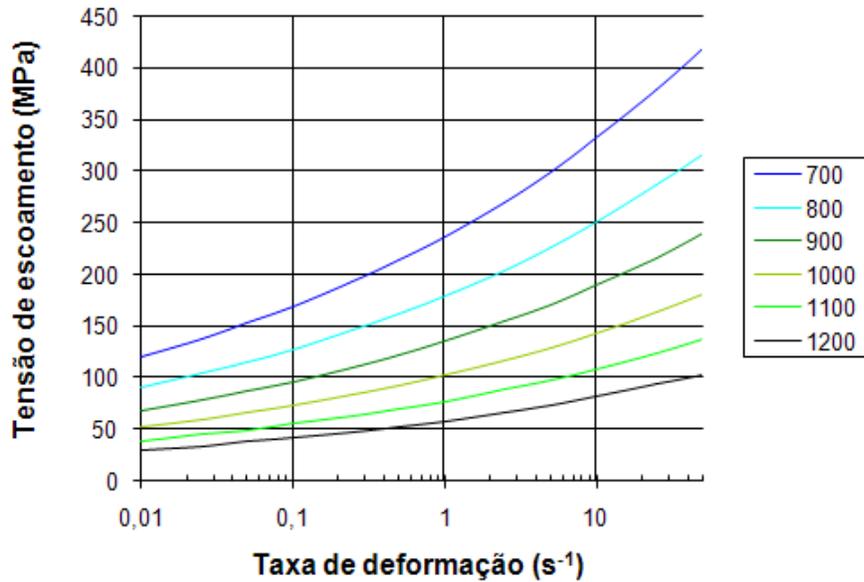


Figura 3.8 – Curva tensão de escoamento/taxa de deformação para uma deformação de 0,4

Nas simulações realizadas, as matrizes foram selecionadas conforme a versão corrente em produção para uma temperatura de trabalho a quente. Assim, por não terem sido compensadas as dimensões da matriz de acordo com a temperatura de trabalho, o efeito da contração do material não foi considerado no cálculo.

Para um efeito comparativo, notam-se na Tabela 3.4 os volumes do tarugo inicial e das gravuras de cada etapa - exceto para o recalque, que não possui restrição lateral. A diferença de $2,4 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$ do tarugo para o estágio final equivale a 18 g de material, que é compensado devido a variações do corte e perdas de material por óxidos superficiais ao longo do processo.

Tabela 3.4 – Volume do tarugo e das gravuras

	Volume da cavidade (10 ³ mm ³)
Tarugo	411,1
Pré-forjar	420,0
Final	408,7

Foi definida para o tarugo uma malha de 2 mm, enquanto que para as matrizes, 3 mm - uma vez que o menor raio da peça é de 3 mm.

O atrito foi mantido constante para que este efeito fosse excluído na comparação da temperatura. Assim, considerando a lei de Coulomb (empregada no software e apresentada na Equação 3.2), utilizaram-se os parâmetros μ e \bar{m} como sendo 0,3 e 0,4, respectivamente (Transvalor, 2008). Esses valores estão no limite máximo e com isso, os resultados tenderão para uma situação mais crítica. Cabe ressaltar que os valores e o método de trabalho são sugeridos por Snape et al. (2002) e também por Lenhard (2007).

$$\begin{cases} \tau = \mu \cdot \sigma_n & \text{se } \mu \cdot \sigma_n < \bar{m} \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \\ \tau = \bar{m} \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} & \text{se } \mu \cdot \sigma_n \geq \bar{m} \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \end{cases} \quad (3.2)$$

Lenhard (2007) realizou ensaios de transferência de calor entre aço SAE 1050 e aço ferramenta H13, obtendo o valor de 15 kW/m²·K. Já Snape et al. (2002) empregaram o valor de 20 kW/m²·K, sendo esse o recomendado também pelo fabricante do *software*. Além disso, ao empregar um valor maior para a troca térmica, haverá um resfriamento maior da peça, que tenderá a um esforço de conformação maior, conforme relações observadas por esses autores.

Os demais parâmetros empregados para a troca de calor entre o ambiente e a peça, de 10 W/m²·K, e a emissividade do material igual a 0,8 - foram sugeridos pelo fabricante do *software* (Transvalor, 2008), sendo considerada a temperatura ambiente de 39°C, medida próxima à área de conformação (colunas e bases da máquina).

Por fim, os dados da máquina foram definidos como sendo o equivalente à prensa excêntrica de 16 MN (1600 tf), onde a peça é atualmente produzida. Essa máquina possui como características um virabrequim com 140 mm de raio do excêntrico, 90 rotações por minuto e uma relação entre os comprimentos entre olhais da biela e o raio do excêntrico de 0,167.

Sabendo-se da influência da temperatura no processo, foram simuladas as perdas térmicas decorrentes de transporte da peça, sendo realizadas simulações somente com considerações térmicas, ou seja, não considerando as possíveis transformações de fases.

Para o cálculo da tensão nas matrizes, o *software* selecionado atua inicialmente com a deformação do tarugo, considerando as matrizes rígidas e armazenando os dados de pressão na superfície da matriz. Posteriormente, deve ser realizada outra simulação, considerando somente as matrizes deformáveis apoiadas sobre suportes rígidos, com montagem em anéis externos (com interferência ou não) e aplicadas as cargas armazenadas previamente.

Para realizar o cálculo das tensões em matrizes, elas foram montadas com as interferências propostas no projeto original e as temperaturas consideradas homogêneas para o início da etapa (Figura 3.6). Além disso, o material DIN 1.2344 foi inserido com um módulo de elasticidade no valor de $210 \cdot 10^9$ MPa, um coeficiente de Poisson de 0,30 e limite de escoamento de 1650 MPa (MatWeb, 2009).

3.3. Esforço de prensagem observado na simulação

O primeiro parâmetro analisado por meio da simulação foi o esforço de prensagem, que pode ser observado na Figura 3.9. Nota-se que, para todas as temperaturas, os esforços relacionados ao pré-forjar ocorrem acima dos despendidos na etapa final, além de que ambas as curvas mantêm uma relação exponencial semelhante, fazendo com que a diferença se mantenha. Porém, todos os esforços mantiveram-se abaixo do limite da máquina, alcançando no máximo 60% de sua capacidade total. Assim, do ponto de vista da capacidade da prensa, o forjamento a morno (700 a 800°C) é possível.

Ao analisar a evolução dos esforços ao longo do fechamento das matrizes na etapa pré-forjar (apresentado na Figura 3.10), os momentos em que há um desvio no padrão da curva de deformação (salto) e o momento em que esse desvio ocorre segue exibido na Figura 3.11. Na Figura 3.10, o eixo das abscissas corresponde à dimensão total do fechamento das matrizes, sendo a dimensão de 300 mm prevista em projeto e a que deve ser obedecida na área produtiva.

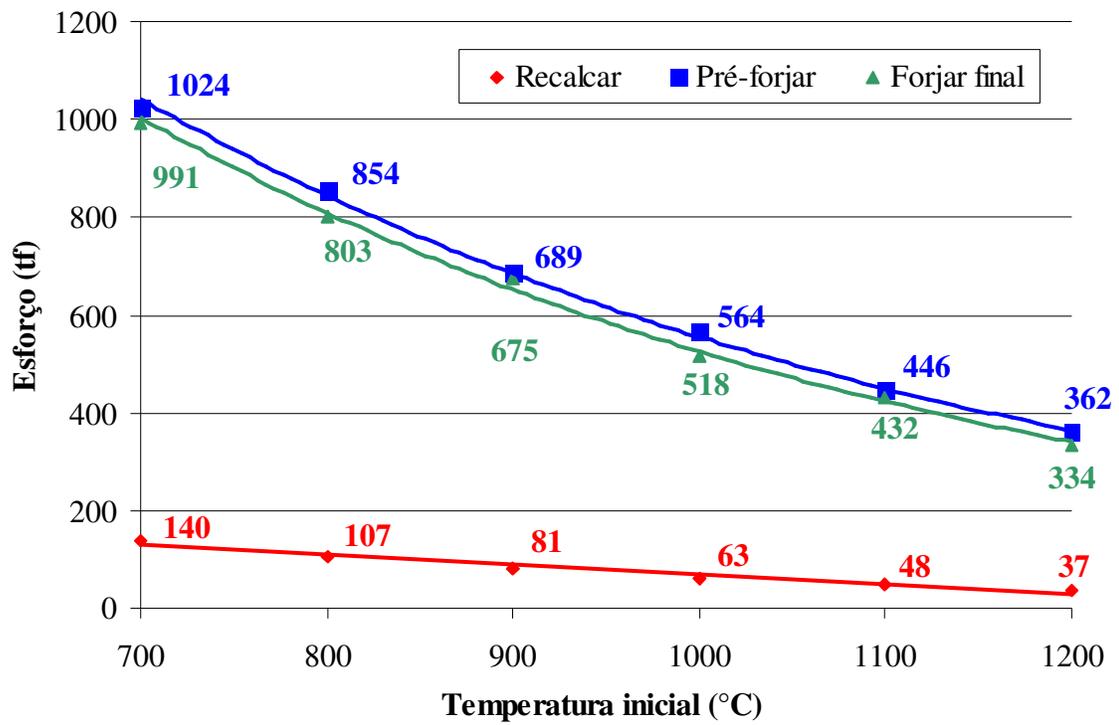


Figura 3.9 – Variação da força de conformação em função da temperatura

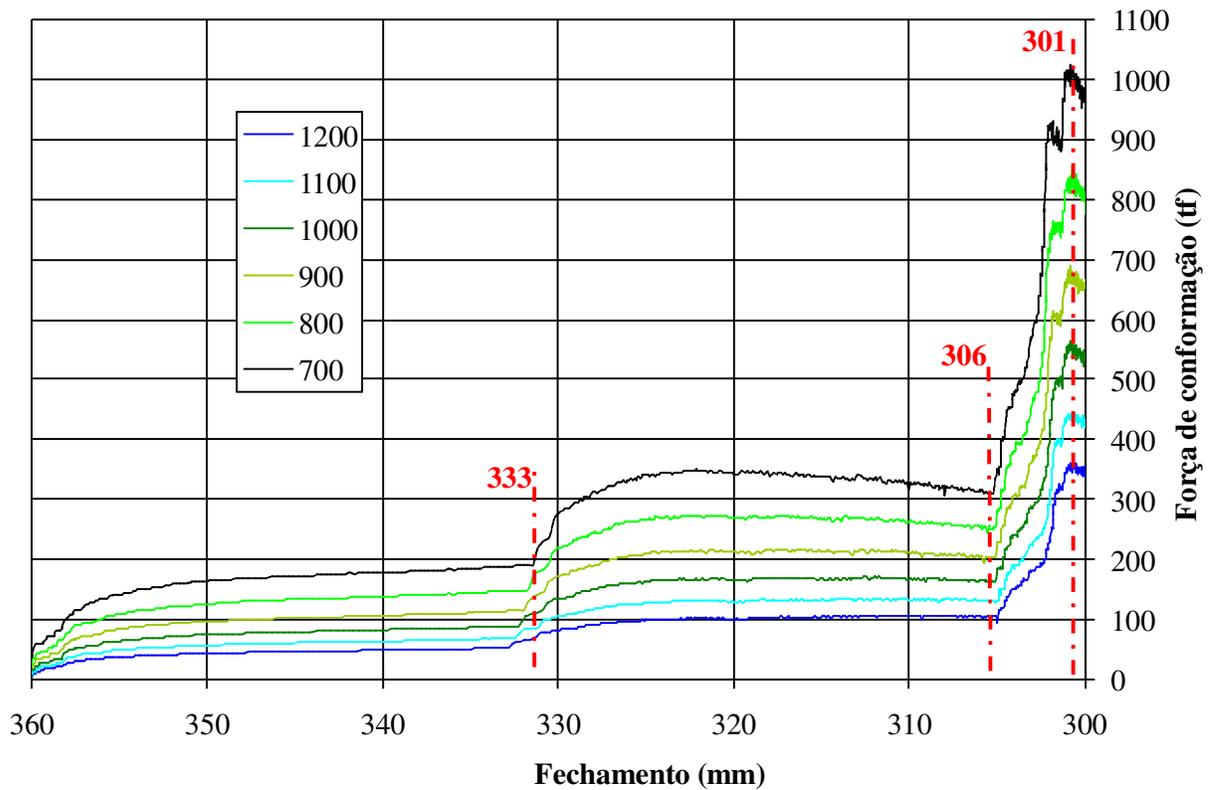


Figura 3.10 – Esforço de prensagem na etapa pré-forma em função do fechamento

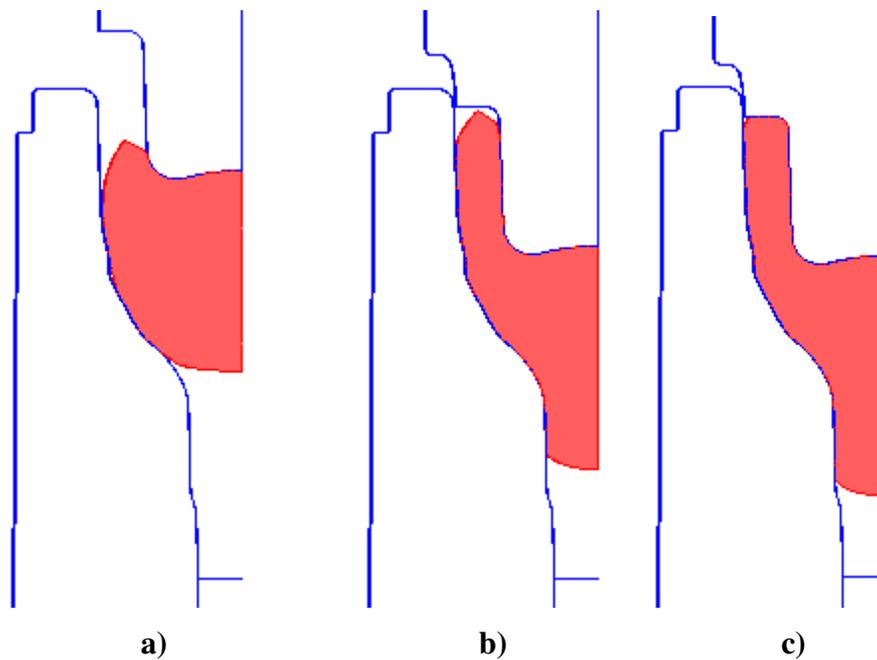


Figura 3.11 – Evolução da etapa de pré-forjar
a) 333 mm; b) 306 mm; c) 301 mm

Pode-se observar, pelas Figuras 3.10 e 3.11, que o primeiro salto na força ocorre no momento em que o material possui dois sentidos para o escoamento (Figura 3.11a): a extrusão direta para a espiga e a reversa para o copo. O segundo salto destaca-se momentos antes do preenchimento total do copo, restando apenas o sentido da extrusão direta (Figura 3.11b) e fazendo com que a força aumente até alcançar o pico justamente na entrada da segunda redução da extrusão da espiga (Figura 3.11c).

Ao longo de todo o processo, pode-se notar também que a matriz superior se mantém em contato com a peça durante todo o processo, assim como o raio da espiga na matriz inferior. Esses são os pontos críticos quanto à fadiga térmica (por aquecerem demais devido ao tempo de contato), e quanto ao desgaste por suportarem praticamente todo o escoamento do material ao longo do processo.

Realizando-se as mesmas observações para a etapa final obtêm-se as Figuras 3.12 e 3.13. Nelas é possível observar que o primeiro salto surge no momento em que a peça está acomodada na matriz inferior e o material escoará para preencher os raios (Figura 3.13a). O segundo ocorre ao necessitar de esforços maiores para finalizar a extrusão da espiga e do copo (Figura 3.13b) e, por fim, o terceiro (Figura 3.13c), para preencher totalmente a gravura e finalizar as dimensões do produto.

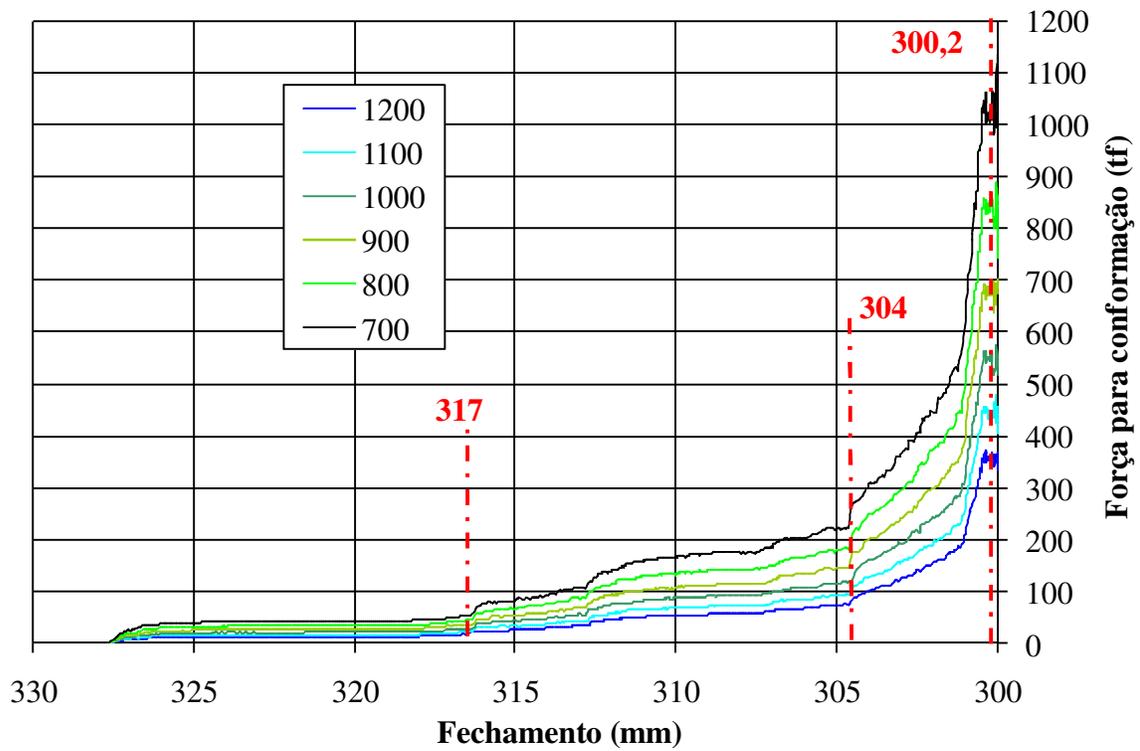


Figura 3.12 – Esforço de prensagem na etapa final em função do fechamento

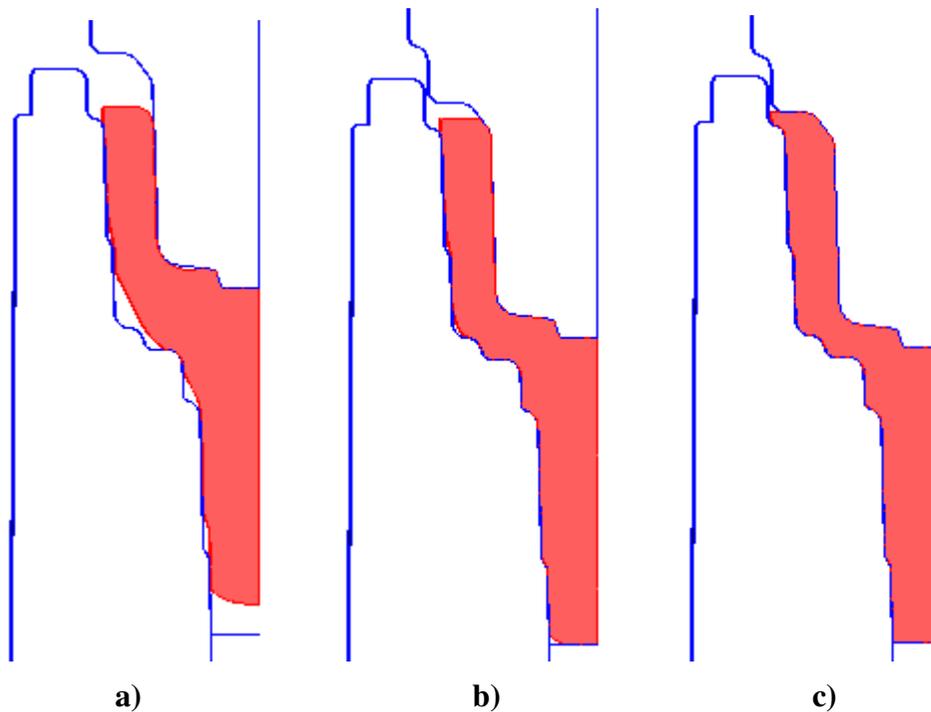


Figura 3.13 – Evolução da etapa de forjar final

a) 317 mm; b) 304 mm; c) 300,2 mm

Da mesma forma que no estágio de pré-forjar, as porções centrais da matriz superior permanecem em contato com a peça durante todo o processo, fazendo com que essas sejam as regiões mais solicitadas quanto à fadiga térmica e desgaste.

3.4. Critérios de danos

Ao se analisar modificações em processos, deve-se prestar atenção à possibilidade de formação de defeitos internos da peça. Conforme descrito na revisão bibliográfica, sugere-se o emprego desses critérios de forma qualitativa, ou seja, comparando-se as propostas e modificações com o processo atual. Assim, por estarem disponíveis no software, para o trabalho em questão foram selecionados os critérios de Vujovic-Shabaik, permitindo relacionar a configuração do estado de tensões, e Latham & Cockroft, relacionando tensão e deformação acumulativa, calculados em função da temperatura em cada uma das etapas (Vujovic e Shabaik, 1986) (Cockroft e Latham, 1968).

Para o critério de Vujovic-Shabaik, exibido na Figura 3.14, foi considerada a média do máximo valor para as dimensões de 10 mm, 5 mm e 0 mm acima do fechamento especificado em projeto de 300 mm. Essa metodologia foi escolhida, pois no início da conformação, mesmo ainda não havendo valores críticos de tensão, o parâmetro do dano acusaria um valor extremo devido ao conceito matemático do método (tensão equivalente tendendo a zero levaria a um β tendendo a valores altíssimos, conforme equação 2.3).

Nota-se na figura que a possibilidade de danos decorrentes de carregamento triaxial de tração aumenta com o decréscimo da temperatura, sendo o mais crítico a 700°C chegando a serem 46%, 21% e 21% maior em relação à temperatura de 1200°C, para os estágios de recalcar, pré-forjar e forjar final, respectivamente. Já a 800°C esses valores são, respectivamente, 13%, 17% e 11% que o processo a 1200°C, sendo menos críticos que o processo a 700°C, embora um estudo melhorado de geometria seja recomendado para minimizar essa possibilidade de dano.

Ao analisar pelo critério de Latham-Cockroft, apresentado na Figura 3.15, observa-se que não há mudanças ao longo da temperatura e obtém-se 0,08, 0,34 e 0,41, como valores médios para os estágios de recalcar, pré-forjar e final, respectivamente. Assim, pode-se afirmar que, por esse critério, a geometria tende a ser mais influente no dano do que a temperatura envolvida.

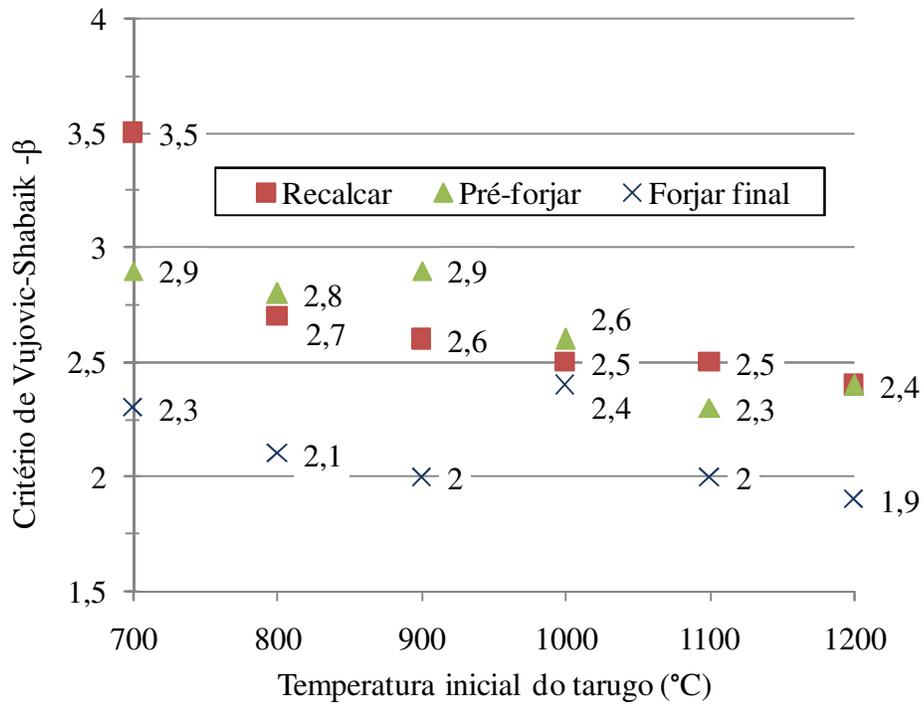


Figura 3.14 – Critério de Vujovic-Shabaik em função da temperatura

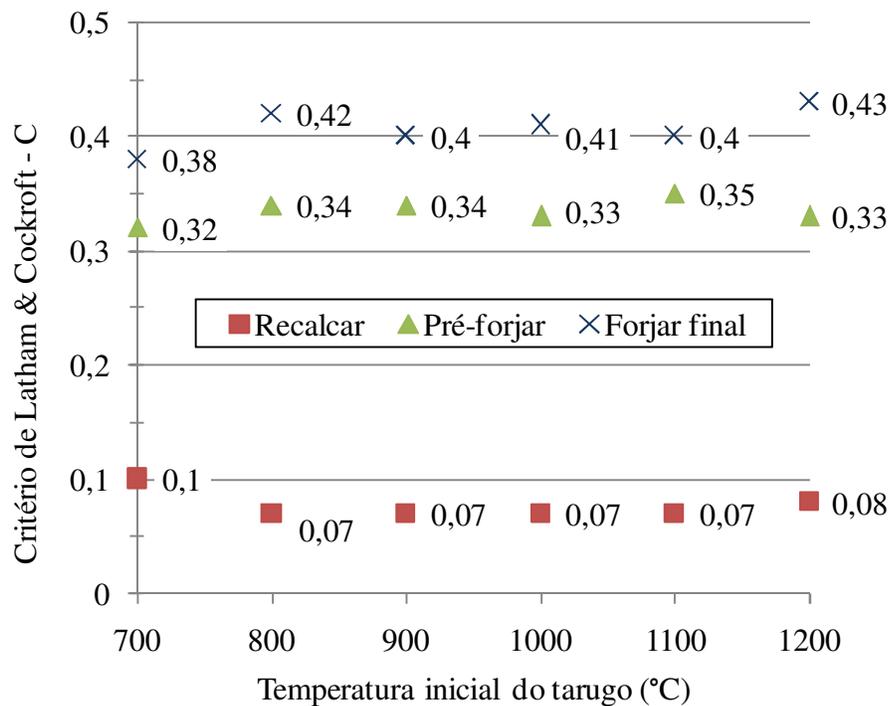


Figura 3.15 – Critério de Latham-Cockroft em função da temperatura

3.5. Temperaturas observadas na simulação

A temperatura em cada região da peça foi obtida para que fosse comparada à medida no ambiente de trabalho. Esses resultados são mostrados na Tabela 3.4 e assim como na medição do

processo os valores das temperaturas foram obtidos após a conclusão da etapa em questão. Na Tabela 3.4 nota-se que o erro máximo chegou a 3% no copo externo e interno. Este valor foi considerado aceitável devido aos diversos fatores que podem influenciar em uma medição em alta temperatura (óxidos na superfície e habilidade do operador).

Tabela 3.4 – Comparação das temperaturas medidas e simuladas

	Base da espiga			Ponta da espiga		
Estágio	Real	Simulada	Erro	Real	Simulada	Erro
Recalcar	1145	1145	0%	1145	1145	0%
Pré-forjar	1073	1076	0%	1073	1076	0%
Forjar final	1095	1074	-2%	1032	1054	2%
	Copo interno			Copo externo		
Estágio	Real	Simulada	Erro	Real	Simulada	Erro
Recalcar	1145	1145	0%	1145	1145	0%
Pré-forjar	1084	1115	3%	1084	1115	3%
Forjar final	1157	1132	-2%	1043	1066	2%

Outra informação importante obtida da simulação é a temperatura mínima em cada estágio, pois permite confirmar se a equação da deformação empregada é pertinente às temperaturas envolvidas no processo e se a deformação seria realizada em um patamar aceitável do ponto de vista do processo.

As Figuras 3.16 e 3.17 exibem, respectivamente, a temperatura no instante final da conformação e a após 2 s de resfriamento devido ao transporte entre etapas para a temperatura inicial do tarugo a 1200°C. As demais temperaturas apresentaram configurações semelhantes variando-se apenas os valores. Observam-se na Figura 3.16 que as regiões de temperatura mais baixa são as que ficam mais tempo em contato com a matriz durante a conformação na etapa.

Observa-se também a temperatura na superfície do copo interno e base da espiga para a etapa de pré-forjar (Figura 3.16c) serem menores que a temperatura das mesmas regiões na etapa final. A justificativa para isso é a mesma apresentada na descrição da Figura 3.4 sobre a porção central da etapa de pré-forjar que na final projeta-se em direção a superfície.

A Figura 3.18 exhibe a temperatura mínima no instante final de conformação em cada estágio (sem a troca térmica com o ambiente decorrente do transporte entre etapas). Nota-se que a temperatura manteve-se acima de 650°C, temperatura mínima na qual o material foi ensaiado em laboratório para a obtenção dos parâmetros de escoamento do material (limite inferior da curva de deformação). A etapa de recalcar foi a que apresentou a menor temperatura devido ser um processo com forjamento aberto em que há maior troca térmica com ambiente.

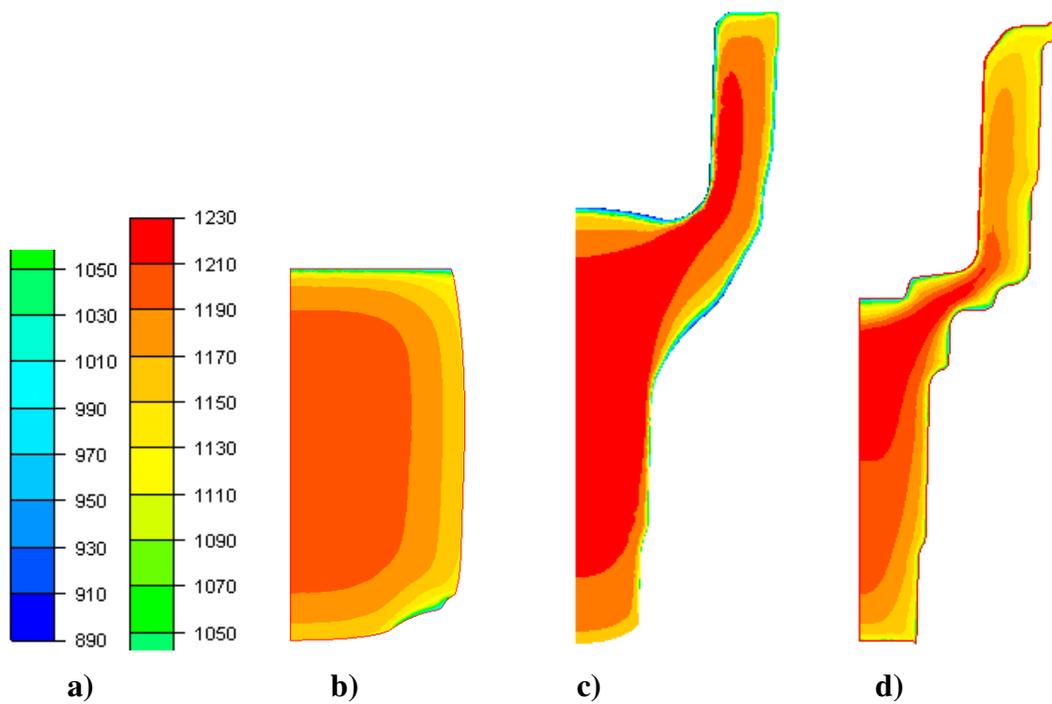


Figura 3.16 – Temperatura no instante final da conformação em cada etapa
a) escala (°C) b) recalar; c) pré-forjar; d) forjar final

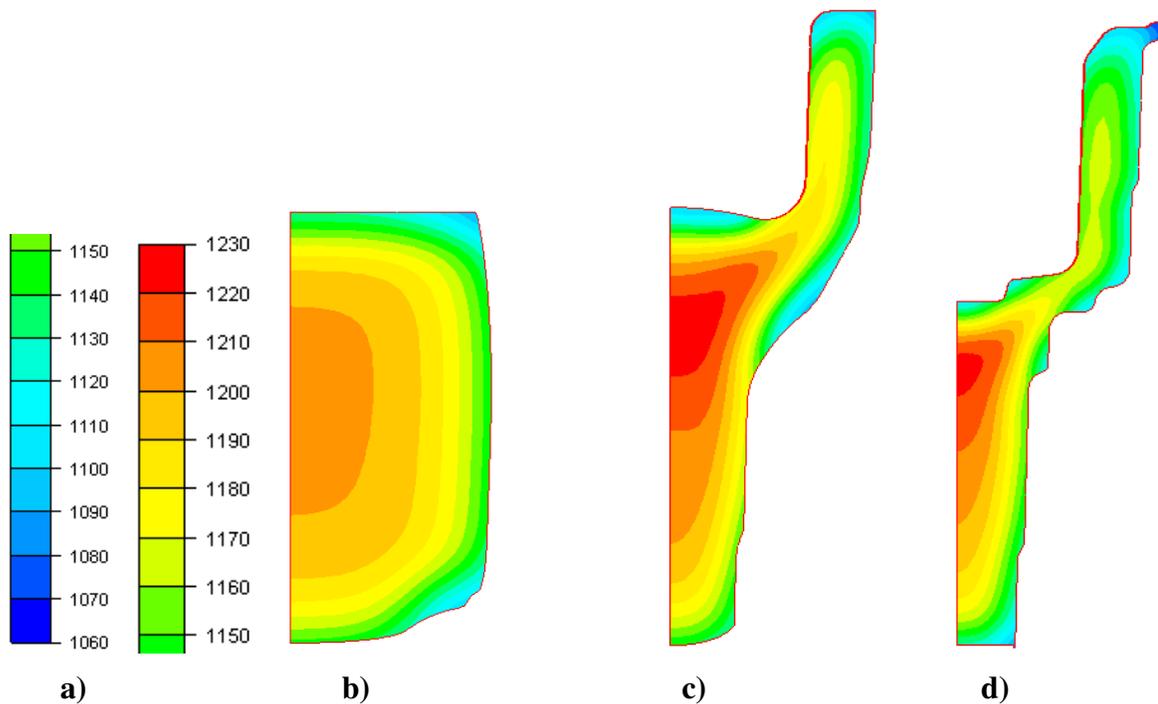


Figura 3.17 – Temperatura após resfriamento de transporte
a) escala (°C) b) recalar; c) pré-forjar; d) forjar final

Segundo Andrews (1965) considerando a composição do material selecionado, a temperatura de transformação $\alpha \leftrightarrow \alpha + \gamma$ em equilíbrio é de 766°C, valor que também pode ser observado no diagrama da Figura 3.19, que foi obtido com o *software Forge* e calculado conforme módulo nele inserido (Transvalor, 2008).

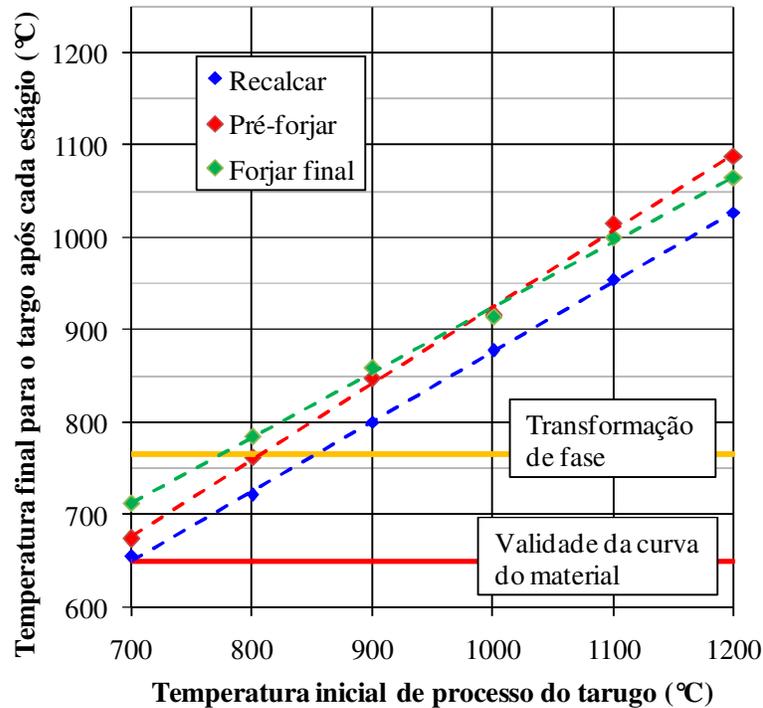


Figura 3.18 – Temperaturas máxima e mínima

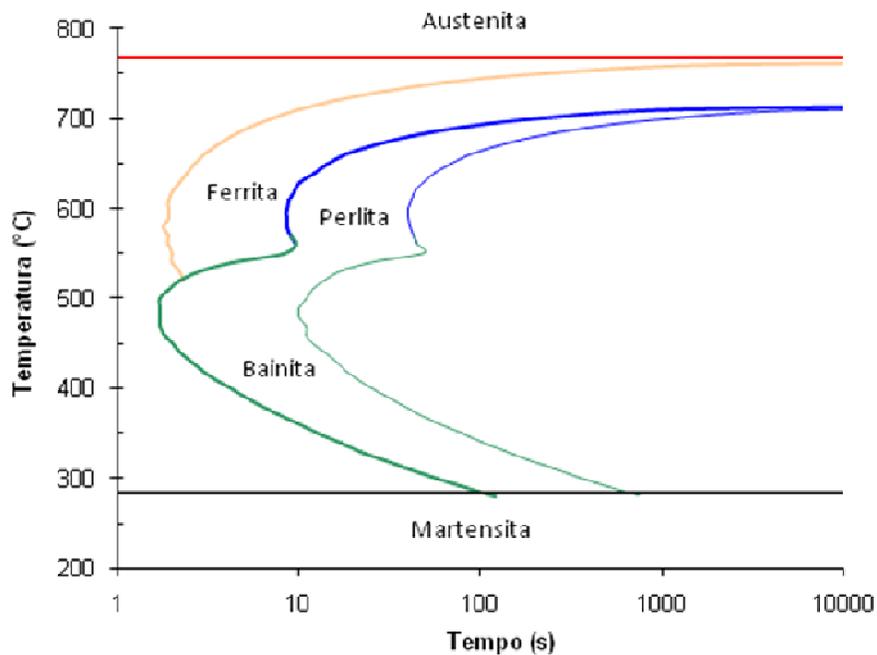


Figura 3.19 – Curvas TTT para o material SAE 1050 MOD

Assim, para um início de processo a 800°C, as temperaturas mínimas permanecem acima do valor de início da transformação, exceto para o estágio de recalcar e pré-forjar. Porém, nessas etapas o tempo de permanência na temperatura é baixo e insuficiente (2 s) para que ocorra o início da transformação de fase, conforme se pode notar no gráfico de tempo-transformação apresentado na Figura 3.19.

No entanto, não é possível ter a mesma conclusão para uma temperatura inicial de tarugo de 700°C, já que a transformação de fase pode-se iniciar ainda durante a deformação. Uma vez que a conformação com duas fases pode ser prejudicial à microestrutura da peça, o emprego da temperatura inicial de 700°C é inviável para o processo de forjamento a morno que se estuda neste trabalho.

3.6. Tensões e desgaste observados nas matrizes

Há diversos critérios para análise de tensões em ferramentas, dependendo do tipo do material a ser analisado. Norton (2000) comenta que aços-ferramentas mesmo que tratados termicamente ainda podem apresentar comportamento dúctil e torna possível considerar o critério de Tresca, que afirma que a falha ocorrerá quando a máxima tensão de cisalhamento na peça exceder a tensão de cisalhamento equivalente de um corpo de prova submetido a tração. A tensão máxima cisalhante é baseada na média entre a máxima e a mínima tensão principal e o valor limite corresponde a metade do limite de escoamento do material dúctil.

Baseando-se nesse conceito, os dados das tensões máximas cisalhantes foram obtidos na região da gravura e são mostrados na Tabela 3.5 e na Figura 3.20. Com base no critério de Tresca, o limite de escoamento por cisalhamento puro é metade do limite de escoamento sob tração, que para o material DIN 1.2344 (H13) equivale a 1650 MPa, obtendo-se portanto, uma tensão cisalhante máxima igual a 825 MPa (MatWeb, 2009) (Norton, 2000).

Outro parâmetro analisado foi a possibilidade de desgaste abrasivo, que está implementado no *software*, e que consiste em determinar um valor acumulativo, calculado conforme a Equação 3.3. Nota-se que não são considerados parâmetros térmicos das matrizes e o valor referente ao desgaste deve ser empregado apenas em uma análise qualitativa uma vez que não se conhece limites aceitáveis para o mesmo. Os valores para o desgaste podem ser observados na Tabela 3.5 e Figura 3.21 (Transvalor, 2008).

$$\int_0^t (\sigma_n \cdot V_t) dt \quad (3.3)$$

Observando-se a Figura 3.20 é possível perceber que somente a 700°C haverá sobrecarga na ferramenta pré-forma inferior, chegando a ser 2,6 vezes maior que a tensão para o processo a 1200°C. Já a 800°C para a mesma ferramenta, mesmo que a tensão encontrada esteja próxima do limite do

material, não há segurança contra sobrecargas, tão comuns em processos de forjamento. Portanto, ao utilizar a temperatura inicial de 800°C, as etapas de conformação devem ser projetadas novamente para minimizar o risco de deformação permanente das matrizes.

Para as ferramentas do estágio final não foram encontradas tensões acima do limite, que apresentam tensão numa relação inversamente linear em função da temperatura.

Tabela 3.5 – Tensões máximas cisalhantes e desgaste abrasivo nas matrizes

Temperatura inicial	Tensão máxima cisalhante (MPa)				Desgaste abrasivo (MPa·mm)			
	Pré-formar		Final		Pré-formar		Final	
	Inferior	Superior	Inferior	Superior	Inferior	Superior	Inferior	Superior
1200	486	341	523	301	5410	7104	1095	2770
1100	495	427	523	387	6927	9080	1417	3568
1000	515	485	523	469	9427	11832	1694	4395
900	576	486	526	474	11414	14823	2098	5410
800	771	628	550	497	14507	18704	2696	6606
700	1253	611	611	593	18330	24074	3378	8344

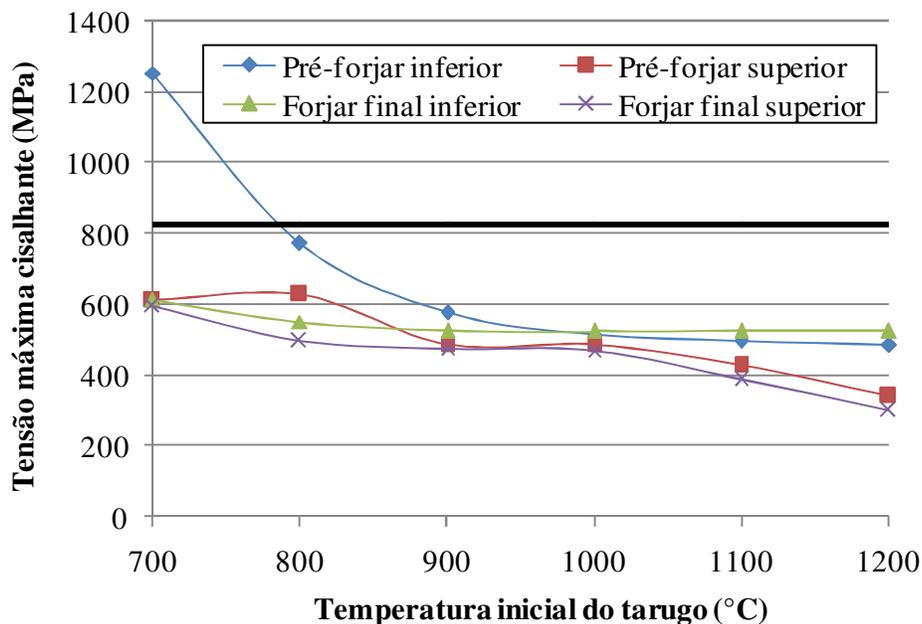


Figura 3.20 – Tensão máxima cisalhante nas matrizes

Ao comparar o desgaste abrasivo em função da temperatura (Figura 3.21), pode-se observar uma relação inversa entre eles. Isso ocorre, pois, ao haver a redução da temperatura, há o aumento do esforço para a conformação e da força normal à superfície da ferramenta. Pela Equação 3.3 (implementada no *software*), observa-se que ao haver aumento da força normal, há o aumento da possibilidade de desgaste abrasivo. Entretanto, tal relação não considera o efeito da perda da dureza pelo aquecimento da ferramenta.

Na Figura 3.22 pode-se observar que o desgaste aumenta conforme aumenta o esforço de prensagem, e que a relação entre ambos é praticamente constante para a faixa de temperatura observada.

A Figura 3.23 exibe a distribuição das tensões máximas cisalhantes nas gravuras das etapas pré-forma e final e a Figura 3.24 mostra o desgaste abrasivo. Tanto tensões como desgaste são equivalentes ao forjamento a 1200°C e semelhantes para as demais temperaturas, com variação apenas na magnitude.

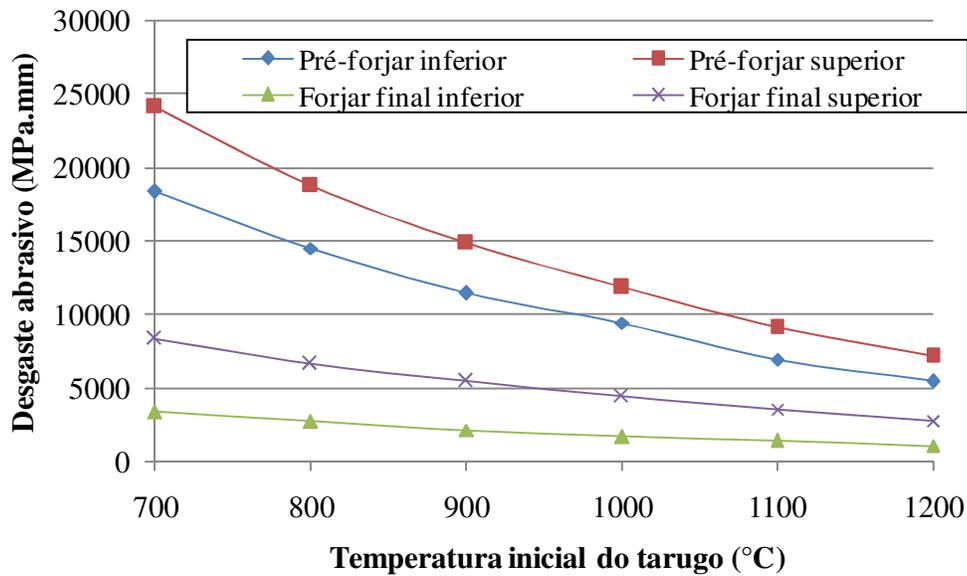


Figura 3.21 – Desgaste abrasivo nas matrizes

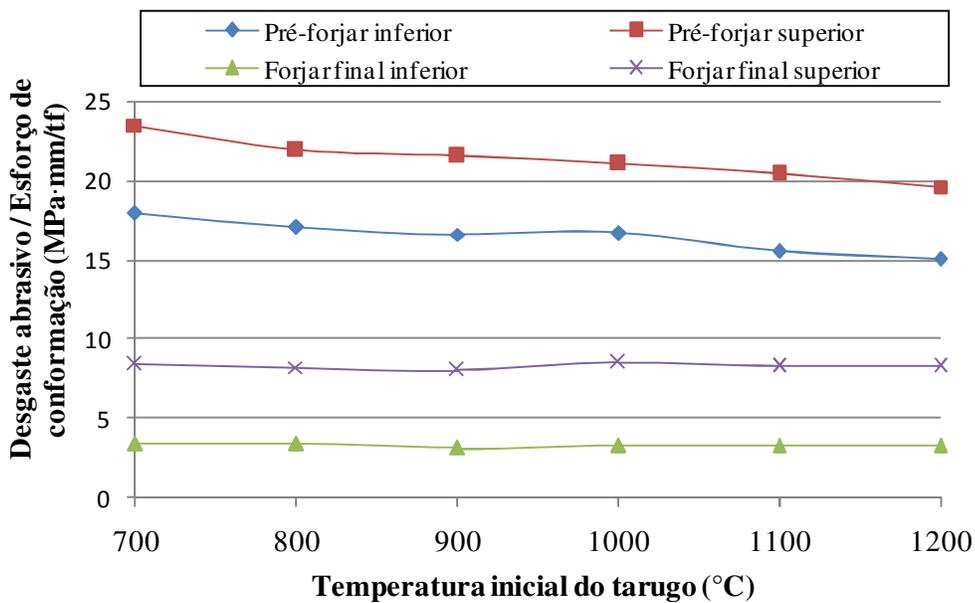


Figura 3.22 – Relação entre desgaste e esforço de conformação

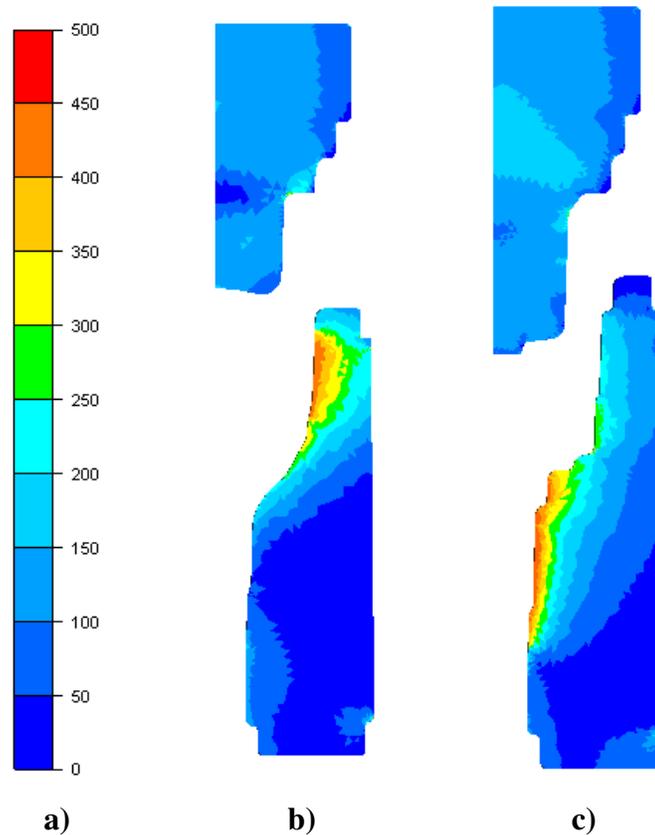


Figura 3.23 – Tensão máxima cisalhante para 1200°C
a) Escala; b) Pré-forma; c) Final

Observa-se na Figura 3.23 que a região mais solicitada para o pré-forjar é o diâmetro externo do copo, na ferramenta inferior, o que ocorre devido a um esforço radial resultante da extrusão da espiga. Para o estágio final ocorre uma tensão cisalhante máxima na região da espiga, devido à calibragem dos raios que ocorre com a aproximação do fechamento final das matrizes na etapa.

Ao analisar o desgaste (Figura 3.24), observa-se que os pontos mais críticos para ambas as etapas se localizam na ferramenta superior, sendo em torno de 7100 MPa.mm para a pré-forma e 2700 MPa.mm para o final, conforme pode ser observado na Tabela 3.5. Isso ocorre devido ao escoamento de material sobre a região (para formar o copo), sendo esse efeito também observado nas matrizes após o forjamento e, na pré-forma há o desgaste no raio de transição para a espiga (~5500 MPa.mm). A relação de desgaste no estágio de pré-forjar é em torno de 2,3 vezes maior que na final e, sendo o desgaste o limitante de vida das matrizes, justifica-se o emprego de dois jogos de ferramenta de pré-forma para cada par de ferramenta final.

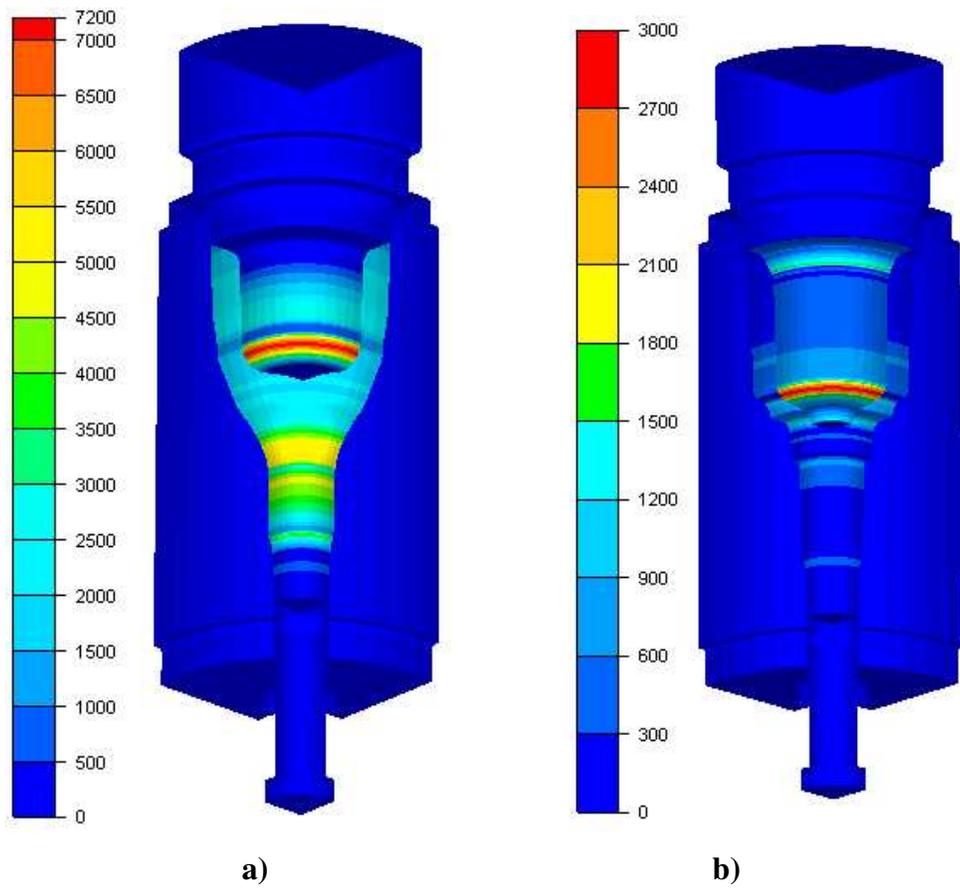


Figura 3.24 – Desgaste abrasivo para 1200°C
a) Pré-forma; b) Final

4 DESENVOLVIMENTO DO PROJETO DO FORJAMENTO A MORNO

Conforme foi visto no capítulo 3, o emprego das geometrias atuais das ferramentas para um forjamento a temperaturas mais baixas (700 e 800°C) leva a condições críticas no processo, como força de prensagem elevada (mesmo abaixo do limite da máquina) e altas tensões na ferramenta (acima do limite suportado pela material). Além disso, a operação de recalcar apresentou uma força para conformação muito menor que os estágios de pré-forjar e forjar final. Com isso, o emprego da geometria atual não é adequado para o forjamento a morno.

Atualmente, monoblocos podem ser produzidos de diversos métodos, buscando-se a economia de materiais e menores esforços nas ferramentas. Dentre as possibilidades, podem ser citadas:

- 3 estágios de forjamento a quente, conforme descrito no capítulo 3;
- 3 estágios de forjamento a frio (extrusão direta, reversa e calibragem final) com recozimento intermediário (Park et al., 2007);
- 4 estágios de forjamento a morno (recalque inicial, extrusão direta, extrusão reversa e calibragem das dimensões) (Iwama e Morimoto, 1997);
- 4 estágios de forjamento a morno (extrusão direta, recalque, extrusão reversa e calibragem das dimensões) (Fujikawa et al., 1992);
- 2 estágios de forjamento a quente (extrusão direta, extrusão reversa) seguido por um estágio de calibragem das dimensões a frio (Mohammad e Sadeghi, 2010).

Assim, houve a motivação de se desenvolver duas sequências diferenciadas de forjamento a morno, mas ainda mantendo três estágios (com o terceiro utilizando gravuras já existentes). Na confecção de cada uma das duas sequências de conformação, alguns cuidados precisaram ser tomados ao se desenvolver as etapas de pré-forjar:

- o volume de um estágio deveria ser pouco maior que o estágio subsequente, para evitar preenchimento precoce e possível sobrecarga de forjamento;
- a necessidade de se adicionar, no primeiro estágio, um ponto de apoio para o tarugo inicial não-conformado, para que quando o operador soltar o tarugo, esse não se posicione inadequadamente durante o fechamento da máquina;

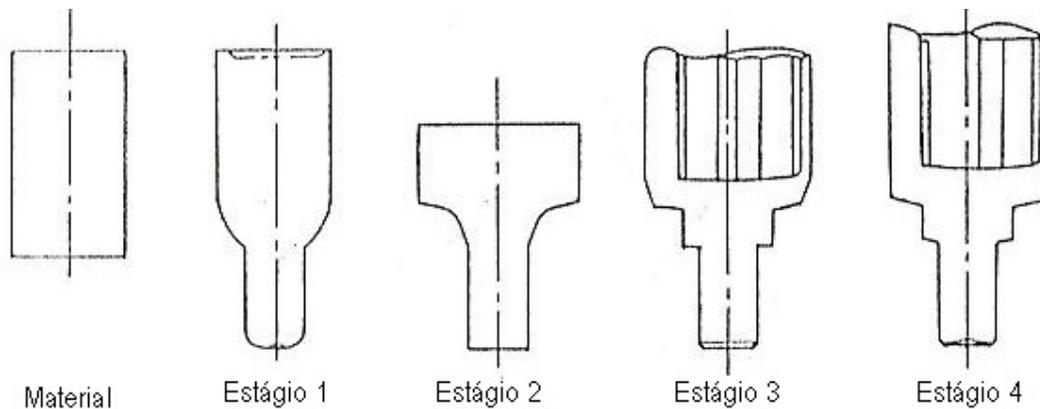
- devido à característica do processo de forjamento com extrusão, a geometria da ferramenta superior da pré-forma permitia a subida de rebarba entre as matrizes inferior e superior. Ao se recorrer a métodos para reduzir-se essa rebarba, buscou-se uma geometria que não fragilizasse as ferramentas;
- o ângulo do cone de transição entre o volume do copo e da espiga deveria ser o que possibilitasse um escoamento eficiente de material para que houvesse melhor preenchimento da espiga e a força para forjamento fosse reduzida.

Para manter a comparação e a validação do projeto proposto, o volume da cavidade foi mantido semelhante para 1200°C e 800°C, ignorando-se o efeito da contração do material. Para o projeto de uma peça e em produção este efeito deve ser considerado.

Foi mantido também, em todos os projetos, o diâmetro do tarugo inicial de 70 mm por ser a matéria-prima mais comum na empresa.

4.1. Proposta A de projeto para forjamento a morno

Fujikawa et al. (1992) exibem uma sequência de forjamento (Figura 4.1), na qual se pode notar que primeiramente forma-se a espiga em duas etapas por meio da extrusão direta e, em seguida, o copo pela extrusão reversa.



**Figura 4.1 – Processo de forjamento a morno de ponta de eixo
(Fujikawa et al., 1992)**

Aliando o projeto da Figura 4.1 à sequência empregada atualmente para a produção de monoblocos, foi proposta uma sequência semelhante - porém com três estágios, como pode ser observado na Figura 4.2.

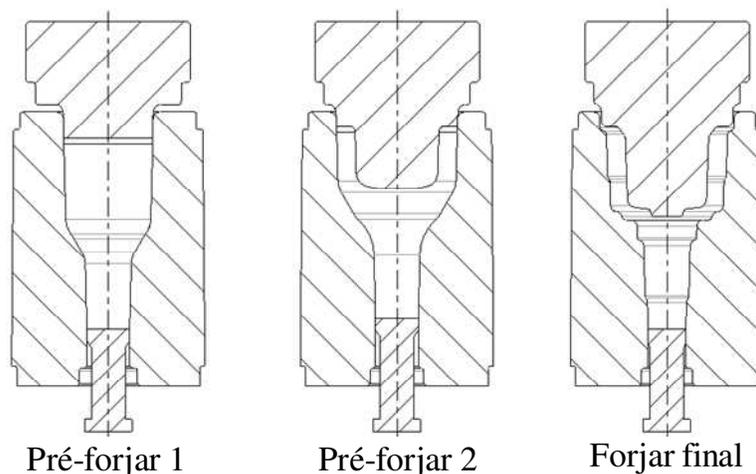


Figura 4.2 – Proposta A para forjamento a morno de monobloco

No projeto A (Figura 4.2) por não se necessitar de um estágio de remoção de oxidações superficiais, devido à temperatura de aquecimento ser de 800°C, a etapa de recalque foi substituída por uma nova, com o intuito de equilibrar os esforços entre a primeira e a segunda operação. Tal etapa recebeu o nome de *pré-forjar 1* e possui uma extrusão direta para formar a espiga. A etapa pré-forma atual passou a ser um segundo estágio de pré-forjar, mantendo as dimensões da operação atual. Assim, os esforços para essa extrusão da espiga recairiam sobre a pré-forma 1, enquanto que a formação do copo seria responsabilidade da pré-forma 2.

Durante o desenvolvimento dessa etapa, Apêndice B, o principal problema a ser eliminado foi a formação de rebarba entre os estampos inferior e superior nas etapas de pré-forjar 1 e 2. Na divisão entre as matrizes o material pode escoar entre elas formando uma rebarba fina e indesejada. Ao dificultar esse escoamento, o alcance do material nessa região poderia ser retardado, reduzindo ou eliminando o problema, uma vez que o preenchimento da cavidade na região seria dificultado. Essa região pode ser vista na Figura 4.3.

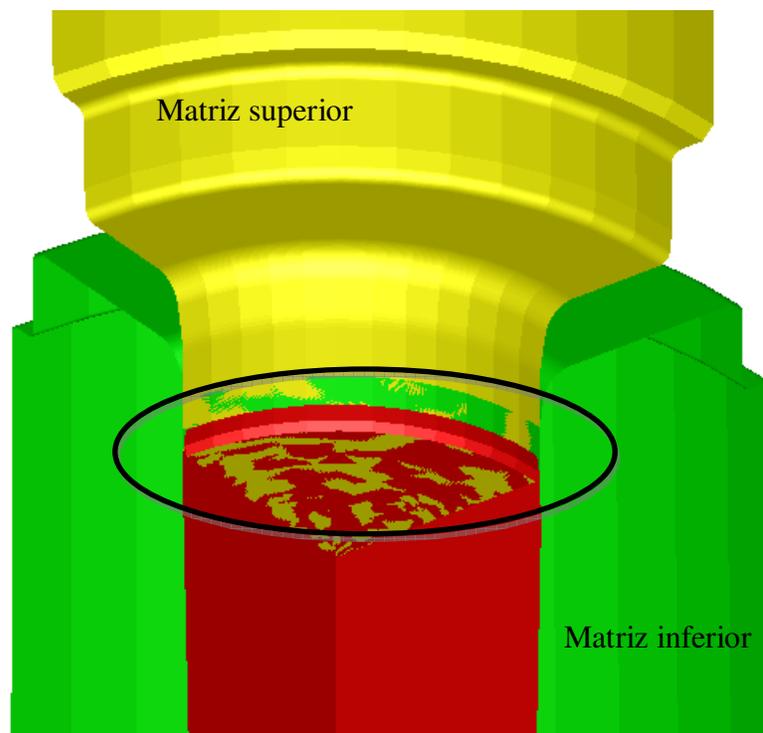


Figura 4.3 – Formação de rebarba entre as matrizes superior e inferior

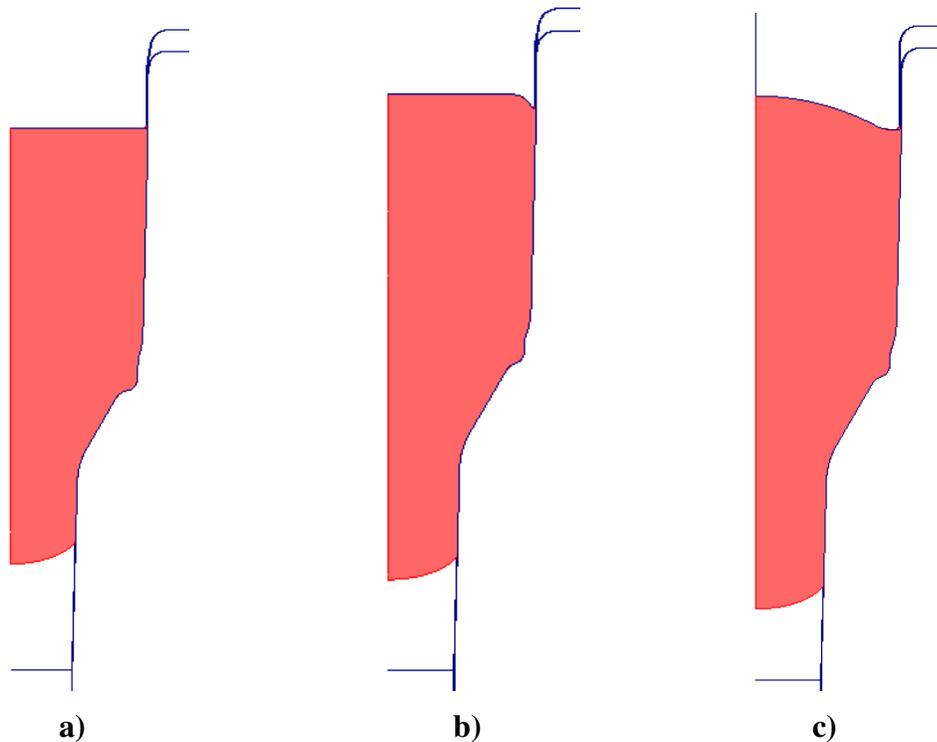
Inicialmente, foi empregada uma ferramenta superior com o topo plano, inspirada pela geometria de uma extrusão tradicional. No entanto, essa geometria fez com que subisse rebarba entre as peças e, ao se forjar a geometria final, essa rebarba se mantinha na peça.

Pôde-se notar ao longo do projeto da pré-forma 1 que uma das soluções para eliminar esse problema era aumentar o diâmetro do copo, fazendo com que o material retardasse em preencher a região. Porém, esse aumento possui um limite, visto que, por acomodar mais material, há uma falha acentuada no preenchimento da espiga, causando uma sobrecarga nas operações posteriores. O melhor diâmetro encontrado a partir dessa solução, exibida na Figura 4.4a (Geometria I), é de $\varnothing 78$ mm, ou seja, 7 mm a mais que o diâmetro do tarugo inicial e 21,6 mm a menos que o diâmetro do copo na pré-forma 2.

Outra possibilidade encontrada foi a de utilizar uma geometria na ferramenta superior com um diâmetro que abrangesse o do tarugo, forçasse o material para a espiga e dificultasse o alcance do material na interface matriz superior/inferior. Tal geometria observada na Figura 4.4b (Geometria II), apresenta o inconveniente de fragilizar a ferramenta superior no ponto alterado. Além disso, esta configuração pode até mesmo causar o travamento das ferramentas durante o processo de conformação, visto que por estar em contato com a peça por mais tempo, a ferramenta superior dilatará mais que a inferior.

Por fim, a terceira possibilidade para reduzir a criação de rebarba entre matrizes seria a utilização de um topo abaulado com extremidades planas na ferramenta superior, como pode ser observado na

Figura 4.4c (Geometria III). A configuração em questão deve ter uma relação adequada para que não se acumule muito material no copo nem falhe a espiga. Uma vantagem dessa possibilidade, comparada com a Geometria II, é o fato de a matriz ser reforçada e a possibilidade de travamento ser menor.



**Figura 4.4 – Configuração da pré-forma 1:
a) Geometria I; b) Geometria II; c) Geometria III**

Para se decidir por qual das três configurações empregar, obtiveram-se alguns dados a partir das simulações (Tabela 4.1). Nota-se que as forças para a conformação em ambas as pré-formas foram semelhantes para todas as versões; no entanto, a Geometria III da pré-forma 1 apresentou um melhor preenchimento da gravura, visto que possuía menor volume de cavidade. Além disso, com essa geometria obteve-se o menor esforço de conformação para a etapa final, uma vez que a espiga estava melhor preenchida nas etapas anteriores.

Tabela 4.1 – Comparativo das configurações de ferramenta superior

Ítem	Etapa	Geometria I	Geometria II	Geometria III
Volume da cavidade (10^3 mm^3)	Pré-forma 1	444,1	437,2	432,3
	Pré-forma 2	442,4		
	Final	408,7		
Força de prensagem (tf)	Pré-forma 1	382	373	383
	Pré-forma 2	290	290	289
	Final	851	903	773
Falha na espiga (mm)	Pré-forma 1	30,5	24,1	19,2
	Pré-forma 2	12	7,8	3,9

Ainda visando definir qual a melhor configuração da ferramenta superior da pré-forma 1, foram realizadas simulações das tensões nas ferramentas, na expectativa de avaliar a melhor condição de projeto. Esses resultados podem ser vistos nas Figuras 4.5 a 4.7 e os valores extremos na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Tensões principais nas versões da proposta A (MPa)

Geometria	Tensão máxima cisalhante	
	Inferior	Superior
I	588	524
II	578	596
III	586	567

Pode-se observar pela Tabela 4.2 que todos os esforços mantêm-se abaixo do limite de escoamento do material para cisalhamento de 825 MPa, conforme apresentado no item 3.6.

Na Figura 4.5 nota-se como ponto mais crítico para a tensão máxima cisalhante, a região do raio externo da ferramenta, que não entrará em contato com o material a ser conformado.

Nota-se na Figura 4.5c que na Geometria II, além do raio externo há também um campo de tensões no raio de fundo da gravura (em contato com a peça) conforme esperado devido à configuração da saliência. Para tal configuração ainda pode haver a deformação da saliência e o travamento das matrizes, o que poderia resultar na ruptura de ambas.

Já para a Geometria III (Figura 4.5d), os valores encontrados foram maiores que a geometria I, mas a III minimiza o efeito da rebarba entre as matrizes, conforme desenvolvimento da proposta. Assim, a III foi a validada como proposta A.

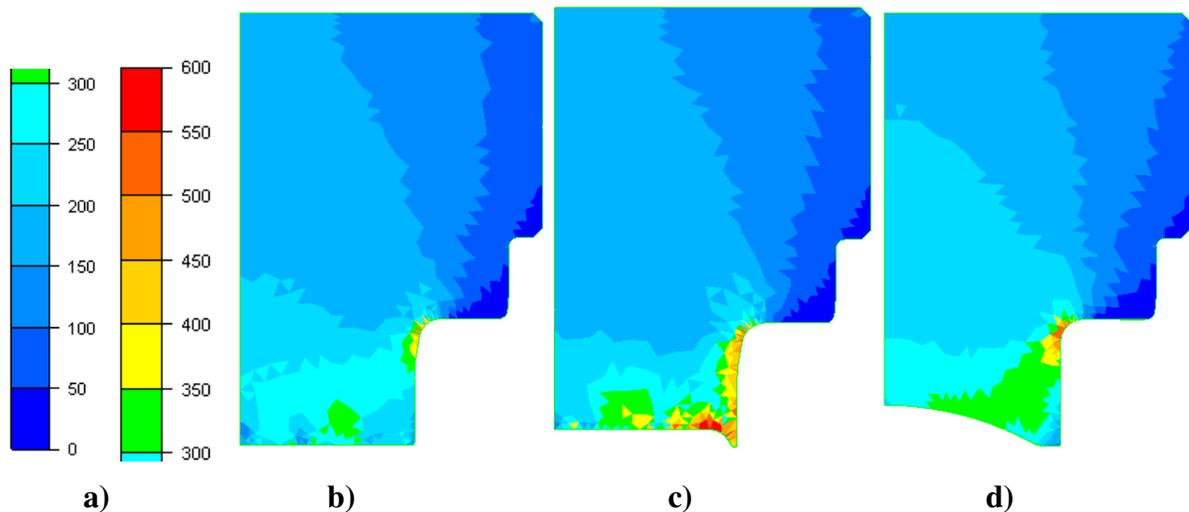


Figura 4.5 – Tensões máximas cisalhantes na geometria I (MPa)

a) escala; b) Geometria I; c) Geometria II; d) Geometria III

4.2. Proposta B de projeto para forjamento a morno

Pelos mesmos motivos apresentados para a proposta A, foi considerado outro projeto de matrizes, no qual também foram criados dois estágios de pré-forjar com diferentes profundidades de extrusão direta da espiga e reversa do copo: o primeiro possuía em torno de um terço e o segundo, dois terços das dimensões finais da peça, conforme pode ser visto na Figura 4.6. Essas modificações também tiveram a finalidade de equilibrar os esforços de conformação, por meio de uma extrusão escalonada de cada uma das extremidades das peças. Porém, por possuir duas extrusões realizadas simultaneamente, a carga de forjamento aumenta. Assim, sempre que se tentava reduzir a carga, falhava-se principalmente a espiga e, com isso, havia um escoamento indesejado de material entre as matrizes inferior e superior da etapa final.

Diversas profundidades de extrusão reversa e direta foram tentadas (como pode ser visto no Apêndice C) e a que demonstrou ser a melhor para o preenchimento da peça segundo a metodologia de projeto, está mostrada na Figura 4.7, além de alguns dados importantes, relacionados na Tabela 4.3.

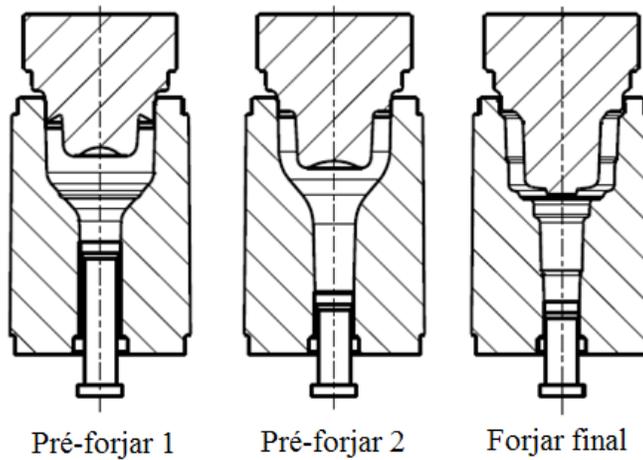
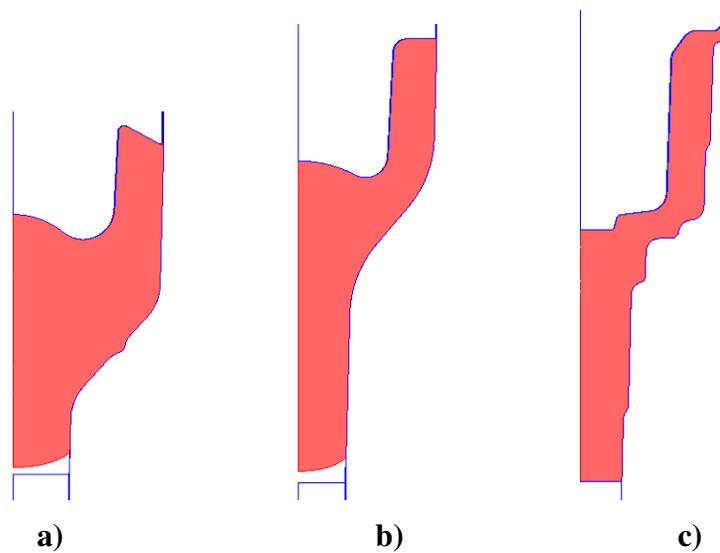


Figura 4.6 – Proposta A para forjamento a morno de monobloco

Tabela 4.3 – Dados importantes da simulação da proposta B

Ítem	Etapa	
Volume da cavidade (10^3 mm^3)	Pré-forma 1	411,1
	Pré-forma 2	415,9
	Final	408,7
Força de prensagem (tf)	Pré-forma 1	589
	Pré-forma 2	741
	Final	839
Falha na espiga (mm)	Pré-forma 1	2,3
	Pré-forma 2	4,1



**Figura 4.7 – Estágios para a sequência B:
a) pré-forjar 1; b) pré-forjar 2; c) forjar final**

4.3. Comparativo das propostas para forjamento a morno

Reunindo-se os esforços de conformação das sequências originais a 1200°C, 800°C e das duas propostas a 800°C, obtém-se a Figura 4.8, na qual se nota, como esperado, o aumento de carga para o mesmo projeto ao se reduzir a temperatura inicial do tarugo de 1200°C para 800°C.

Observa-se também na Figura 4.8 que na primeira etapa para a proposta A o esforço de forjamento foi maior que no primeiro estágio do projeto original. Em contrapartida, conseguiu-se reduzir a carga de forjamento da segunda etapa de 854 tf para 289 tf, ou seja, 66% menor. Para o estágio final, a carga de forjamento também foi reduzida, porém numa taxa menor, em torno de 4%.

Já para o projeto B, os esforços foram equilibrados, porém com uma média maior que a proposta A. Assim, os aumentos ocorridos na primeira etapa não foram compensados pelas reduções na segunda e na etapa final.

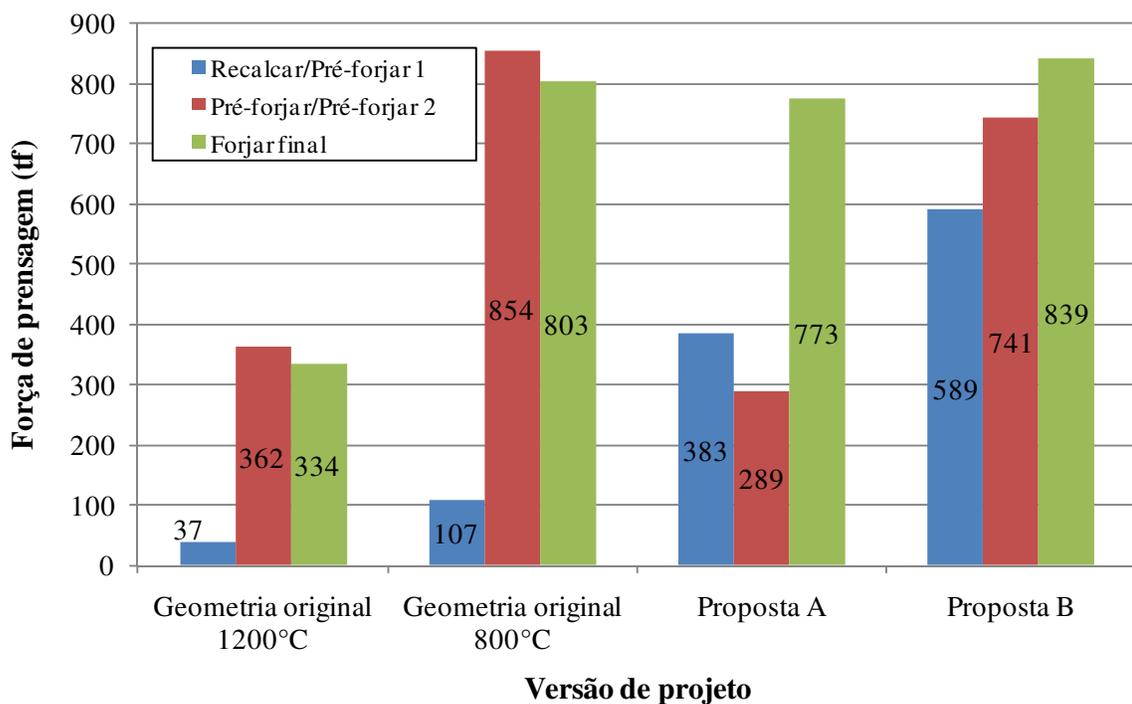


Figura 4.8 – Comparação de esforços de conformação

Com a finalidade de se comparar as deformações equivalentes no último passo de cada estágio, obtiveram-se as Figuras 4.9, 4.10 e 4.11 para os projetos *original a 800°C*, *proposta A* e *proposta B*, respectivamente. Uma vez que a deformação está em função da geometria da ferramenta, o forjamento original a 1200°C apresenta-se semelhante ao a 800°C exibido na Figura 4.9. A Figura 4.12 exhibe a variação de deformação ao longo de cada etapa para os projetos analisados.

Observa-se que, mesmo possuindo a mesma geometria final (4.9d, 4.10d e 4.11d), as etapas de preparação empregadas (recalcar e/ou pré-forjar) influenciam na deformação final. Assim, nota-se

na Figura 4.10d (Proposta A) que o nível de deformação é maior em relação às outras duas etapas finais. Porém, nas Figuras 4.9d (Original) e 4.11d (Proposta B) percebe-se que há um campo maior de deformação e que atinge valores mais altos – cabendo ressaltar que, dependendo da natureza da deformação, podem surgir defeitos se esse gradiente for severo.

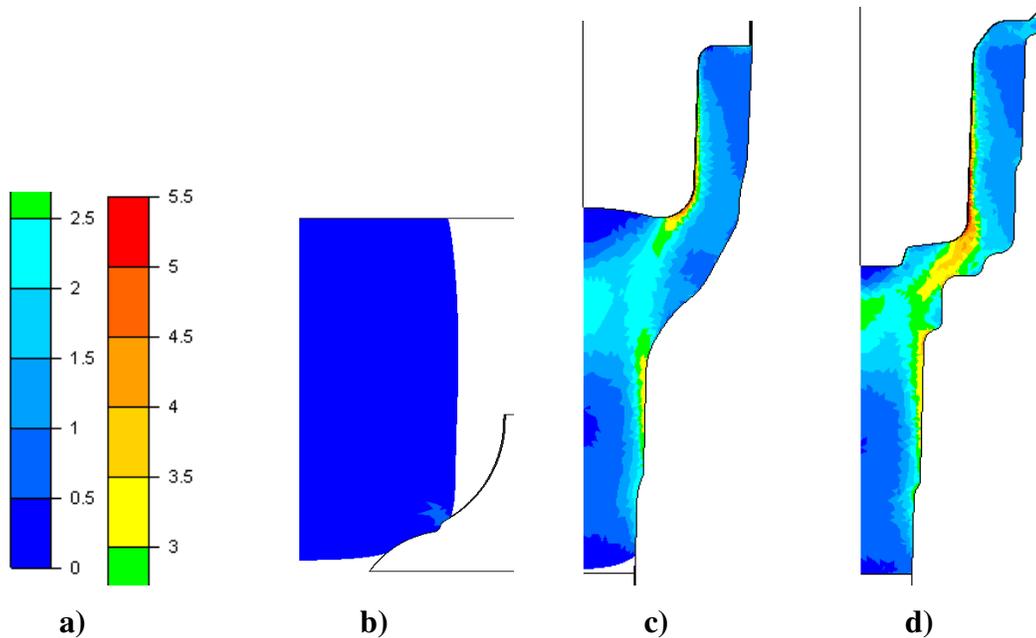


Figura 4.9 – Deformação equivalente para o projeto original a 800°C:

a) escala (adimensional); b) recalcar; c) pré-forjar; d) forjar final

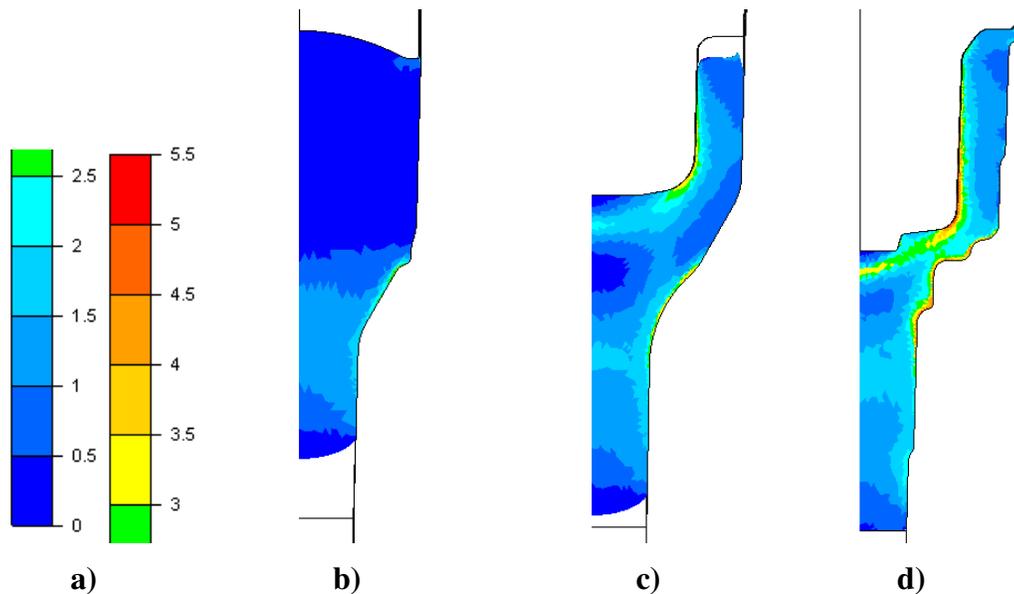


Figura 4.10 – Deformação equivalente para a proposta A:

a) escala (adimensional); b) pré-forjar 1; c) pré-forjar 2; d) forjar final

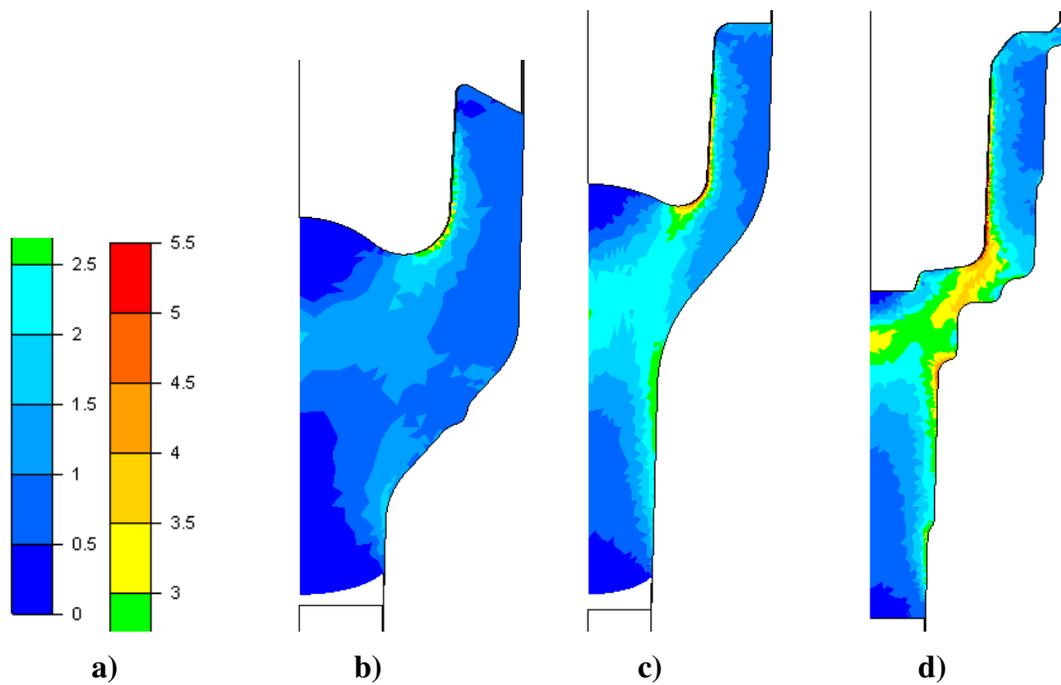


Figura 4.11 – Deformação equivalente para a proposta B:

a) escala (adimensional); b) pré-forjar 1; c) pré-forjar 2; d) forjar final

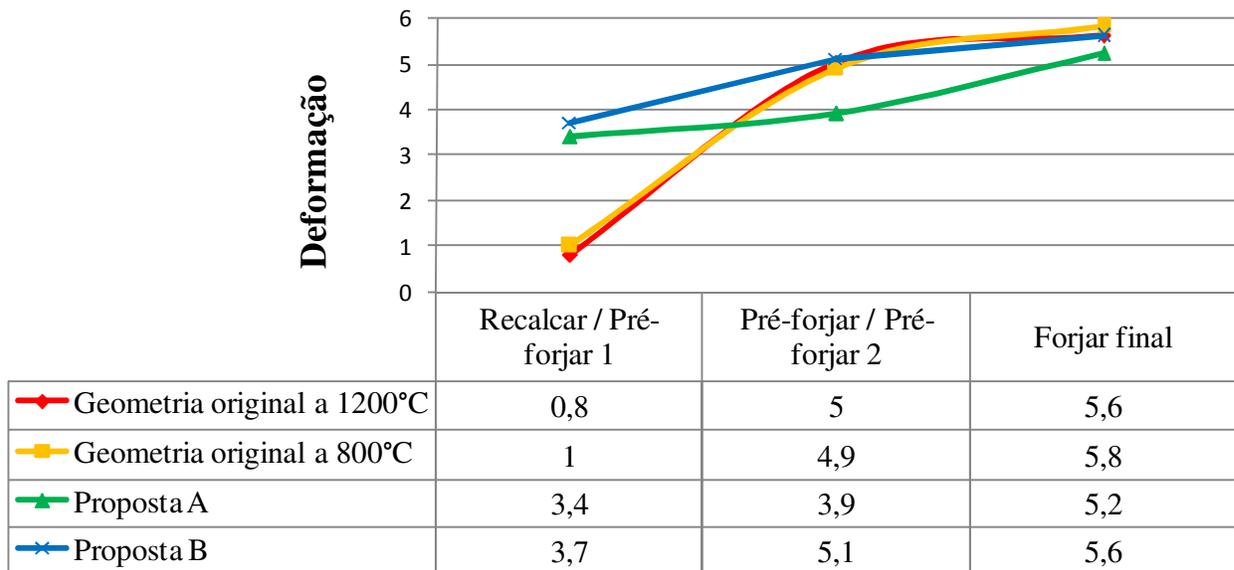


Figura 4.12 – Evolução da deformação final de cada etapa

Além disso, observa-se que nas Figuras 4.9c e 4.11c há um campo de deformação alinhado com a tangência do raio do copo e com o raio de transição da espiga. Enquanto que na Figura 4.9c percebe-se que não há tal configuração. Da mesma forma que descrito anteriormente, essa configuração no campo de deformação equivalente pode levar a micro-trincas e à falha do componente em funcionamento.

Nas Figuras 4.9c e 4.11c podem ser observadas, no fundo do copo, porções de materiais que não foram deformados, ou seja, durante a conformação houve uma quantidade de material que se manteve parada enquanto uma outra porca escoava ao sobre a mesma. Esse tipo de configuração pode causar micro-trincas na interface entre as duas regiões e com isso causar falhas no funcionamento do produto. Na Figura 4.12 nota-se que a proposta A foi a que exibiu menores deformações no produto final; além disso, observa-se que ambas as propostas (A e B) equilibraram as deformações causadas no processo. Porém, não há valores extremos que exibam uma alta probabilidade de defeito, tornando a análise apenas qualitativa.

Outro quesito avaliado foi o critério de dano descrito por Vujovic-Shabaik, comentado no item 2.4 e analisado da mesma maneira que descrito no 3.4 (média dos valores encontrados a 10 mm, 5 mm e 0 mm antes do fechamento projetado, que podem ser observados na Figura 4.13).

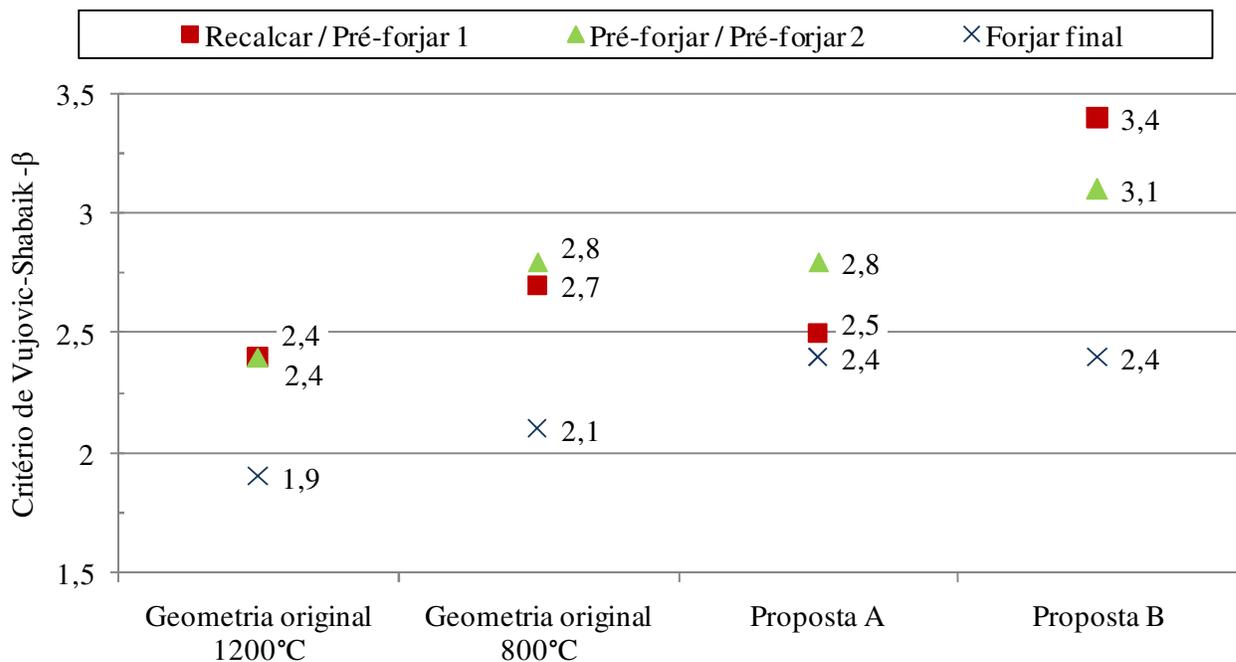


Figura 4.13 – Critério de Vujovic-Shabaik em função do projeto

Nota-se que com a proposta A, pela definição do critério, houve o equilíbrio no estado de tensões, pois há uma redução no β para a 1ª operação (entre as configurações originais e proposta A) e um aumento no valor para a 3ª operação. Ao se comparar com o processo vigente a 1200°C, nota-se que as etapas 1 e 2 de preparação estão com valores em torno de 4% e 17% maiores.

Ao observar a proposta B verifica-se que houve um aumento no valor do critério para os estágios 1 e 2 de 36% e 11%, respectivamente, em relação à proposta A. Ou seja, os níveis de tensão

na deformação da peça são os mais críticos das três configurações de projeto apresentadas, em relação às etapas de preparação.

Para o estágio final, ambas as propostas A e B são semelhantes e equivalem a um aumento de 26% em relação ao processo original.

Considerando o critério de Latham-Cockroft, apresentado na Figura 4.14, verifica-se que a proposta A praticamente iguala-se à configuração do processo original a 1200°C, fazendo com que seja a melhor opção para que o produto seja conformado sem maiores danos. Nesta análise a pior opção é a proposta B, que apresenta valores de 2 a 3 vezes maiores que os observados no processo atual.

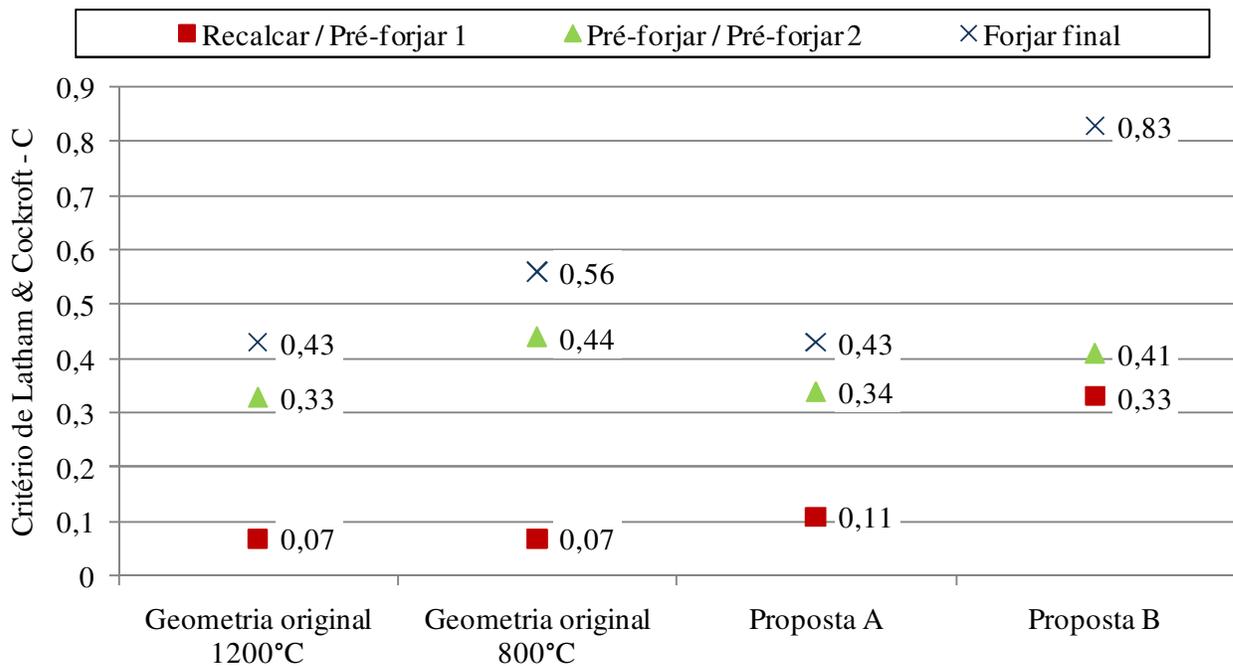


Figura 4.14 – Critério de Latham-Cockroft em função do projeto

Portanto, analisando-se conjuntamente o esforço de prensagem, a deformação equivalente dos estágios e os critérios de danos, optou-se por selecionar a proposta A como a mais adequada para o forjamento a morno de monoblocos.

5 ESTUDO DAS INTER-RELAÇÕES DAS VARIÁVEIS DE PROJETO

Mesmo sendo a melhor opção, a proposta A (selecionada no item 4.3) pode ser melhorada ainda mais se for entendida a inter-relação dos parâmetros geométricos. Por isso, decidiu-se realizar variações nas geometrias das etapas 1 e 2 e avaliarem-se as ferramentas nessas etapas, para que assim fossem traçados mapas de processo que auxiliassem no projeto de futuras peças.

Para cada item analisado buscou-se parâmetros que melhor se adequassem à Equação 5.1. Esta equação é característica para um ajuste não-linear, sendo a saída representada por Z, as duas variáveis de entrada por X e Y e os coeficientes de ajuste como Z_0 , a_1 , a_2 , a_3 , a_4 e a_5 . Com isso, é possível estabelecer uma relação de até segunda ordem para cada parâmetro e uma inter-relação dos mesmos. Como indicador do ajuste emprega-se o coeficiente R^2 que, quanto mais próximo de 1, indica menor diferença entre os valores observados e os obtidos empregando a equação.

$$Z = z_0 + a_1 \cdot X + a_2 \cdot Y + a_3 \cdot X^2 + a_4 \cdot Y^2 + a_5 \cdot X \cdot Y \quad (5.1)$$

Essa equação e seus parâmetros para cada saída podem ser implementados em *softwares* de projeto que permitam uma melhor configuração de geometria e demais parâmetros em função de condições de contorno desejadas, sendo, portanto, útil para o desenvolvimento de novos monoblocos.

5.1. Mapa de processo para a geometria da pré-forma 1

Com a intenção de avaliar a influência dos parâmetros de geometria da pré-forma 1 na força de prensagem, principalmente, foi planejado e executado um delineamento de experimentos simulados numericamente, variando os parâmetros assinalados na Figura 5.1 e Tabela 5.1. As dimensões fixas exibidas na Figura 5.1 foram definidas a partir de um estudo de geometria que mais se aproximava da média de diversos monoblocos produzidos por uma empresa metalúrgica do Estado de São Paulo. Os valores mínimos e máximos dos parâmetros estudados foram definidos a partir da variação das geometrias dos mesmos monoblocos produzidos.

Os parâmetros exibidos na Tabela 5.2 foram considerados constantes. O comprimento do material foi considerado variável para que fosse formada uma espiga no comprimento de 170 mm,

conforme exibido na Figura 5.1, tendo sido necessário uma vez que, ao alterar parâmetros geométricos, alterar-se-ia o volume da cavidade. Assim, a formação da espiga seria comprometida e o esforço necessário para isso sofreria uma influência indesejada dessa acomodação de material. As demais configurações para as simulações são as mesmas empregadas no item 3.2.

A partir dos resultados (que podem ser visualizados no Apêndice D em um total de 33 sequências de simulações), realizou-se a análise da importância dos parâmetros inserindo-se manualmente os resultados no *software* estatístico *Minitab*®, desenvolvido pela empresa de mesmo nome. Em uma análise desse tipo, o *software* solicita qual o nível de significância necessária na análise para indicar qual a confiança em afirmar a importância de um parâmetro. Este nível é indicado pela letra α e em todas as análises foi empregado o valor de 0,05. Baseado neste valor é traçada uma linha de corte que indica o valor mínimo de significância de um parâmetro para que seja seguro afirmar a importância do mesmo.

No gráfico da Figura 5.2 observa-se que os parâmetros de maior influência na força de prensagem são os diâmetros do copo (E) e da espiga (D), sendo o primeiro muito mais influente (cerca de 2,7 vezes), e que os demais parâmetros influenciam bem menos na força.

Tabela 5.1 – Parâmetros variáveis para o estudo de geometria da pré-forma 1

Parâmetro	Descrição	Dimensões (mm)		
		Nominal	Mínimo	Máximo
A	Raio de transição	40	30	50
B	Ângulo de transição	50	40	60
C	Comprimento do copo	54	50	58
D	Diâmetro da espiga	35	32	38
E	Diâmetro do copo	88	82	94

Tabela 5.2 – Parâmetros constantes para o estudo da pré-forma 1

Parâmetro	Consideração
Temperatura inicial do tarugo	800°C
Temperatura das ferramentas	100°C
Diâmetro do tarugo	70 mm

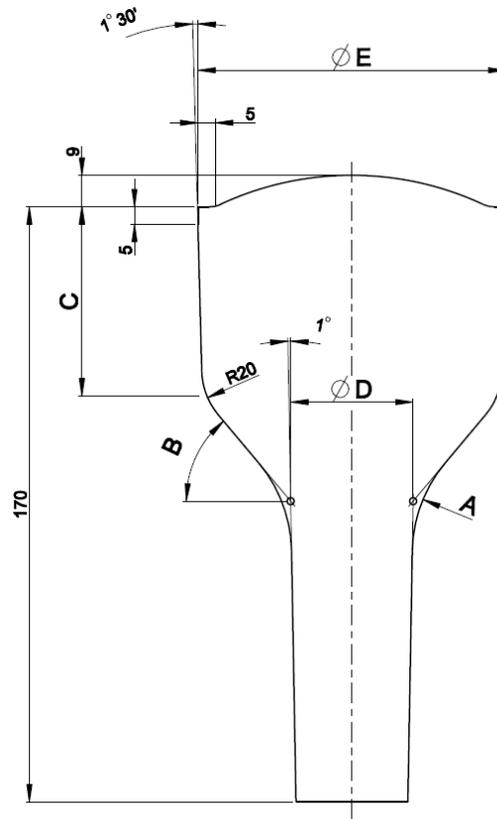


Figura 5.1 – Configuração e dimensões da pré-forma 1

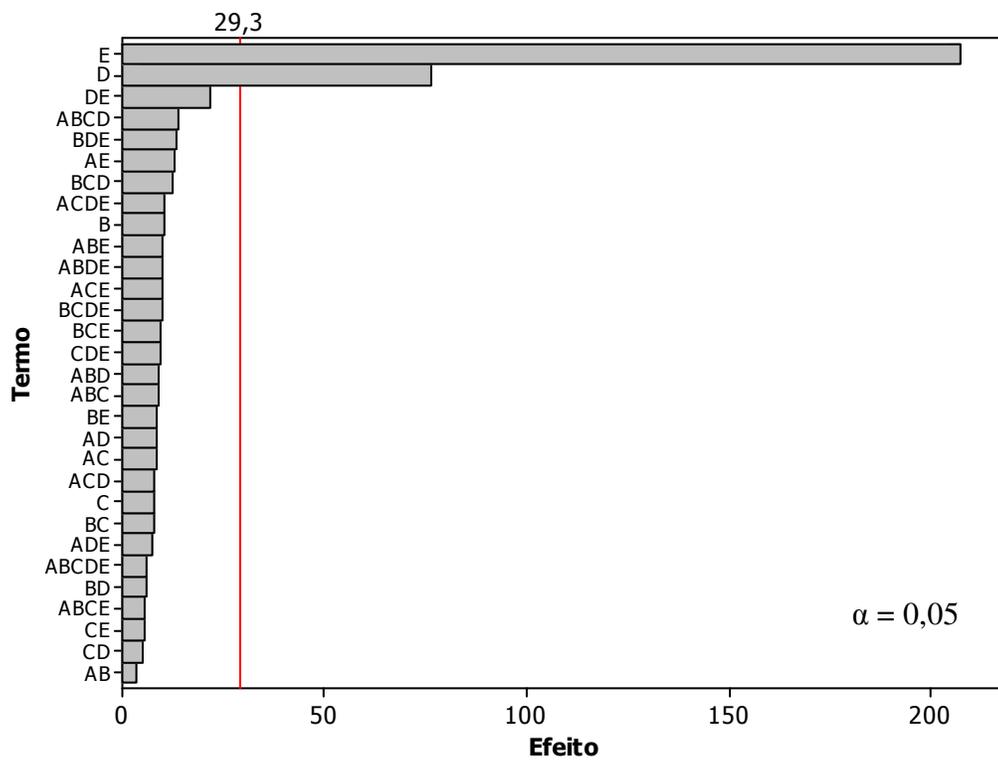


Figura 5.2 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da força de prensagem

Sabendo-se, portanto, que os dois parâmetros geométricos de maior influência no esforço de prensagem são os diâmetros do copo e da espiga, decidiu-se realizar o mapa de processo visando:

- diminuir o esforço de prensagem;
- minimizar os efeitos de dano;
- não permitir a formação de rebarba entre matrizes;
- e minimizar a possibilidade do desgaste.

Essas simulações foram realizadas da mesma forma que aquela para determinar os parâmetros influentes. No entanto, os parâmetros A, B e C foram mantidos nos valores nominais (exibidos na Tabela 5.1) e, definidos quatro pontos para cada um dos fatores D e E, com as dimensões observadas na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Dimensões para o mapa de processo

Parâmetro	Descrição	Dimensões			
D	Diâmetro da espiga	32	34	36	38
E	Diâmetro do copo	82	86	90	94

Os resultados de 17 sequências de simulações, Apêndice D, seguem exibidos na forma de gráfico de contorno nas Figuras 5.3 para a força de conformação e 5.4 para o desgaste abrasivo.

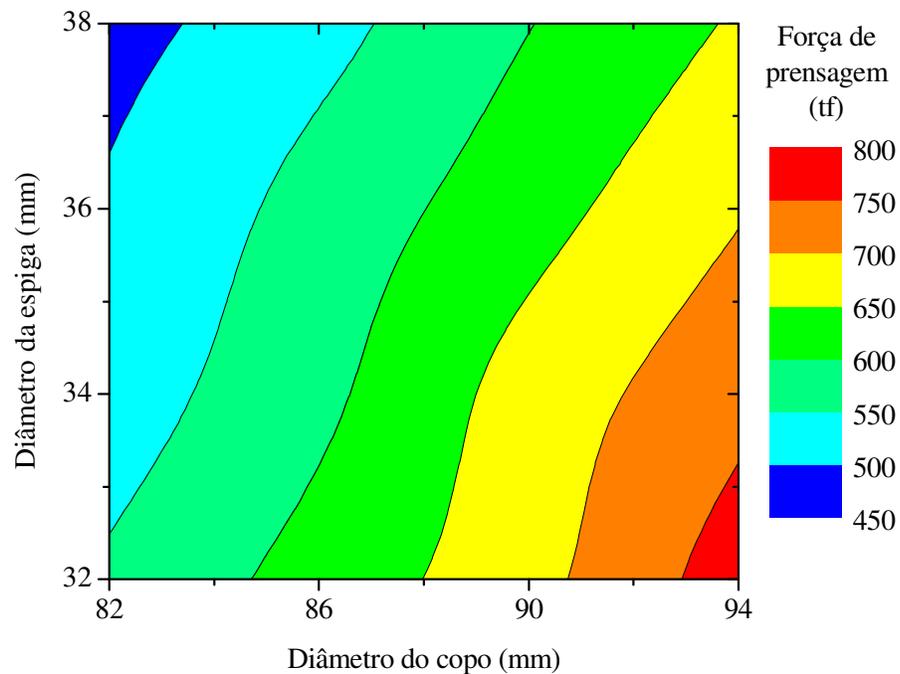


Figura 5.3 – Força de conformação em função dos diâmetros do copo e espiga

Observa-se na Figura 5.3 que ao aumentar-se o diâmetro do copo (E) aumenta-se o esforço de conformação, visto haver um volume maior no copo e uma grande massa a ser deslocada para

formar a espiga. Em contrapartida, ao aumentar-se o diâmetro da espiga (D), o escoamento do material é facilitado, minimizando a carga. Nota-se que pela inclinação das curvas, o diâmetro do copo (E) possui uma maior influência no esforço que o da espiga.

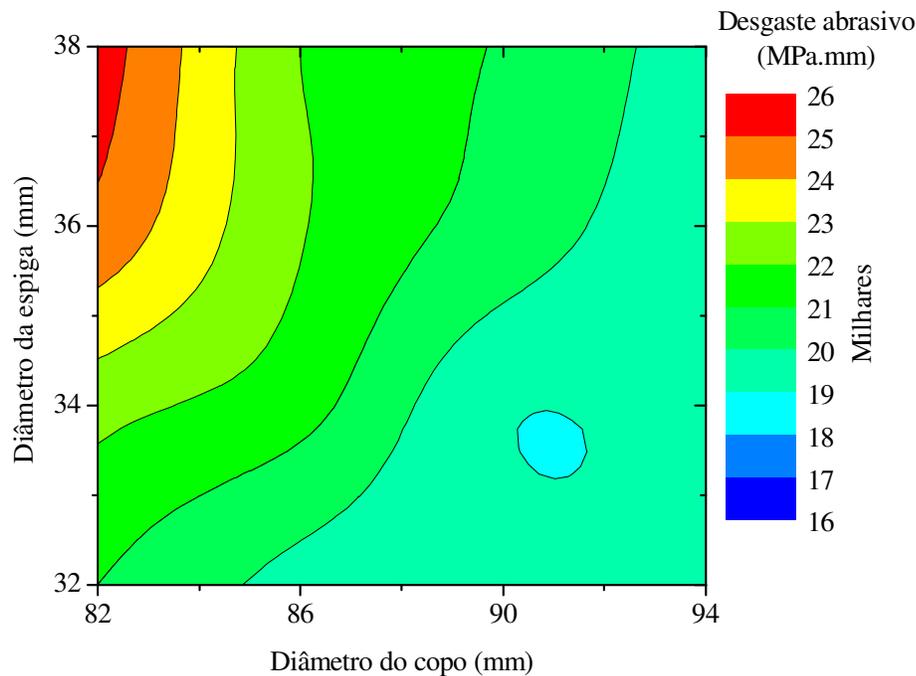


Figura 5.4 – Possibilidade de desgaste abrasivo em função dos diâmetros do copo e espiga

Por fim, ao analisar-se a Figura 5.4, conclui-se que pela característica do modelo implementado no *software* e exibido na Equação 3.3, a facilidade com que o material escoava provoca uma maior possibilidade de desgaste devido à velocidade maior na interface. Assim, menores esforços para conformação levam a maiores desgastes abrasivos.

Os critérios de dano, também indicados no Apêndice D, não exibiram uma regularidade no mapa em função das dimensões do copo e espiga (como podem ser observados na Figura 5.5 e 5.6 para Vujovic-Shabaik e Latham-Cockroft, respectivamente). A não-regularidade pode ser explicada por não haver uma variação significativa nos parâmetros selecionados, para que ocorram danos realmente críticos na peça. Para ambos os critérios, a região mais crítica foi a ponta da espiga, conforme pode ser observado na Figura 5.7. Esta característica é devido a região ser submetida predominantemente a tração na superfície devido ao escoamento do material.

Assim, baseando-se nos resultados das simulações numéricas (Apêndice D), calculou-se a média e o desvio padrão do valor mais crítico de cada um dos critérios de dano. Para o critério de Vujovic-Shabaik obteve-se uma média de 2,7 e um desvio padrão de 0,2. O valor médio está próximo do observado na análise do projeto apresentado no item 4.3 (Figura 4.14) e o desvio padrão representa

que 68% dos valores observados estarão entre 2,5 e 2,9. Este valor não representa uma variação significativa no critério, uma vez que o mesmo não é sensível o suficiente para diferenciar esta variação. Já para o critério de Latham-Cockroft observou-se uma média de 0,11 e um desvio padrão de 0,02, que da mesma forma que o de Vujovic-Shabaik, apresentou um valor médio semelhante a análise do projeto comentado no item 4.3 (Figura 4.15). O desvio padrão também não indicou uma variação significativa uma vez que este critério também não é sensível o suficiente para esta variação.

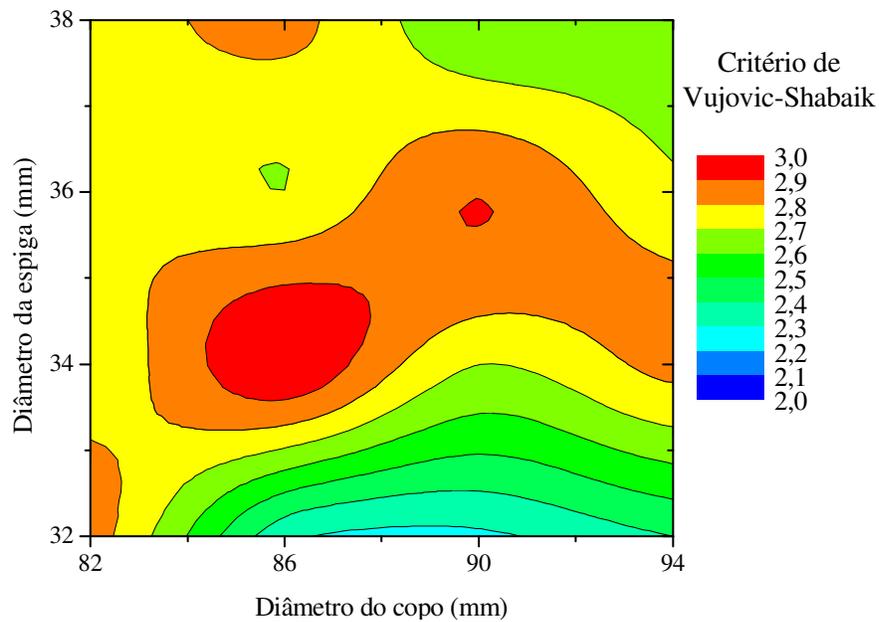


Figura 5.5 – Critério de Vujovic-Shabaik em função dos diâmetros do copo e espiga

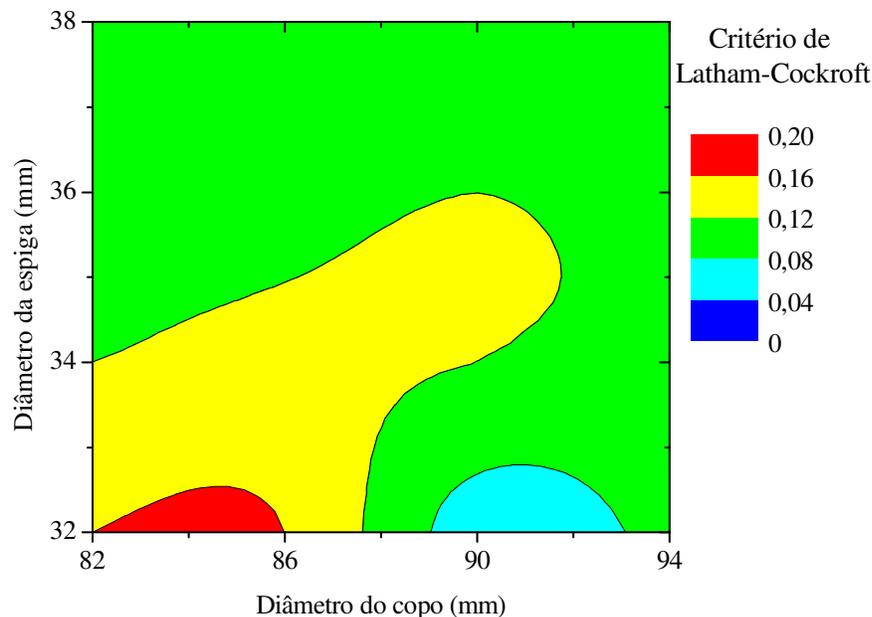


Figura 5.6 – Critério de Latham-Cockroft em função dos diâmetros do copo e espiga

De acordo com os resultados obtidos das simulações exibidas no apêndice D, os parâmetros de ajuste da Equação 5.1 seguem exibidos nas Tabela 5.4 - sendo que as variáveis X e Y são o diâmetro do copo (E) e diâmetro da espiga (D), respectivamente. Esses parâmetros foram calculados pelo *software* Minitab a partir dos resultados inseridos manualmente no mesmo. Dada a característica irregular dos critérios de danos, não foram obtidos parâmetros de regressão para esses resultados.

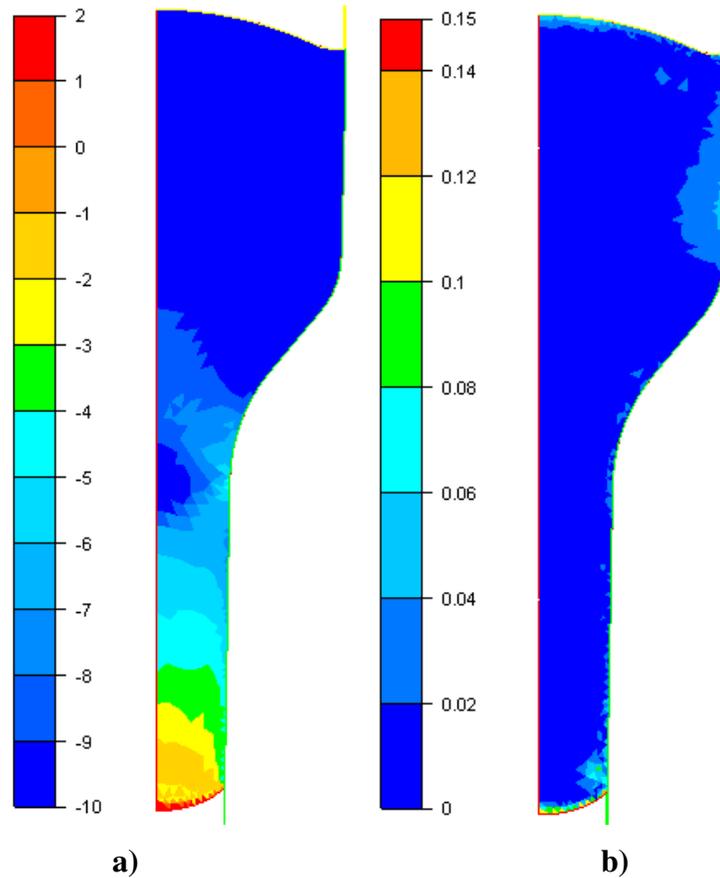


Figura 5.7 – Localização dos danos máximos:

a) Critério de Vujovic-Shabaik; b) Critério de Latham-Cockroft

Tabela 5.4 – Coeficientes para o ajuste da força e desgaste

Coefficiente	Força	Desgaste
z_0	-1.139,6	550,5
a_1	9,0	-2.280,9
a_2	51,3	7.354,4
a_3	0,2	22,1
a_4	-0,2	-29,6
a_5	-0,6	-55,5
R^2	1,00	0,95

5.2. Mapa de processo para a geometria da pré-forma 2

A mesma avaliação realizada para os parâmetros da pré-forma 1 foi realizada com o estágio de pré-forjar 2. Para isso, observou-se o esforço para conformação em função dos parâmetros de geometria, conforme exibidos na Figura 5.8 e Tabela 5.5. Novamente, essas dimensões foram definidas a partir das geometrias que mais se aproximavam da média de diversos monoblocos produzidos por uma empresa metalúrgica do Estado de São Paulo.

Tabela 5.5 – Parâmetros variáveis para o estudo de geometria da pré-forma 2

Parâmetro	Descrição	Dimensões (mm)		
		Nominal	Mínimo	Máximo
A	Raio de transição	12	8	16
B	Ângulo de transição	10	5	15
C	Comprimento do copo externo	50	45	55
D	Diâmetro do copo interno	73	70	76
E	Diâmetro do copo externo	103	100	106

Pode-se observar na Tabela 5.5 que as dimensões D e E apresentaram uma variação de apenas 8,5% e 6%, respectivamente, pois nas condições de D máximo e E mínimo há uma diferença nos raios de 13,5 mm para que o material escoe e qualquer dimensão menor que essa seria uma redução severa e impediria a extrusão reversa.

A geometria inicial para a etapa foi o resultado da pré-forma 1 com as dimensões nominais exibidas na Figura 5.1 e Tabela 5.1. A região do copo externo foi aberta para permitir o máximo de expansão da extrusão reversa para que, em uma eventual restrição, não houvesse sobrecarga de forjamento. Os parâmetros de atrito e temperatura da ferramenta foram os mesmos que os empregados para a pré-forma 1, e as simulações foram executadas conforme preparações já definidas e com os tempos de troca térmica do tarugo definidos na Figura 3.6, para analisar-se o esforço de prensagem.

A partir dos resultados de 33 conjuntos de simulações, exibidos no Apêndice E, empregou-se o *software Minitab* para analisar os parâmetros de maior influência. De acordo com o gráfico exibido na Figura 5.9, novamente os parâmetros de maior influência no esforço de prensagem são os diâmetros do copo interno (D) e externo (E), sendo o primeiro 1,6 vezes mais influente. O raio de transição (A) e comprimento do copo externo (C) também foram relevantes, porém entre 6 a 10 vezes menores que os parâmetros D e E, de modo que não foram considerados para a elaboração do mapa de processo.

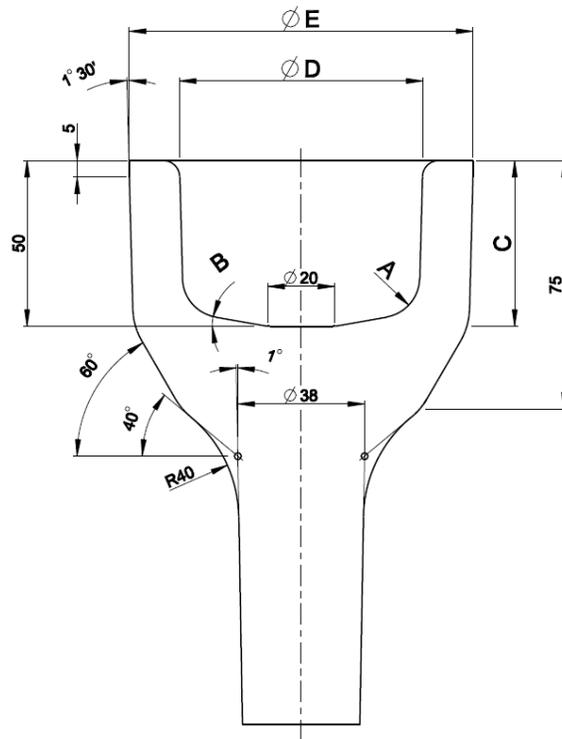


Figura 5.8 – Configuração e dimensões da pré-forma 2

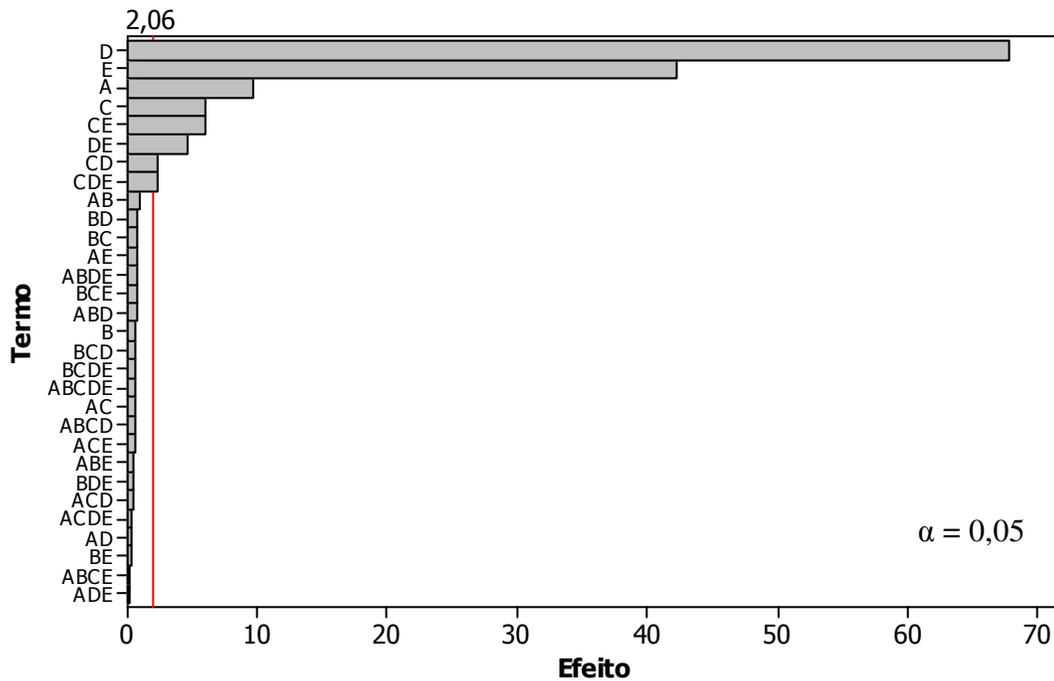


Figura 5.9 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função do esforço de prensagem

Novamente, de maneira semelhante à pré-forma 1, decidiu-se empregar os dois parâmetros geométricos de maior influência no esforço de prensagem para traçar o mapa de projeto visando os

mesmos objetivos já apresentados no item 5.1, tendo sido avaliados, além deles, a variação do comprimento da espiga e da formação do copo.

Para essas simulações mantiveram-se os parâmetros A, B e C como nominais e variaram-se D e E conforme as dimensões exibidas na Tabela 5.6.

Tabela 5.6 – Dimensões para o mapa de processo

Parâmetro	Descrição	Dimensões			
D	Diâmetro do copo interno	70	72	74	76
E	Diâmetro do copo externo	100	102	104	106

Os resultados dessas 17 sequências de simulações, Apêndice E, são mostrados na forma de gráfico de contorno nas Figuras 5.10 para o esforço de conformação, 5.11 para o parâmetro de Vujovic-Shabaik, 5.12 para o critério de Latham-Cockroft, 5.13 para a variação da espiga, 5.14 para a variação do copo e 5.15 para o desgaste abrasivo.

O resultado do esforço de conformação confirma que a situação de menor solicitação é a de diâmetro externo máximo e diâmetro interno mínimo. Isso ocorre devido à diferença entre os raios dos copos interno e externo serem mandatórios na restrição de escoamento do material e consequentemente na carga de forjamento.

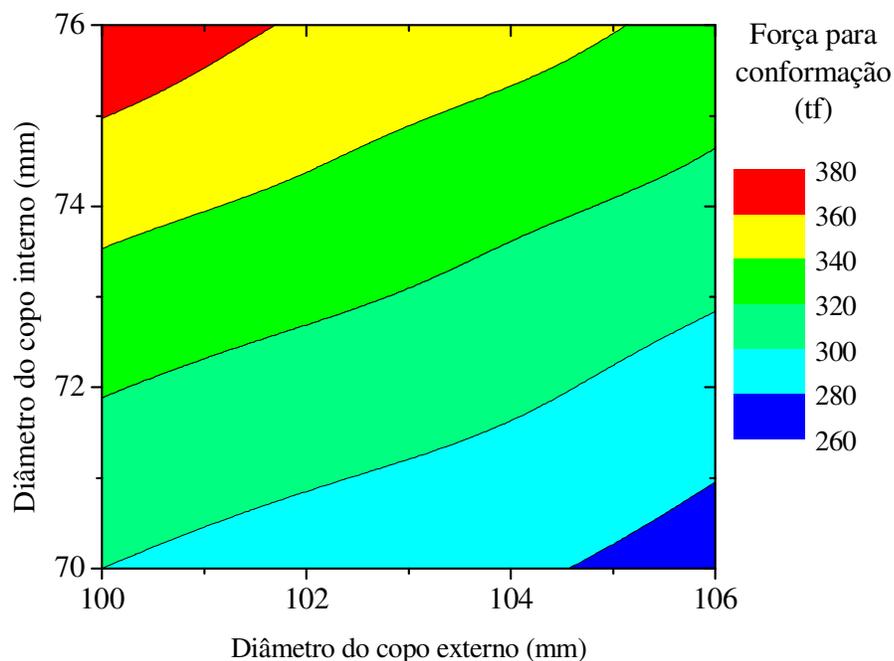


Figura 5.10 – Força de conformação em função dos diâmetros dos copos interno e externo

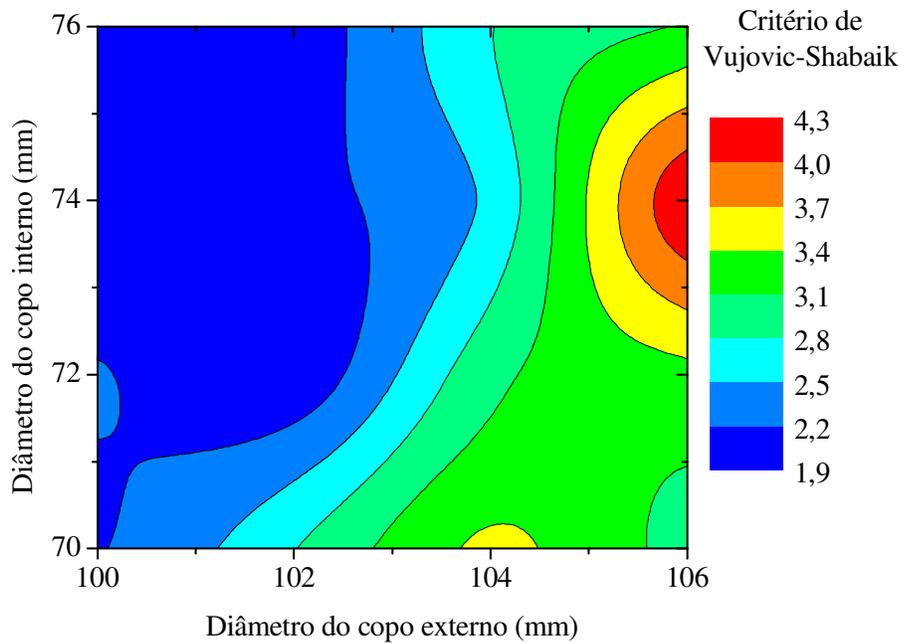


Figura 5.11 – Critério de Vujovic-Shabaik em função dos diâmetros dos copos interno e externo

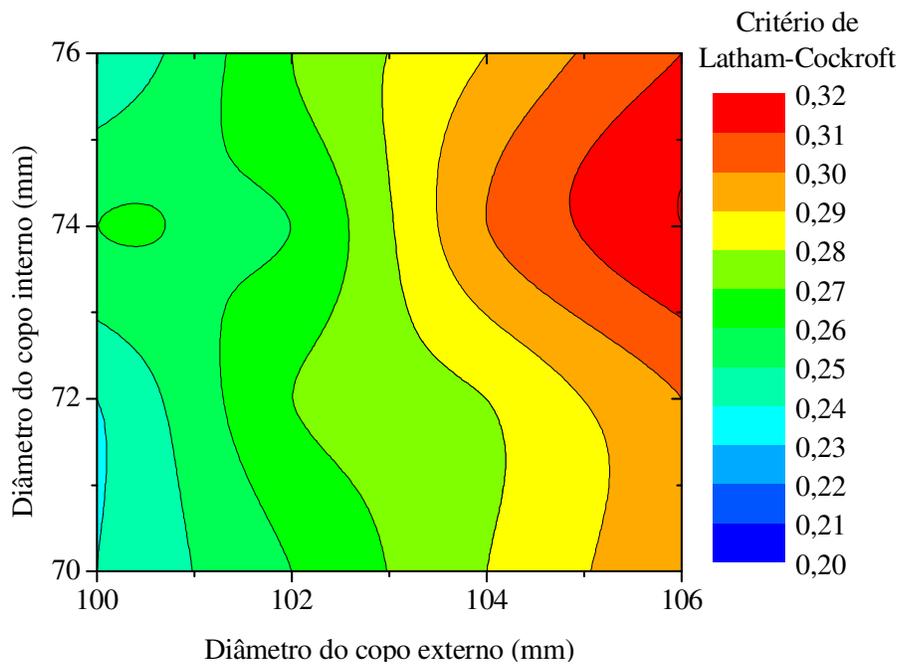


Figura 5.12 – Critério de Latham-Cockroft em função dos diâmetros do copo interno e externo

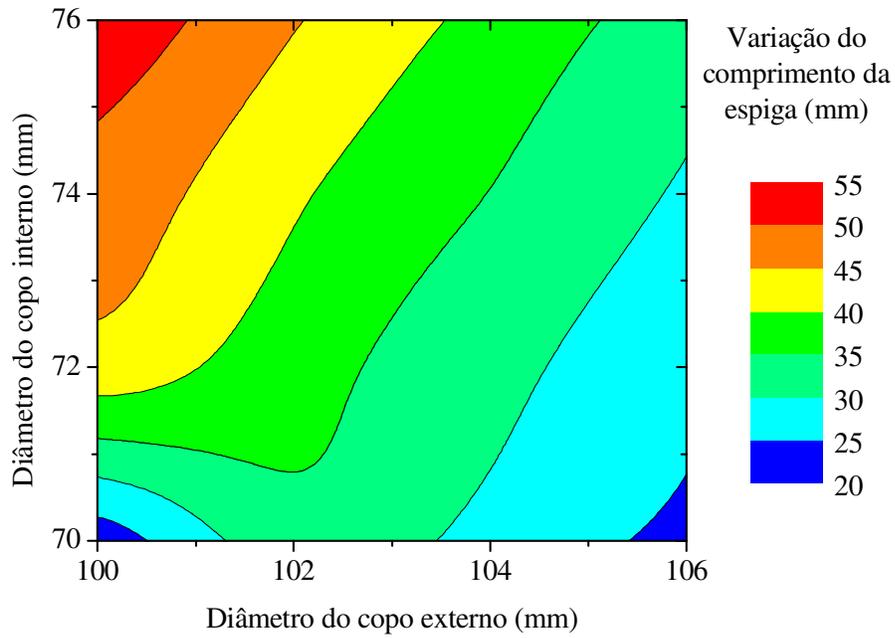


Figura 5.13 – Variação no comprimento da espiga em função dos diâmetros dos copos interno e externo

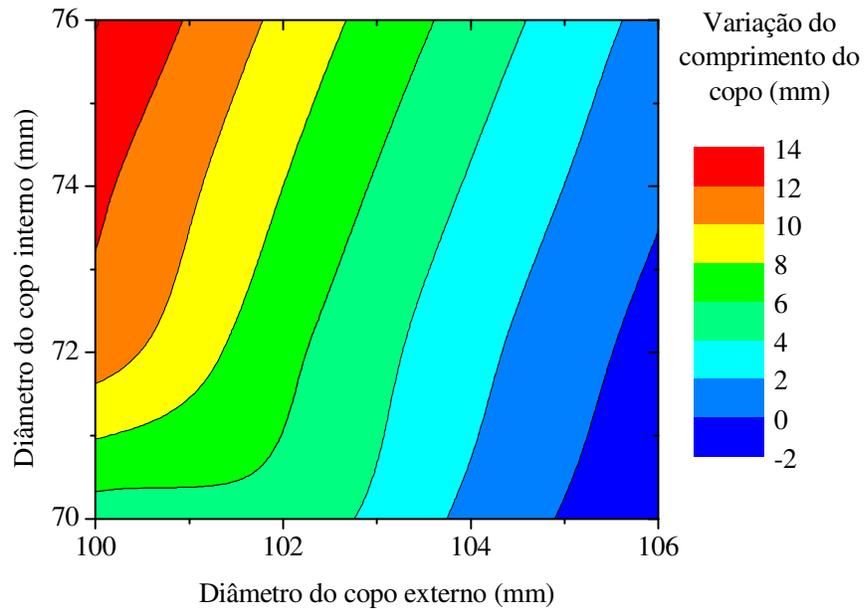


Figura 5.14 – Variação no comprimento do copo em função dos diâmetros dos copos interno e externo

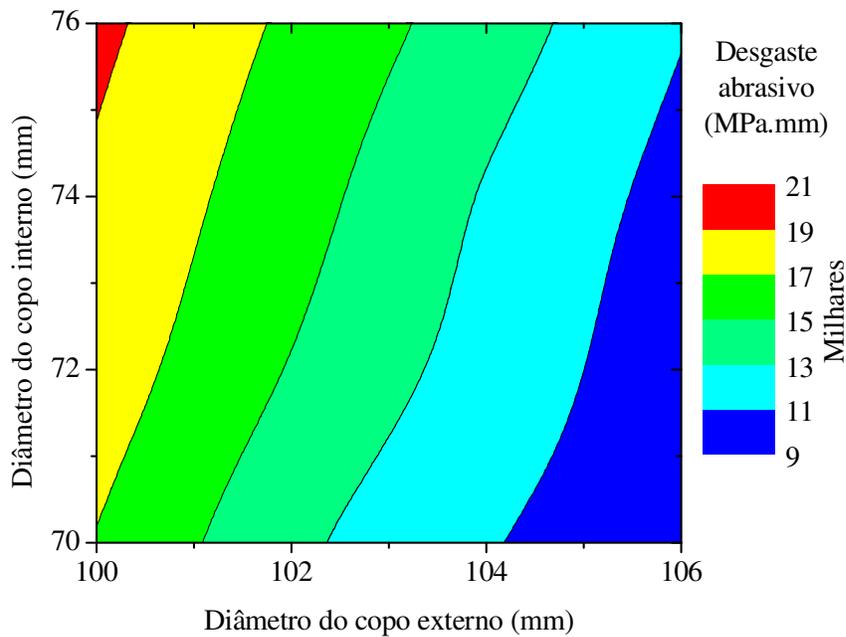


Figura 5.15 – Desgaste abrasivo em função dos diâmetros dos copos interno e externo

As regiões mais críticas na peça pelo critério de Vujovic-Shabaik são as extremidades da espiga e o do copo devido à tração na superfície, conforme pode ser notado na Figura 5.16a. Para diâmetros próximos, há mais cargas compressivas fazendo com que o resultado do critério seja baixo, mesmo que a espiga alcance comprimentos maiores e gerem mais cargas de tração na superfície. Ao haver uma configuração de maior diâmetro externo do copo, o material se desvia rapidamente para formar o copo e agem mais forças de tração, elevando o valor do critério e, assim, justificando-se o efeito do diâmetro externo em relação ao interno.

Já o critério de Latham-Cockroft apresenta-se como crítico na região da extremidade do copo externo, como pode ser observado na Figura 5.16b. Este efeito ocorre também devido aos esforços de tração na região, conforme já comentado.

A variação do comprimento do copo e da espiga foram dependentes do volume da cavidade, pois menores diâmetros externos e maiores diâmetros internos levaram a uma maior formação de espiga e copo. Situações inversas resultaram inclusive em um aumento mínimo do copo, exibido como negativo na Figura 5.14, devido ao padrão de medição estabelecido. Portanto, para maximizar a formação do copo e da espiga pode-se diminuir o diâmetro externo e/ou aumentar o diâmetro interno. No entanto, deve-se manter atento para o aumento da força de extrusão como penalidade pela maior formação da espiga e copo.

Ao observar a possibilidade do desgaste abrasivo para o pré-forjar 2, Figura 5.15, nota-se que os valores mais altos tendem a ocorrer para o diâmetro externo menor e diâmetro interno maior. Isto

ocorre devido ao alto esforço para realizar a extrusão reversa conforme visto para o esforço para a conformação.

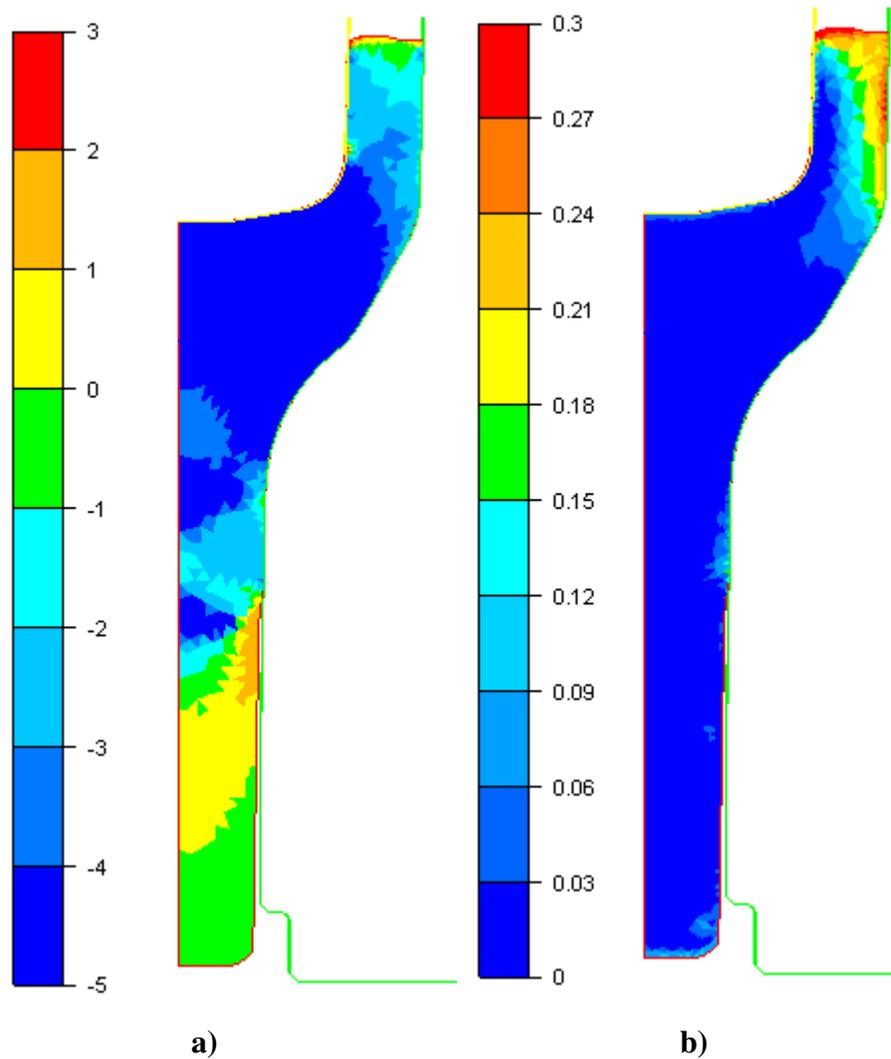


Figura 5.16 – Localização dos danos máximos:

a) Critério de Vujovic-Shabaik; b) Critério de Latham-Cockroft

Da mesma maneira que para a pré-forma 1, determinaram-se os parâmetros de ajuste conforme modelo apresentado na Equação 5.1, sendo que as variáveis X e Y são o diâmetro do copo externo (E) e diâmetro do copo interno (D) respectivamente. Os critérios de danos não puderam ter equações de ajuste devido a sua característica não-contínua e, para as demais saídas observadas, os parâmetros se encontram na Tabela 5.7.

Conforme valores obtidos da simulação e apresentados no Apêndice E, pelo critério de Latham-Cockroft o valor médio encontrado foi de 0,28 com um desvio padrão de 0,03. Este valor não representa uma variação significativa uma vez que o critério não é sensível o suficiente. Já para o critério de

Vujovic-Shabaik a média obtida foi de 2,7 e o desvio padrão de 0,7. Apesar desse valor apresentar-se alto (25% do valor médio) também não indica uma variação significativa no critério.

Tabela 5.7 – Coeficientes para o ajuste da força e desgaste

Coeficiente	Força	Desgaste	Comp. Copo	Comp. Espiga
z_0	-2.230,39	365.789,08	-1.350,22	-6.770,85
a_1	36,23	-8.391,00	10,88	70,68
a_2	15,26	3.678,52	23,56	87,52
a_3	-0,10	41,64	-0,01	-0,16
a_4	0,19	-7,45	-0,05	-0,20
a_5	-0,30	-21,04	-0,14	-0,54
R^2	1,00	1,00	0,97	0,87

5.3. Variação de temperatura

A temperatura do processo, embora seja definida, é passível de variação, algumas vezes devido à instabilidade do forno, e assim, decidiu-se analisar a influência da temperatura inicial do tarugo nas etapas de pré-forjar 1 e 2.

Para tal estudo foram mantidas as geometrias das operações (conforme configuração exibida nas Figuras 5.1 e 5.8) e dimensões nominais (conforme Tabelas 5.1 e 5.4). As 5 sequências de simulações foram executadas para as temperaturas de 700, 750, 800, 850 e 900°C.

Foram obtidos resultados para os esforços de conformação, (Figura 5.17) e para o desgaste abrasivo na ferramenta (Figura 5.18). Como pode ser visto no item 3.4, os critérios de dano não provaram ser suficientemente sensíveis à faixa de temperatura empregada, especialmente o de Latham-Cockroft. Assim, esses critérios foram desconsiderados da análise de variação da temperatura.

Observa-se na Figura 5.17 que o esforço de conformação decresce com o aumento da temperatura, conforme amplamente discutido pelas referências bibliográficas. O fato importante a ser notado é que com a variação de apenas 12,5% na temperatura, são obtidas variações de 21 e 29% nos esforços para conformação, respectivamente, para as operações de pré-forjar 1 e 2.

A uma temperatura mais alta, o escoamento do material é facilitado devido ao limite de escoamento ser reduzido, exigindo menores pressões de contato. Por isso, o desgaste também apresenta o mesmo comportamento que o esforço, ou seja, a temperaturas maiores para conformação, o desgaste abrasivo será menor, de acordo com o modelo implementado no *software*, que desconsidera

os efeitos da variação de temperatura nas matrizes. Uma variação de 12,5% da temperatura acarreta mudanças no desgaste de 23 e 22% para as pré-formas 1 e 2, respectivamente.

Para esse estudo de correlação pode-se empregar a Equação 5.1, porém com apenas uma entrada X, a temperatura de início do tarugo. Assim, anulam-se os parâmetros de a_2 a a_5 e os demais podem ser observados na Tabela 5.8.

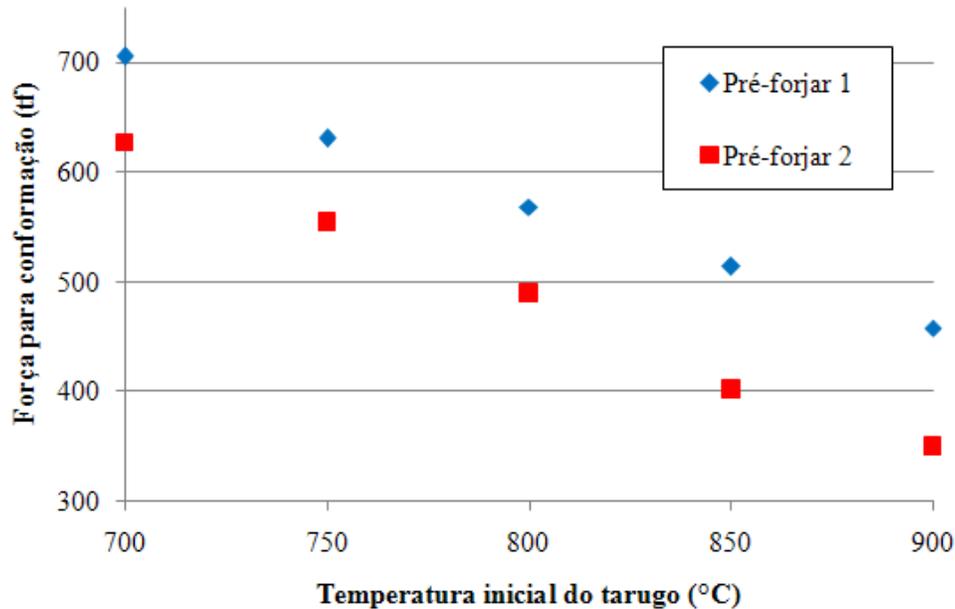


Figura 5.17 – Correlação do esforço de conformação em função da temperatura inicial do tarugo

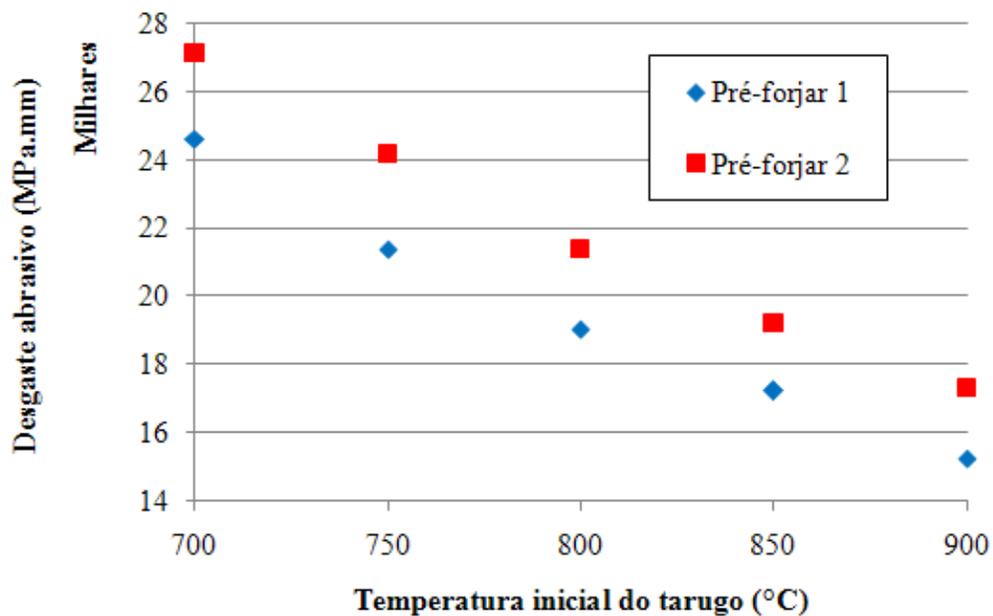


Figura 5.18 – Correlação do desgaste abrasivo em função da temperatura inicial do tarugo

Tabela 5.8 – Coeficientes para a regressão em função da temperatura de início do tarugo

Coeficientes	Força		Desgaste	
	Pré-forma 1	Pré-forma 2	Pré-forma 1	Pré-forma 2
z0	1554,00	1612,00	61019,00	56071,00
a1	-1,22	-1,41	-48,98	-45,71
R ²	1,00	1,00	0,99	0,99

5.4. Mapa de processo para o estado térmico da matriz na pré-forma 1

A temperatura das matrizes em regime permanente é um fator importante, pois temperaturas altas podem levar a perdas localizadas de dureza superficial da matriz e, conseqüentemente, ao aumento do desgaste das ferramentas, conforme apresentado no item 2.8.

Dessa forma, decidiu-se avaliar a influência dos parâmetros de processo na temperatura das ferramentas inferior e superior para a pré-forma 1 proposta, em regime permanente de produção. Para tanto, realizou-se uma sequência de experimentos simulados numericamente no *software Forge*, que pode ser observada na Figura 5.19.

Para o estudo, considerou-se fixa a geometria exibida na Figura 5.1 com as dimensões nominais da Tabela 5.1. Os parâmetros de processo analisados são mostrados na Tabela 5.9, juntamente com a variação assumida para cada um deles. O tempo de lubrificação (A) refere-se ao tempo em que o lubrificante composto por água e grafite é espirrado sobre a ferramenta e está em função da produção, visto que maiores quantidades de peças produzidas por hora levam a menores tempos para a lubrificação. A temperatura inicial da ferramenta (B) é equivalente à temperatura em que os operadores definiriam como adequada para iniciar o forjamento da peça. Para o parâmetro C - temperatura inicial do tarugo - definiu-se uma variação de temperatura do forno que é prejudicial ao processo, mas pode ocorrer em ambiente industrial. Por fim, o parâmetro D refere-se a uma possível modificação da lubrificação ao longo da produção do componente.

Tabela 5.9 – Parâmetros de análise para o estado térmico permanente (pré-forma 1)

Parâmetro	Descrição	Valores		
		Nominal	Mínimo	Máximo
A	Tempo de lubrificação	3	2	4
B	Temperatura inicial da ferramenta	100	75	125
C	Temperatura inicial do tarugo	800	750	850
D	Coeficiente de atrito (Lei de Coulomb)	0,4	0,3	0,5

Os demais parâmetros térmicos mantidos constantes foram o coeficiente de condução da peça com as ferramentas igual a $5 \text{ kW/m}^2\cdot\text{K}$ e o coeficiente de convecção para a lubrificação em $1 \text{ kW/m}^2\cdot\text{K}$, ambos recomendados pelo fabricante do *software* Forge para este tipo de análise.

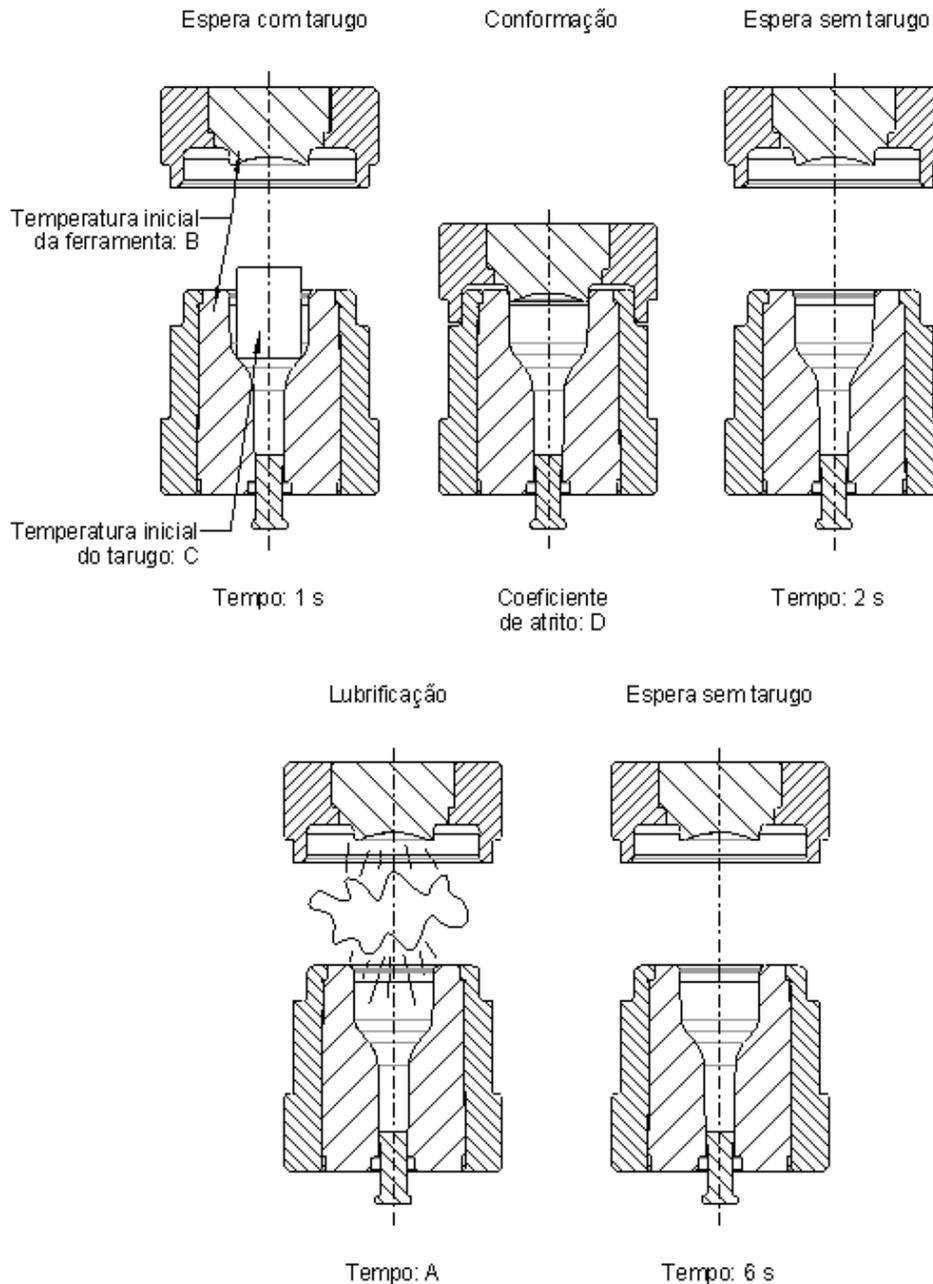


Figura 5.19 – Sequência de simulações para o estado térmico permanente (pré-forma 1)

Com os resultados de sequências de 17 simulações, Apêndice F, analisou-se a importância dos parâmetros empregados por meio do *software* estatístico *Minitab*. A análise para a ferramenta inferior pode ser observada na Figura 5.20 e, para a superior, na Figura 5.21.

Para a ferramenta inferior pode-se observar que o parâmetro de maior influência foi o tempo de lubrificação (A), sendo quase duas vezes mais influente que o parâmetro seguinte. A temperatura inicial do tarugo (C) também foi um fator de importância para o estudo, seguido de perto pela temperatura inicial da ferramenta (B). Em contrapartida, para a ferramenta superior somente o tempo de lubrificação e a temperatura inicial da mesma foram consideráveis, sendo que a temperatura do tarugo é pouco influente na ferramenta superior. Essa diferença de importância entre as ferramentas inferiores e superiores pode ser justificada pelo fato de que o tarugo é mantido em contato com a ferramenta inferior por muito mais tempo do que com a superior.

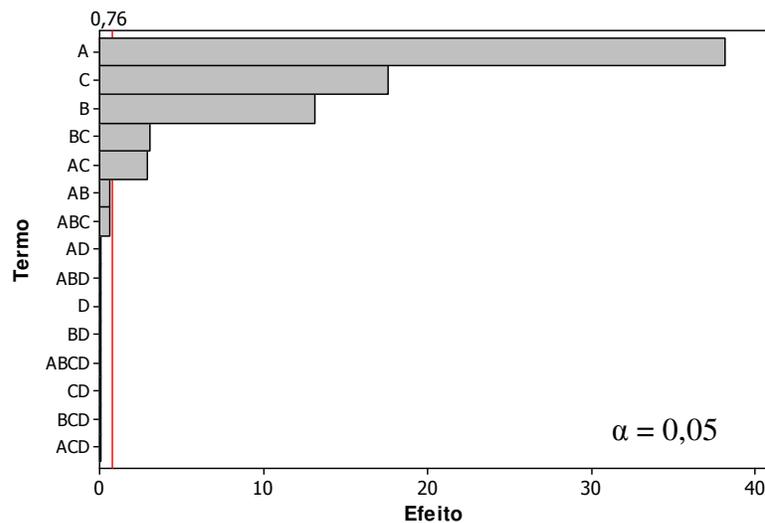


Figura 5.20 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da temperatura na ferramenta inferior

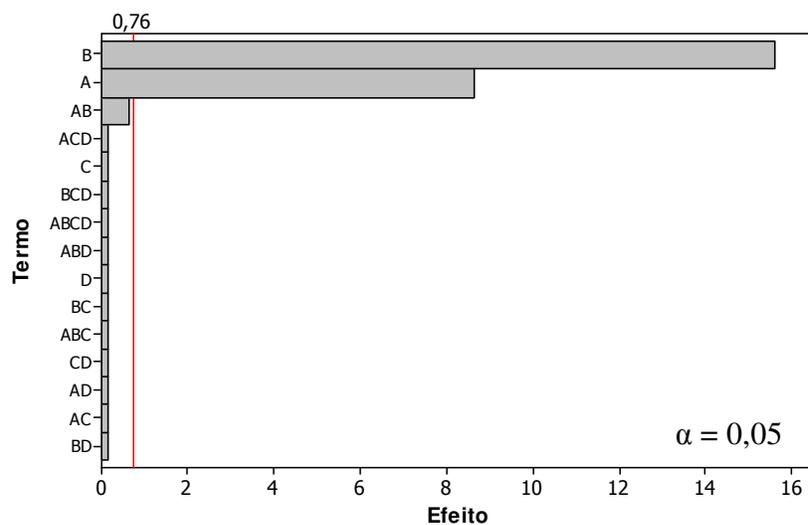


Figura 5.21 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da temperatura na ferramenta superior

Considerando-se essas variáveis de influência, decidiu-se elaborar o mapa de processo considerando-se o tempo de lubrificação e temperatura inicial da ferramenta como fatores mandatórios, visto que para as ferramentas de pré-forjar 1 e 2 (como será visto adiante) foram os parâmetros principais para a temperatura em regime permanente de produção e isto possibilita a comparação entre os resultados. Para que não fosse desprezado o efeito da temperatura inicial do tarugo, realizou-se um estudo de correlação com cinco temperaturas para esse fator.

Em ambos os estudos, os parâmetros C e D foram mantidos fixos no valor nominal (indicado na Tabela 5.9) enquanto que os parâmetros A e B variaram conforme Tabela 5.10. Para a correlação variou-se o parâmetro C conforme os valores indicados na Tabela 5.11.

Tabela 5.10 – Parâmetros e valores para o mapa de processo

Parâmetro	Descrição	Valores			
A	Tempo de lubrificação	2	2,7	3,3	4
B	Temperatura inicial da ferramenta	75	92	108	125

Tabela 5.11 – Valores para a correlação

Parâmetro	Descrição	Valores				
C	Temperatura inicial do tarugo	750	775	800	825	850

Analisando-se os resultados dessas simulações (16 sequências para os parâmetros A e B e 5 para o parâmetro C), Apêndice F, foram obtidos os gráficos de contornos exibidos na Figura 5.22, para a ferramenta inferior, e 5.23 para a superior.

Observa-se, para ambas as ferramentas, que a temperatura inicial da ferramenta é diretamente proporcional à de regime permanente, enquanto que o tempo de lubrificação é inversamente proporcional. Porém, para a matriz inferior a temperatura inicial da ferramenta influencia menos que o tempo para lubrificação, fato que ocorre devido ao tempo de contato com a peça, visto que por ser maior, aquece mais a ferramenta e a lubrificação tem sua importância elevada.

Em contrapartida, para a ferramenta superior o tempo de lubrificação influencia bem menos devido ao tempo de contato. Assim, uma lubrificação mais ou menos eficiente não causaria um impacto tão grande quanto uma temperatura inicial maior ou menor – podendo-se notar que uma variação de 10% na temperatura inicial da ferramenta causa uma variação de 6% na temperatura em regime da matriz.

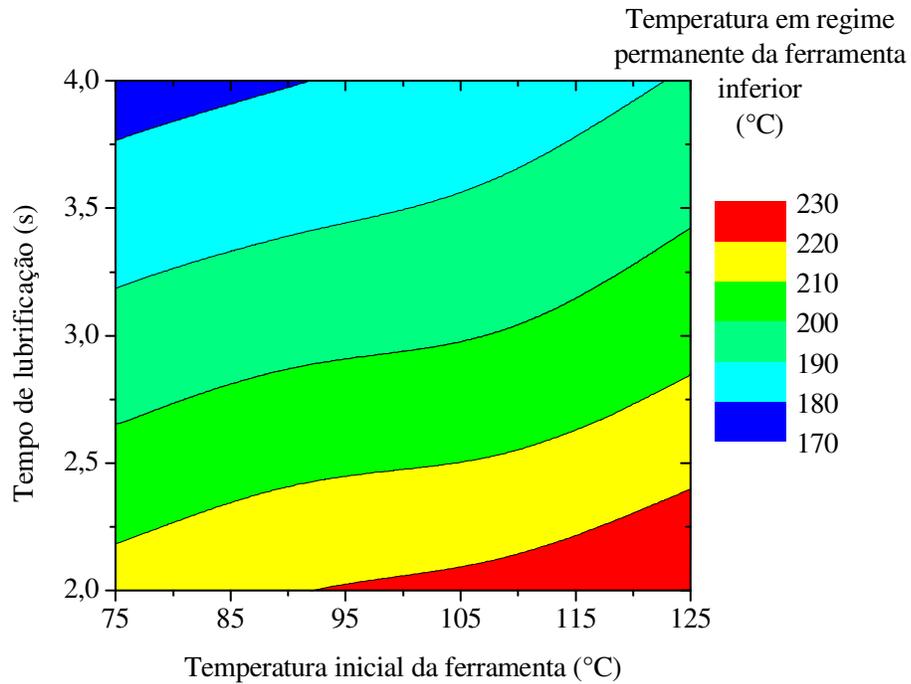


Figura 5.22 – Gráfico de contorno para a temperatura máxima da ferramenta inferior

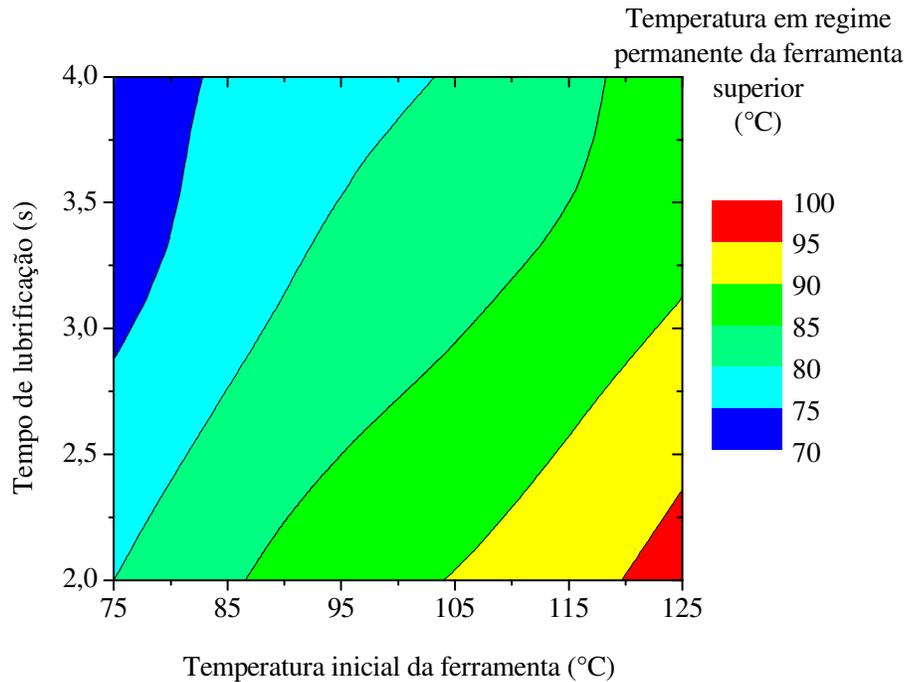


Figura 5.23 – Gráfico de contorno para a temperatura máxima da ferramenta superior

Para a ferramenta inferior, que mantém contato com a peça por mais tempo, o efeito da temperatura é inversamente proporcional à do tarugo, como pode ser visto na Figura 5.24, o que foi

um resultado inesperado, uma vez que se esperava que uma peça a uma temperatura maior contribuísse para um aquecimento maior da matriz. Esse efeito inverso pode ser explicado devido ao aumento da energia de atrito causado pelo aumento de pressão de contato e esforço para conformação e assim, quanto maior o atrito, maiores são o aquecimento na interface e a troca térmica entre peça e matriz. Tal afirmação pode ser confirmada pela Figura 5.25, que exhibe a relação entre a potência de atrito em função da temperatura inicial do tarugo.

Observa-se também na Figura 5.24 que a temperatura do tarugo nada influencia a temperatura em regime da ferramenta superior.

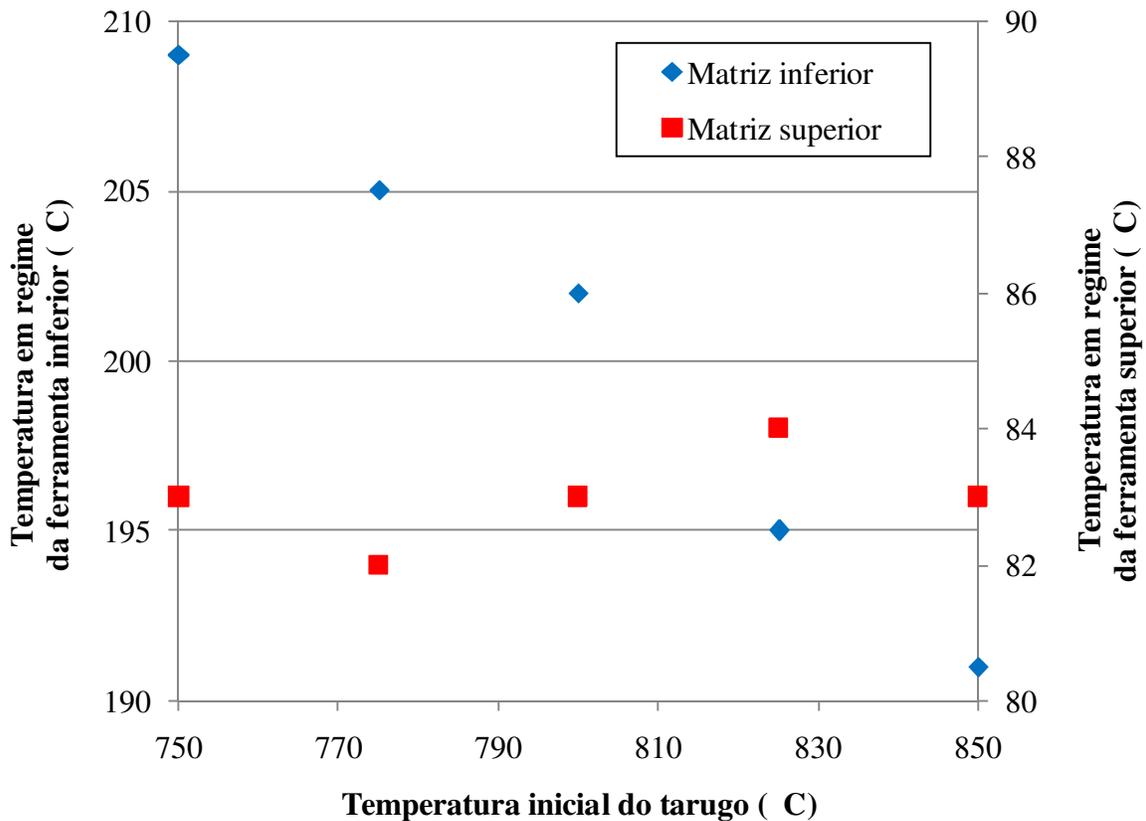


Figura 5.24 – Correlação da temperatura inicial do tarugo

Assim, de uma forma geral, quanto menores forem as temperaturas iniciais das ferramentas ou maiores os tempos de lubrificação, menores serão as temperaturas em regime permanente.

Apesar de visar minimizar a temperatura máxima da matriz devido à perda de dureza, ferramentas a temperaturas mais baixas têm sua ductilidade reduzida, podendo ocorrer trincas no processo, além de a fadiga térmica tornar-se mais severa. Portanto, deve-se avaliar o processo em andamento para que, caso surjam esses modos de falha, torne-se necessário o aumento da temperatura da ferramenta em regime permanente com a penalidade de perdas de dureza e aumento de desgaste.

Para a equação de ajuste do estado térmico permanente das matrizes, pode-se observar os coeficientes na Tabela 5.12 em função das entradas X e Y como sendo tempo de lubrificação e temperatura inicial das matrizes, respectivamente. Para a matriz inferior, há ainda a Tabela 5.13, onde se verificam os coeficientes para o ajuste linear em função da temperatura inicial do tarugo. Por ser linear e conter apenas uma entrada, os demais parâmetros são nulos (regressão linear).

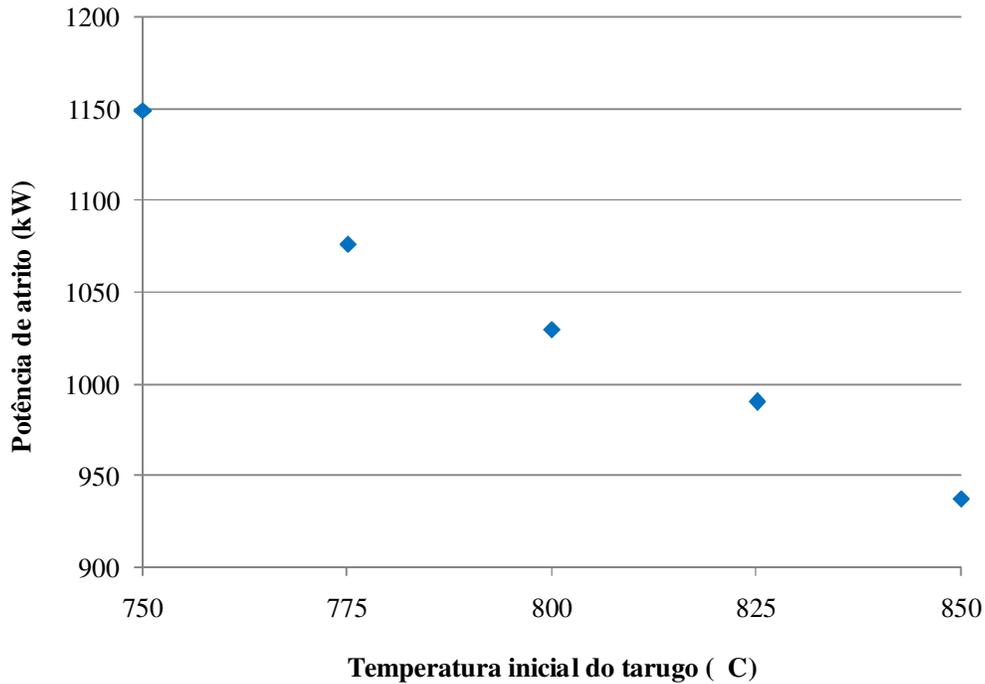


Figura 5.25 – Correlação entre a potência de atrito e a temperatura inicial do tarugo

Tabela 5.12 – Coeficientes para a regressão da temperatura das matrizes

Coeficiente	Temperatura em regime permanente	
	Matriz inferior	Matriz superior
z_0	270,85	65,26
a_1	-0,10	0,50
a_2	-34,61	-10,65
a_3	0,00	0,00
a_4	2,61	1,24
a_5	0,00	-0,01
R^2	1,00	0,99

Tabela 5.13 – Coeficientes para o ajuste da temperatura na matriz inferior em função da temperatura inicial do tarugo

Coeficientes	Temperatura na matriz
z_0	347,60
a_1	-0,18
R^2	0,98

5.5. Mapa de processo para o estado térmico da matriz na pré-forma 2

Da mesma forma que executada para a pré-forma 1, decidiu-se realizar o mesmo estudo da influência dos parâmetros do processo nas temperaturas, para as ferramentas inferior e superior da pré-forma 2. Para isso, executou-se a sequência de simulações exibidas na Figura 5.26 e a geometria empregada é a apresentada na Figura 5.8, com as dimensões centrais da Tabela 5.5.

Os parâmetros de processo analisados são os mesmos que os analisados para a pré-forma 1 - exibidos na Tabela 5.14, juntamente com a sua variação, e as explicações são as mesmas comentadas no item 5.4. Os coeficientes de transferência de calor também são os mesmos que foram empregados para a pré-forma 1.

Tabela 5.14 – Parâmetros de análise para o estado térmico permanente (pré-forma 2)

Parâmetro	Descrição	Valores		
		Nominal	Mínimo	Máximo
A	Tempo de lubrificação	3	2	4
B	Temperatura inicial da ferramenta	100	75	125
C	Temperatura inicial do tarugo	800	750	850
D	Coefficiente de atrito (Lei de Coulomb)	0,4	0,3	0,5

Com os resultados de 17 conjuntos de simulações, que podem ser visualizados no Apêndice G, analisou-se a importância dos parâmetros empregados com a utilização do *software* estatístico *Minitab*. A análise para a ferramenta inferior pode ser observada na Figura 5.27 e, para a superior na 5.28.

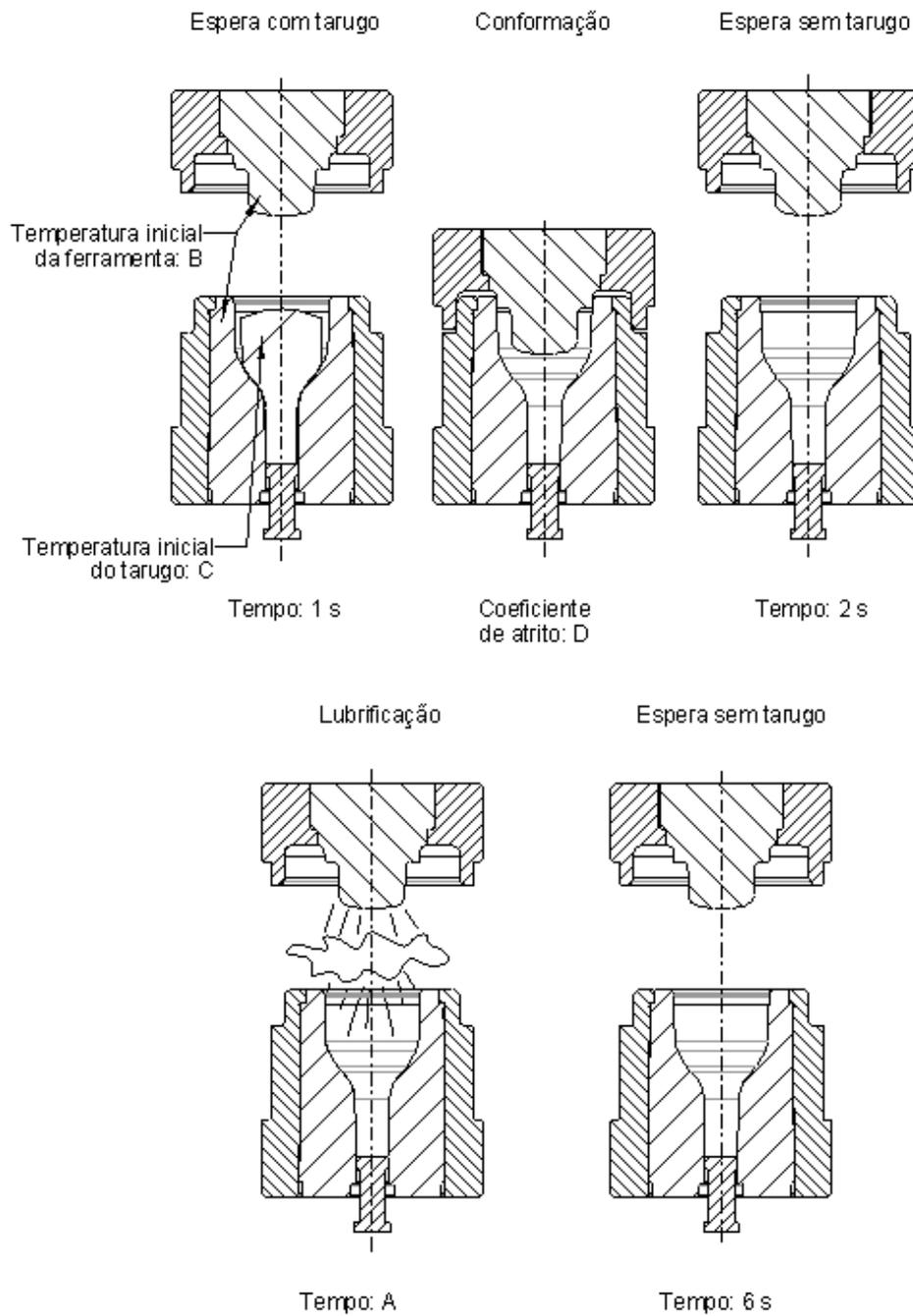


Figura 5.26 – Sequência de simulações para o estado térmico permanente (pré-forma 2)

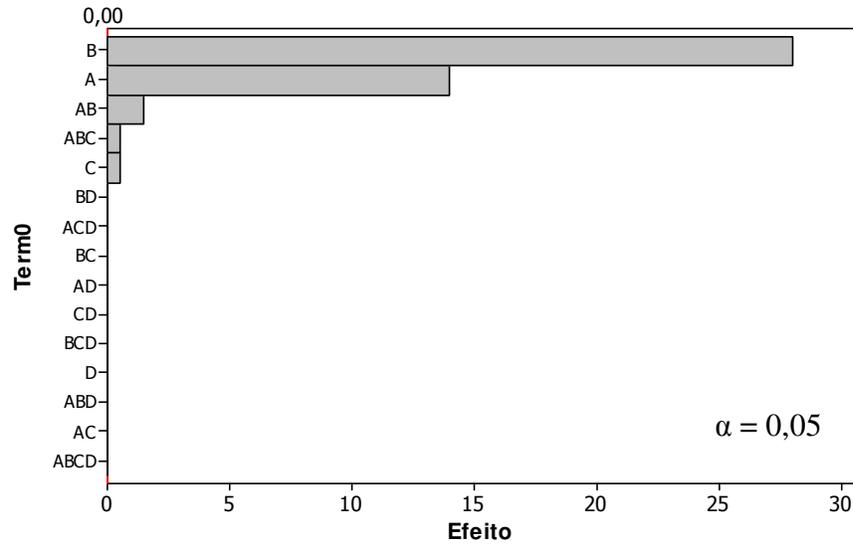


Figura 5.27 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da temperatura na ferramenta inferior

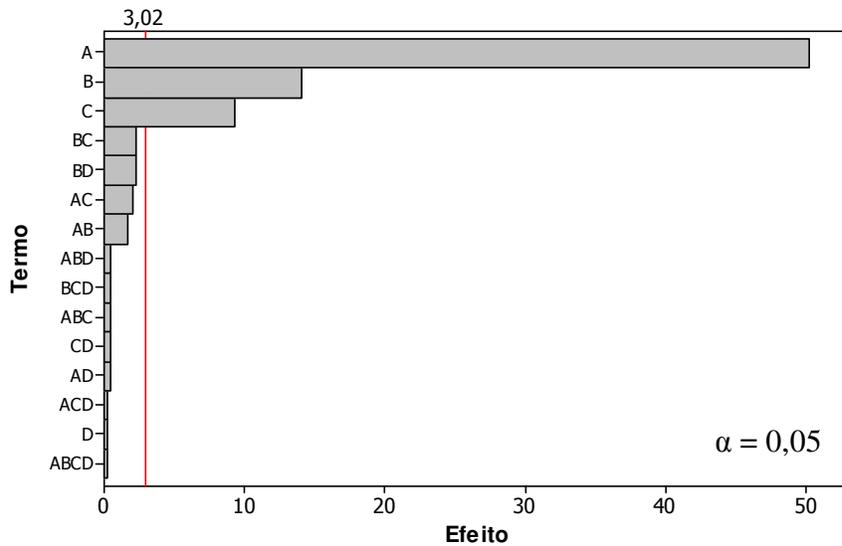


Figura 5.28 – Gráfico de Pareto para os efeitos em função da temperatura na ferramenta superior

Em ambas as ferramentas, os parâmetros de maior influência também foram o tempo de lubrificação e a temperatura inicial das ferramentas. Diferentemente da etapa pré-forma 1, a temperatura do tarugo não exibiu uma influência considerável na matriz inferior, dado que a porção da gravura - a espiga em contato com a ferramenta - foi conformada na etapa anterior. Ao ser conformada, a peça aumenta a sua superfície e sendo seu volume constante, aumenta-se a troca térmica com o ambiente e, por fim, diminui a temperatura da peça.

No estágio pré-forma 2 a conformação severa ficou sob responsabilidade da matriz superior e, por haver maior massa da peça a ser conformada e maior energia térmica (temperatura mais alta), houve um aquecimento maior da ferramenta. Por isso, pode-se observar um aumento da influência da temperatura inicial do tarugo na matriz superior em relação à inferior. Portanto, o efeito do lubrificante é potencializado na temperatura em regime, pelas mesmas razões apresentadas no item 5.4.

Assim, para o mapa de processo decidiu-se novamente empregar os parâmetros A e B - cujas variações podem ser observadas na Tabela 5.15 - semelhante ao definido para a pré-forma 1 (item 5.4). Os demais parâmetros foram mantidos fixos nos valores centrais exibidos na Tabela 5.14.

Analisando-se o resultado de 16 sequências de simulações, também apresentados no Apêndice G, foram obtidos os gráficos de contornos exibidos na Figura 5.29 para a ferramenta inferior e 5.30 para a superior.

Tabela 5.15 – Parâmetros e valores para o mapa de processo

Parâmetro	Descrição	Valores			
A	Tempo de lubrificação	2	2,7	3,3	4
B	Temperatura inicial da ferramenta	75	92	108	125

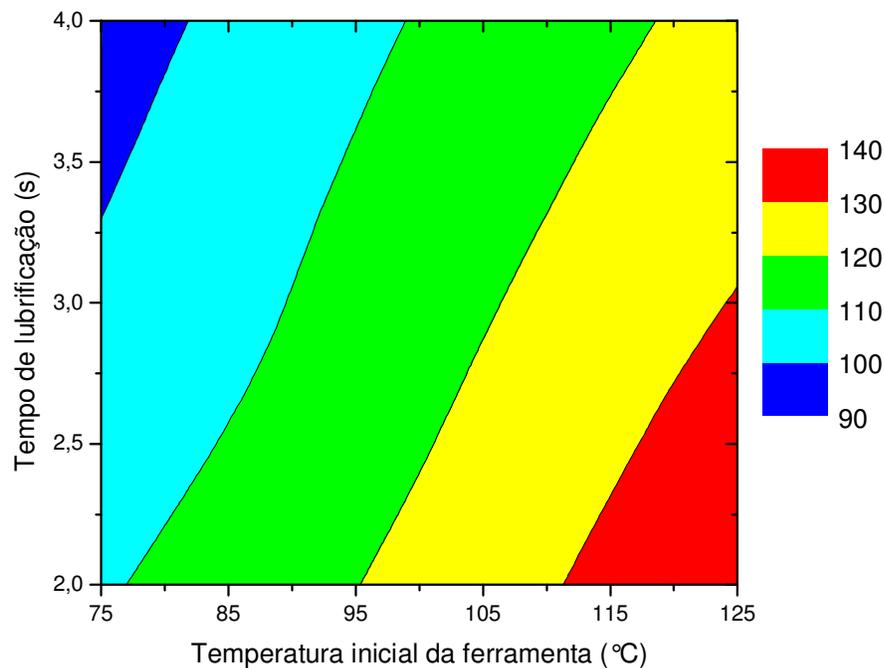


Figura 5.29 – Gráfico de contorno para a temperatura máxima da ferramenta inferior

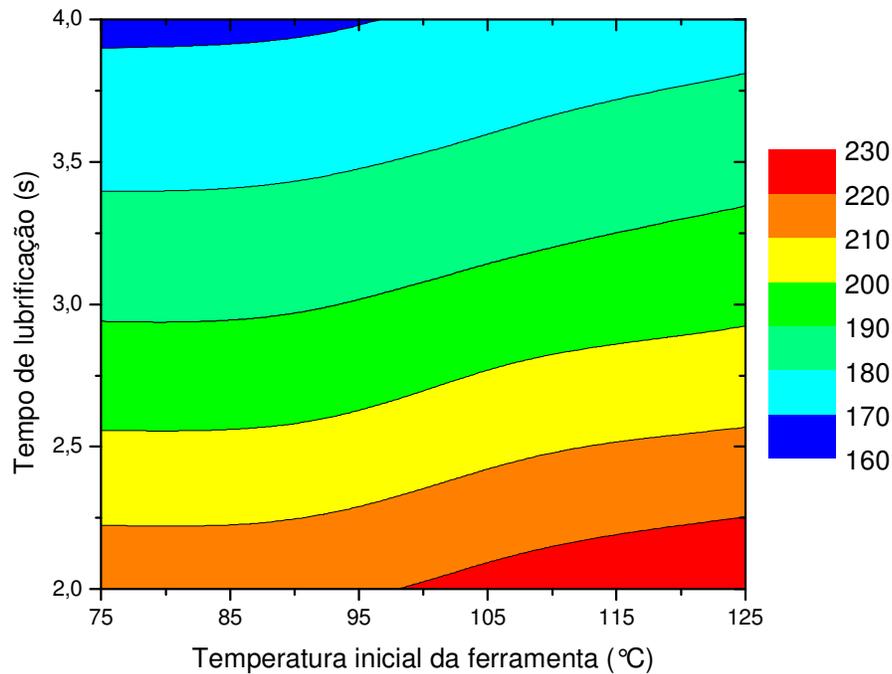


Figura 5.30 – Gráfico de contorno para a temperatura máxima da ferramenta superior

A Figura 5.29 confirma que a temperatura inicial da ferramenta causa maior influência no regime permanente, uma vez que a temperatura da peça é suficientemente baixa para não aquecer a matriz (conforme já discutido), e uma variação de 10% na temperatura inicial da ferramenta leva a uma mudança em torno de 8% na temperatura em regime.

Observa-se também que, para a pré-forma 2 a ferramenta inferior tem sua temperatura dependente de ambos os parâmetros, devido à inclinação das curvas. No que tange à matriz superior, a temperatura inicial da ferramenta é pouco influente, sendo que o tempo de lubrificação possui uma preponderância maior. Assim, uma variação na temperatura inicial da ferramenta não resultará em alteração expressiva no regime permanente, enquanto que uma variação no tempo de lubrificação em torno de um segundo leva a uma oscilação de 16% na temperatura em regime permanente da ferramenta superior.

Como comentado para a pré-forma 1, as ferramentas devem ser mantidas a uma temperatura adequada para o forjamento para que não ocorra fadiga térmica acentuada nem um desgaste excessivo por perda de dureza.

Da mesma maneira que para a pré-forma 1, foram determinados os parâmetros da Equação 5.1, exibidos na Tabela 5.16, para realizar o ajuste da temperatura em regime permanente das matrizes em função do tempo de lubrificação (X) e temperatura inicial das matrizes (Y).

Tabela 5.12 – Coeficientes para a regressão da temperatura das matrizes

Coeficiente	Temperatura em regime permanente	
	Matriz inferior	Matriz superior
z_0	74,11	293,70
a_1	0,68	-0,14
a_2	-6,84	-44,72
a_3	0,00	0,00
a_4	0,41	3,85
a_5	-0,02	-0,03
R^2	1,00	1,00

6 SISTEMÁTICA DE PROJETO PARA FORJAMENTO A MORNO DE UM MONOBLOCO

Sabendo-se como e quais parâmetros influenciam os mais diversos resultados do processo, pode-se projetar o forjamento a morno para novos monoblocos. Para isso, foi feito um projeto inicial descrito a seguir e a partir do resultado de uma simulação preliminar, podem ser avaliadas, através dos mapas de processo do capítulo 5, quais modificações deveriam ser realizadas na geometria. Assim, foi possível, com muito menos simulações, confeccionar um projeto para forjamento a morno de um monobloco.

Assim, para um primeiro passo de projeto deve-se ter em mãos o desenho do produto que contém as dimensões requeridas para a peça após o forjamento. Para exemplo, será projetado o ferramental para o produto exibido na Figura 6.1a, que corresponde à peça H (exibida na Tabela 3.1).

O primeiro passo no projeto é aplicar a compensação da dilatação térmica dos aços, a partir do desenho do produto final. Uma vez que o forjamento se dará a uma temperatura acima da ambiente, ao esfriar a peça se contrairá e atingirá as dimensões esperadas. Esse coeficiente é baseado na constante de dilatação térmica dos aços que (se forem não-ligados) equivale a $11,9 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$. Assim, para o forjamento a 800°C o acréscimo das dimensões deve ser de 0,95% (Fischer et al., 2005), gerando a geometria da etapa final de conformação.

Em seguida, aplica-se a rebarba estimada na gravura do estágio final, que deve absorver as tolerâncias de diâmetro da geratriz. Para a peça em estudo foi adotada uma rebarba com 4 mm de espessura por 5,25 mm de largura (Figura 6.1b). Com tais acréscimos, têm-se então a massa do produto de 3,893 kg. Portanto, para conformar a peça empregando um tarugo com diâmetro de 70 mm, obtém-se um comprimento de corte de 129 mm. Esse diâmetro é o mais empregado para a conformação dos monoblocos apresentados na Tabela 3.1.

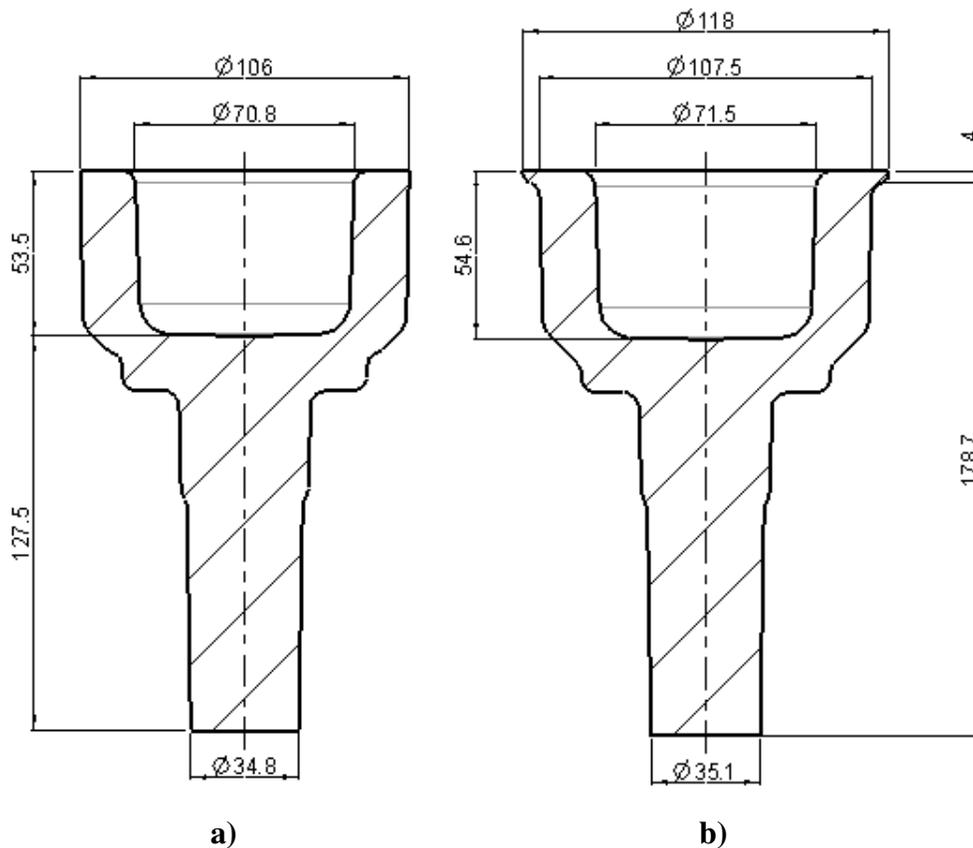


Figura 6.1 – Principais dimensões
a) produto b) gravura do estágio final

A informação mais importante para todo o projeto é o volume da cavidade, visto que se definido incorretamente pode levar a falhas de preenchimento ou sobrecarga de forjamento. Assim, procurou-se manter o volume do tarugo igual ao da gravura final, $510,3 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$, enquanto que os estágios de pré-forjar foram configurados para um volume de $511 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$, ou seja, 1% maior.

Para a determinação da geometria das etapas de pré-forjar 1 e 2, Figura 6.2, deve-se considerar uma aproximação nos parâmetros exibidos nos itens 5.1 e 5.2. Na etapa pré-forma 2, para o diâmetro externo do copo, recomenda-se mantê-lo próximo da dimensão final após a segunda etapa. Assim, considerando-se uma folga radial de 0,5 mm, definiram-se os diâmetros externo no valor de 106,5 mm e interno com 72,5 mm. Já para o estágio pré-forma 1, o diâmetro externo do copo foi obtido como consequência do volume da peça e do comprimento necessário para formar a espiga sendo, portanto, calculado como 86,5 mm.

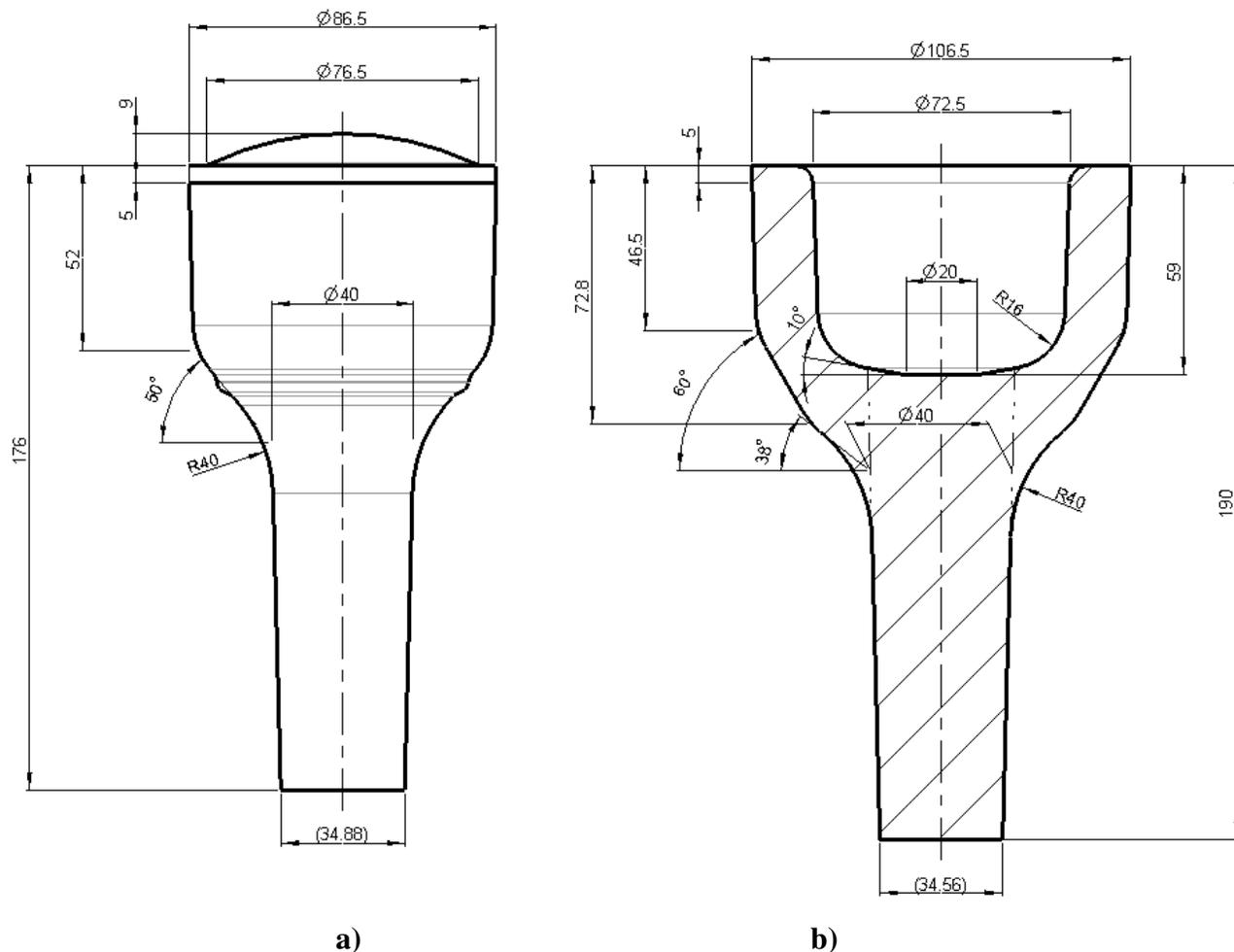


Figura 6.2 – Gravuras das etapas de pré-forjar

a) Pré-forma 1 b) Pré-forma 2

Sendo a espiga a região mais crítica para o forjamento do produto, a exigência quanto ao volume deslocado para formá-la é ainda maior do que no restante da peça. Assim, deve-se garantir que haja volume suficiente para preencher totalmente a espiga no estágio de forjar final. Esse volume está representado em linha traço-dois-pontos na Figura 6.2.

Para o diâmetro da espiga, devem-se manter os valores próximos para a região da base da mesma, ou seja, dimensão de Ø40 mm em ambas as etapas de pré-forjar, enquanto que na gravura final está definida como Ø39. Essa diferença é suficiente para a total calibragem da espiga, uma vez que há dois diâmetros diferentes ao longo da mesma, conforme pode ser observado na Figura 6.1.

O comprimento da peça deve ser escolhido para que seja maior nas preparações que na etapa final, definindo-se para a pré-forma 1 como 176 mm e para o 2 como 190 mm.

Em contrapartida, os ângulos de transição variaram pouco em torno das dimensões nominais já apresentadas nos itens 5.1 e 5.2, porém procurou-se mantê-los também próximos das dimensões finais, assim como os raios e ângulos de saída da peça.

Para o tempo de processo recomenda-se iniciar a produção na mesma configuração que o forjamento a quente, já apresentada no item 3.1 (tempo para liberação de peças do forno, tempo para lubrificação, etc.). De acordo com a temperatura das matrizes a potência disponível no forno e a habilidade dos operadores, pode-se posteriormente reduzir o tempo de processo para, desse modo, aumentar a produtividade.

Para confirmação desse projeto realizou-se sua simulação e os resultados do preenchimento, juntamente com o critério de dano de Latham-Cockroft, estão mostrados na Figura 6.3. Na Tabela 6.1 é possível observar o esforço e os valores máximos para os critérios de dano e do desgaste máximo e da tensão máxima cisalhante para as matrizes.

Como discutido no item 4.1, buscou-se manter o equilíbrio dos esforços nas etapas e, observando-se os valores encontrados, nota-se que para as etapas de preparação os valores foram próximos com diferenças em torno de 10%. No tocante à etapa final, o esforço foi maior que nas anteriores, devido à necessidade de preenchimento de raios e outros detalhes que não estavam incluídos nas preparações. No entanto, todos os valores estão abaixo da capacidade da máquina na qual foram inicialmente obtidas as informações do processo: uma prensa excêntrica de 16 MN (1600 tf).

Tabela 6.1 – Resultados observados para a simulação do projeto

Etapa	Esforço de conformação		Vujovic-Shabaik	Latham-Cockroft	Ferramentas			
					Desgaste (MPa.mm)		Tensão máxima cisalhante (Mpa)	
	(tf)	(MN)			Inferior	Superior	Inferior	Superior
Pré-forjar 1	549	56	2,0	0,14	24091	908	581	550
Pré-forjar 2	499	51	1,7	0,35	4889	17236	577	545
Final	857	87	2,3	0,36	3671	1647	597	343

Mesmo sendo a peça-exemplo projetada diferente da peça empregada para caracterização do processo no item 3.1, pode-se comparar os critérios de danos para o projeto realizado e obtido no mapeamento do processo no item 3, uma vez que essas peças possuem geometrias semelhantes. Assim, observa-se que esses critérios de danos estiveram abaixo do encontrado para o projeto atual, processado a 1200°C, o que indica que a possibilidade de dano devido ao projeto e à temperatura de processamento tende a ser baixo.

Ao se observar as ferramentas nota-se que, apesar de estar acima das tensões observadas para o processamento a 1200°C, nenhum valor excedeu o limite de escoamento para o cisalhamento que

é de 825 MPa, conforme comentado no item 3.6. Em contrapartida, o desgaste das ferramentas inferior da pré-forma 1 e superior da pré-forma 2 apresentou valores altos (se comparados com o processamento a 1200°C) fato que ocorreu devido à severidade da extrusão direta sobre a ferramenta inferior na pré-forma 1 e da extrusão reversa sobre a matriz superior na pré-forma 2.

Portanto, o projeto proposto nesta dissertação pôde ser aprovado e pode-se disponibilizá-lo para a confecção das matrizes e posterior forjamento.

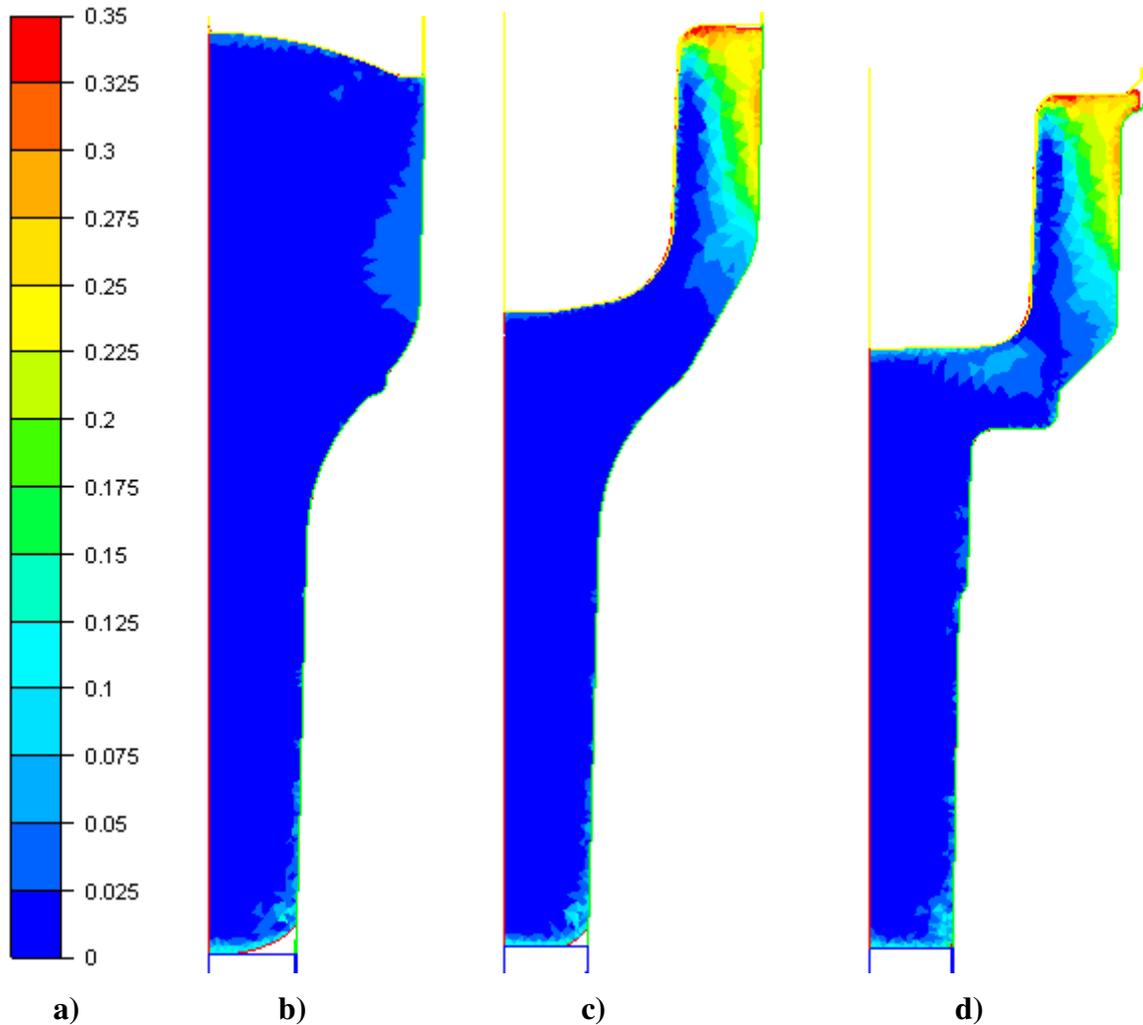


Figura 6.3 – Critério de Latham-Cockroft

a) escala (adimensional); b) pré-forjar 1; c) pré-forjar 2; d) forjar final

7 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS

Neste trabalho foi investigado o forjamento a quente de monobloco e proposto um método para projeto de forjamento a morno desse componente da indústria de auto-peças. Para tanto, foram realizadas diversas simulações numéricas por meio do *software Forge*, e, a partir dos resultados dessas simulações, pode-se obter as seguintes conclusões:

- É possível desenvolver um processo de forjamento a morno de peças que possuam extrusão direta e reversa cujo material da peça seja uma aço com 0,5%C (p. ex., SAE 1050);
- Para isso, é necessário que o processo corrente de conformação a quente seja caracterizado em relação ao tempo de processo e ao correto fechamento das matrizes;
- Para conformar um monobloco a morno há algumas maneiras, porém a que melhor apresentou resultados foi por meio da realização da extrusão direta no primeiro estágio, da extrusão reversa no segundo e da calibração das dimensões no estágio final;
- O processo sendo realizado em três estágios possibilita um nível de dano semelhante ao realizado a quente;
- Na análise de inter-relação dos parâmetros de geometria do primeiro estágio, em que ocorre a extrusão direta, o diâmetro do copo é o parâmetro de maior influência, exibindo uma relação direta com o esforço para conformação e inversa com o desgaste, quando se considera a faixa de valores estudados. O segundo parâmetro de maior influência é o diâmetro da espiga;
- Empregando análise semelhante para o segundo estágio, no qual ocorre a extrusão reversa, o diâmetro interno do copo foi o parâmetro de maior significância para a força, apresentando uma relação direta. Porém, o diâmetro externo do copo exibiu uma maior influência sobre o desgaste, numa relação inversa, e para os critérios de danos em que apresentou uma relação direta;
- Em um estudo de correlação, a temperatura de aquecimento do tarugo exibiu uma relação inversa tanto para o esforço de conformação quanto para o desgaste abrasivo;

- O estudo de otimização de processo, baseado na temperatura das matrizes em regime permanente de produção, permitiu concluir que no estágio 1 a temperatura da matriz inferior exibiu uma dependência inversa do tempo de lubrificação, enquanto a temperatura da matriz superior exibiu uma dependência direta da temperatura inicial da ferramenta. Observou-se também que, secundariamente, a temperatura da matriz inferior apresentou uma relação inversa à temperatura do tarugo a ser conformado;
- Realizando o mesmo estudo para o estágio 2, pode-se observar que a temperatura em regime permanente da matriz inferior apresentou uma relação direta com a temperatura inicial da ferramenta, ao passo que a temperatura da matriz superior exibiu uma relação inversa ao tempo de lubrificação da matriz;
- Empregando as correlações obtidas nos estudos de mapeamento do processo, pode-se empregá-los para auxiliar no projeto do forjamento de outros monoblocos, concluindo-se que esse método de projeto é eficiente para o desenvolvimento do ferramental.

No entanto, devido à extensão do assunto, algumas tarefas não puderam ser executadas e podem ser sugeridas para projetos futuros:

- Comparar o estudo com a produção do produto;
- Realização de estudos mais precisos para a definição de coeficientes de atrito no forjamento a morno;
- Realização de estudos para a predição de desgaste nas matrizes e a obtenção dos parâmetros apresentados neste texto, considerando diversos materiais de matrizes e recobrimentos superficiais (nitretação, PVD, CVD, entre outros);
- Estender o método de projeto de monoblocos para outros componentes mecânicos, como cubos de rodas, árvores primárias e, até mesmo, bielas;
- Estudar melhores maneiras de confeccionar matrizes, visando diminuir os esforços e o desgaste por meio da divisão das ferramentas e emprego de materiais diferenciados;
- Explorar o emprego de matrizes não-divididas para o forjamento a morno mantendo as tensões, ainda, em níveis baixos.

Referências bibliográficas

- Altan T.; OH S., Gegel H., *Conformação de Metais. Fundamentos e aplicações*. São Carlos: EESC/USP, 1999, 350 p.
- Andrews, K. W. *Empirical Formulae for the Calculation of Some Transformation Temperatures*. Journal of The Iron and Steel Institute, 203, pp. 721-727, 1965.
- Bayramoglu, M.; Polat, H.; Geren, N. *Cost and performance evaluation of different surface treated dies for hot forging process*. Journal of Materials Processing Technology, 205, pp. 394-403, 2008.
- Behren, A.; Just, H. *Extension of the forming limits in cold and warm forging by the FE based fracture analysis with the integrated damage model of effective stresses*. Journal of Materials Processing Technology, 125-126, pp. 235-241, 2002.
- Behrens, B. A.; Schaefer, F. *Prediction of wear in hot forging tools by means of finite-element-analysis*. Journal of Materials Processing Technology, 167, pp. 309-315, 2005.
- Brucelle, O.; Bernhardt, G. *Methodology for service life increase of hot forging tools*. Journal of Materials Processing Technology, 87, pp. 237-246, 1999.
- Cockroft, M. G.; Latham, D. J. *Ductility and the workability of metals*. Journal of the Institute of Metals, 96, pp. 33-39, 1968.
- Dean, T. A.; Sturgess, C. E. N. *Warm-forming practice*. Journal of Materials Processing Technology, 2, pp. 255-265, 1978.
- Dieter, G. E. *Mechanical Metallurgy*. Cingapura: McGraw-Hill, 1988.
- Fischer, U.; Heinzler, M.; Näher, F.; Paetzold, H. Gomeringer, R.; Kilgus, R., Oesterle, S.; Stephan, A. *Tabellenbus Metall*. Nourney: Verlag Europa-Lehrmittel, 2005.
- Fujikawa, S.; Yoshioka, H.; Shimamura, S. *Cold- and warm-forging applications in the automotive industry*. Journal of Materials Processing Technology, 35, pp. 317-342, 1992.

- Hirschvogel, M.; Dommelen, H. v. *Some applications of cold and warm forging*. Journal of Materials Processing Technology, 35, pp. 343-356, 1992.
- Iwama, T. Morimoto, Y. *Die life and lubrication in warm forging*. Journal of Materials Processing Technology, 71, pp. 43-48, 1997.
- Jeong, D.J.; Kim, D.J.; Kim, J.H.; Kim, B.M.; Dean, T.A. *Effects of surface treatments and lubricants for warm forging die life*. Journal of Materials Processing Technology, 113, pp. 544-550, 2001.
- Kang, J. H.; Lee, K. O.; Kang, S. S. *Characterization of cooling heat transfer for various coolant conditions in arm forging process*. Journal of Materials Processing Technology, 184, pp. 338-344, 2007.
- Kang, J. H.; Park, I.W.; Jae, J.S.; Kang, S. S. *A study on a die wear model considering thermal softening: (I) Construction of the wear model*. Journal of Materials Processing Technology, 96, pp. 53-58, 1999.
- Kang, J. H.; Park, I.W.; Jae, J.S.; Kang, S. S. *A study on a die wear model considering thermal softening: (II) Application of the suggested wear model*. Journal of Materials Processing Technology, 96, pp. 53-58, 1999.
- Kim, H.; Yagi, T.; Yamanaka, M. *FE simulation as a must tool in cold/warm forging process and tool design*. Journal of Materials Processing Technology, 98, pp. 143-149, 2000.
- Lee, R.S.; Jou, J.L. *Application of numerical simulation for wear analysis of warm forging die*. Journal of Materials Processing Technology, 140, pp. 43-48, 2003.
- Lenhard, A. L., Jr. *Análise da Influência das Propriedades do Material e Parâmetros do Processo na Simulação Numérica do Processo de Forjamento*. 2007. 78f.. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.
- MatWeb, Material Property Data. Disponível em: <<http://www.matweb.com>>. Acesso em: 03 out. 2009.
- Mohammadi, M. M.; Sadeghi, M. H. *Numerical and experimental investigation of forging process of a CV joint outer race*. International Journal of Research and Reviews in Applied Sciences, 2, 2010.

- Niechajowicz, A.; Tobota, A. *Warm deformation of carbon steel*. Journal of Materials Processing Technology, 106, pp. 123-130, 2000.
- Norton, R. L. *Machine Design – An Integrated Approach*. India: Pearson Education, 2000, 1078p.
- Park, K. S.; VanTyne, C. J.; Moon, Y. H. *Process analysis of multistage forging by using finite element method*. Journal of Materials Processing Technology, 187-188, pp. 586-590, 2007.
- Rodrigues, J.; Martins, P. *Tecnologia Mecânica. Tecnologia da Deformação Plástica – Vol. 1: Fundamentos teóricos*. Lisboa: Escolar Editora, 2005, 695p.
- Schaeffer, L. *Forjamento – Introdução ao Processo*. Porto Alegre: Imprensa Livre, 2001, 200p.
- Schmoeckel, D.; Sheljaskow, S.; Speck, D. *Die Situation der Werkzeugwerkstoffe für die Halbwarmumformung in Deutschland*. Darmstadt: Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen, 1994.
- Sheljaskow, S. *Tool lubricating systems in warm forging*. Journal of Materials Processing Technology, 113, pp. 16-21, 2001.
- Shivpuri, R.; Babu, S.; Kini, S.; Pauskar, P.; Deshpande A. *Recent advances in cold and warm forging process modeling techniques: selected examples*. Journal of Materials Processing Technology, 46, pp. 253-274, 1994.
- Snape, G.; Clift, S.; Bramley, A. *Parametric sensitivity analyses for FEA of hot steel forging*. Journal of Materials Processing Technology, 125-126, pp. 353-360, 2002.
- Vujovic, V.; Shabaik, A. H. *A New Workability Criterion for Ductile Metals*. Journal of Engineering Materials and Technology, 108, pp. 245-249, 1986.
- Transvalor. *Forge: On-line Help Version 2008*. Sophia Antipolis: 2008. DVD-ROM.

APÊNDICE A – Coleta de dados para caracterização do processo a quente

Tabela A.1 – Temperatura do tarugo/peça na saída do forno, do recalque e entre pré-forma e final

	Forno	Saída do recalque	Entre pré-forma e final	
			Espiga	Copo
1	1198	1149	1059	1084
2	1195	1155	1083	1070
3	1191	1166	1096	1122
4	1190	1143	1085	1089
5	1204	1121	1041	1055
6	1196	1168		
7	1192	1131		
8	1205	1134		
9	1200	1134		
10	1195	1150		
Média	1197	1145	1073	1084

Tabela A.2 – Temperatura da peça na região da ponta da espiga

Ponta da espiga	Final da rampa	Entrada na esteira	Entrada na esteira	Entrada na caixa
1	1032	970	686	477
2	1022	963	676	480
3	1056	952	676	473
4	1024	953	694	477
5	1025	941	697	472
6		942	702	472
7		938	676	519
8		946	680	501
9		967	665	504
10		963	677	487
Média	1032	954	683	486

Tabela A.3 – Temperatura da peça na região da base da espiga

Base da espiga	Final da rampa	Entrada na esteira 1	Entrada na esteira 2	Entrada na caixa
1	1077	1030	755	516
2	1097	1000	747	499
3	1094	1020	752	495
4	1094	1031	746	489
5	1114	1030	750	502
6		1015	738	527
7		1021	737	506
8		1016	735	497
9		1035	749	506
10		1035	750	516
Média	1095	1023	746	505

Tabela A.4 – Temperatura da peça na região do copo externo

Copo externo	Final da rampa	Entrada na esteira	Entrada na esteira	Entrada na caixa
1	1052	966	699	499
2	1047	969	706	507
3	1043	985	720	525
4	1046	954	713	518
5	1027	958	717	505
6		982	720	491
7		968	705	490
8		966	720	493
9		964	725	501
10		975	712	505
Média	1043	969	714	503

Tabela A.5 – Temperatura da peça na região do copo interno

Copo interno	Final da rampa	Entrada na esteira 1	Entrada na esteira 2	Entrada na caixa
1	1146	1103	789	506
2	1165	1115	775	510
3	1166	1110	774	509
4	1159	1119	759	501
5	1147	1101	767	507
6		1125	781	501
7		1107	794	501
8		1101	775	520
9		1123	779	517
10		1100	784	517
Média	1157	1110	778	509

Tabela A.6 – Temperatura nas colunas da máquina e esteira

Colunas e máquina		Esteira
33	42	119
33	40	148
36	37	151
41	37	137
45	42	133
33	43	
36	43	
30	45	
	49	
	34	
Média	39	138

Tabela A.7 – Temperatura das ferramentas

	Recalque	Pré-forma		Final		Rebarbar
		Inferior	Superior	Inferior	Superior	
1	107	180	218	178	188	104
2	115	190	191	186	180	104
3	82	226	213	171	189	102
4	119	195	213	159	190	107
5	149	199	228	177	189	104
6	137					
7	86					
8	91					
9	133					
10	122					
Média	114	198	213	174	187	104

Tabela A.8 – Tempo entre estágios (do forno ao final da rampa após forjar final)

	Do forno a rampa	Do forno ao golpe do recalque	Do golpe do recalque ao golpe do pré-forma	Do golpe do pré-forma ao golpe do final	Do golpe do final a rampa
1	6,47	9,4	1,3	1,64	2,01
2	6,49	9,05	1,43	2	2,16
3	6,35	9,13	1,5	2,04	2,35
4	6,48	9,22	1,91	2,12	2,19
5	6,6	9,56	1,92	2,22	1,86
6	6,9	9,75	2,24	2,56	3,41
7	6,23	8,93	1,7	2,11	2,1
8	6,55	9,17	1,62	2,21	2,2
9	6,76	9,4	1,82	2,32	2,29
10	6,78	9,86	2,04	2,06	2,21
Média	7	9	2	2	2

Tabela A.9 – Tempo entre estágios (do rebarbador à caixa)

	Do golpe do final ao golpe do rebarbador	Do golpe do rebarbador a queda na esteira	Entrada na 1ª esteira a entrada na 2ª esteira	Entrada na 2ª esteira a entrada na caixa
1	8,41	6,62	216	525
2	7,53	5,66	220	523
3	8,01	5,51	222	544
4	7,53	7,02	224	544
5	7,76	4,86	221	562
6	7,82	5,75		
7	7,43	5,63		
8	7,33	6,22		
9	8,12	6,62		
10	8,3	7,01		
Média	8	6	221	540

APÊNDICE B – Proposta A para forjamento a morno

Seguem exibidas as tentativas para o desenvolvimento da proposta A, conforme comentado no item 4.1. Os valores em parênteses, após a descrição da figura, referem-se aos esforços de conformação encontrados, em toneladas-força (tf).

B.1. Sequência A

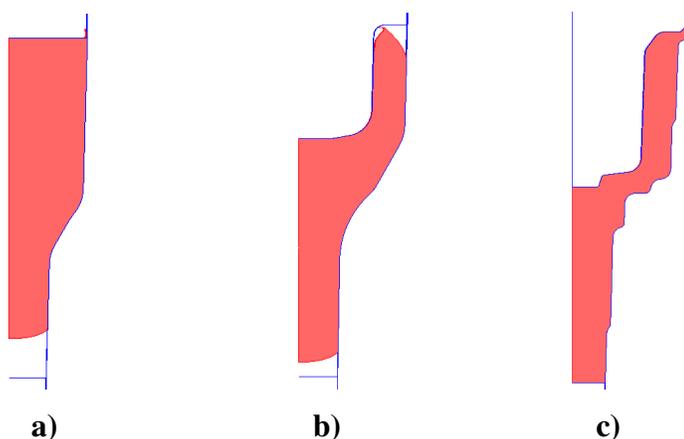


Figura B.1 – Sequência A da proposta A

a) Pré-forjar 1 (305 tf); b) Pré-forjar 2 (409 tf); c) forjar final (980 tf)

Problema encontrado: subida de rebarba entre as matrizes superior e inferior na pré-forma 1.

Melhoria proposta: aumentado diâmetro do copo na pré-forma 1.

B.2. Sequência B

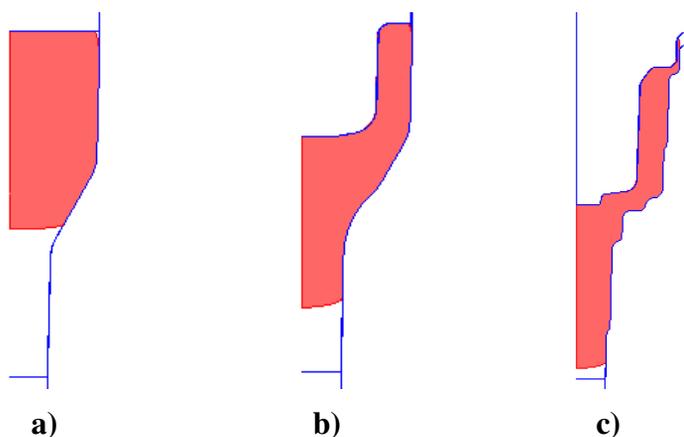


Figura B.2 – Sequência B da proposta A

a) Pré-forjar 1 (202 tf); b) Pré-forjar 2 (814 tf); c) forjar final (897 tf)

Problema encontrado: subida de rebarba entre as matrizes superior e inferior no final e falha de preenchimento na espiga.

Melhoria proposta: diminuir diâmetro do copo na pré-forma 1 para um valor intermediário.

B.3. Sequência C

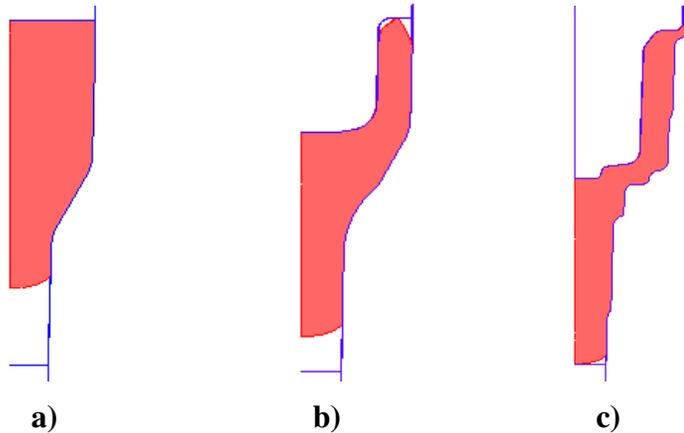


Figura B.3 – Sequência C da proposta A

a) Pré-forjar 1 (342 tf); b) Pré-forjar 2 (469 tf); c) forjar final (932 tf)

Problema encontrado: falha de preenchimento na espiga final.

Melhoria proposta: diminuir comprimento do copo para o pré-forjar 1 para forçar material à espiga. Acrescentar apoio de tarugo na pré-forma 1.

B.4. Sequência D

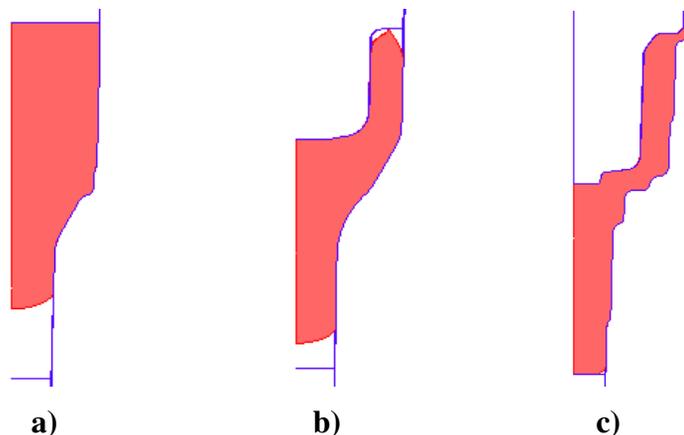


Figura B.4 – Sequência D da proposta A

a) Pré-forjar 1 (382 tf); b) Pré-forjar 2 (452 tf); c) forjar final (896 tf)

Problema encontrado: pequena falha de preenchimento na espiga final e pequena subida de rebarba na pré-forma 1.

Melhoria proposta: diminuir comprimento do copo para o pré-forjar 1 para forçar material à espiga. Alterar geometria da ferramenta superior da pré-forma 1 para impedir formação de rebarba.

B.5. Sequência E

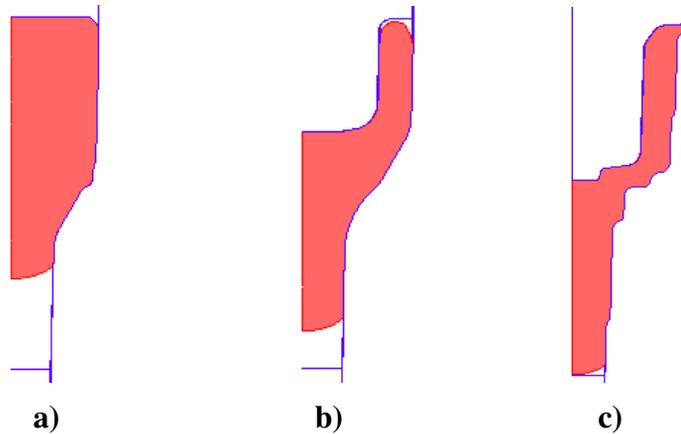


Figura B.5 – Sequência E da proposta A

a) Pré-forjar 1 (351 tf); b) Pré-forjar 2 (715 tf); c) forjar final (884 tf)

Problema encontrado: pequena falha de preenchimento na espiga final.

Melhoria proposta: diminuir comprimento do copo para o pré-forjar 1 para forçar material à espiga.

B.6. Sequência F

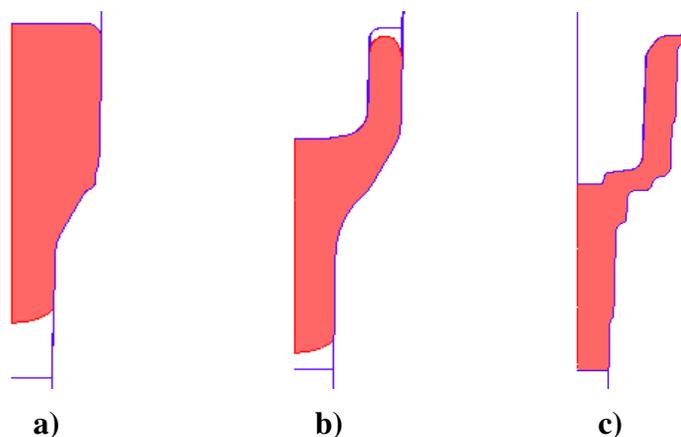


Figura B.6 – Sequência F da proposta A

a) Pré-forjar 1 (373 tf); b) Pré-forjar 2 (444 tf); c) forjar final (928 tf)

Problema encontrado: no produto nenhum; detalhe acrescentado na ferramenta superior do pré-forjar 1 é estruturalmente frágil, conforme comentado no item 4.1.

Melhoria proposta: alterar ferramenta superior para um topo abaulado.

B.7. Sequência G

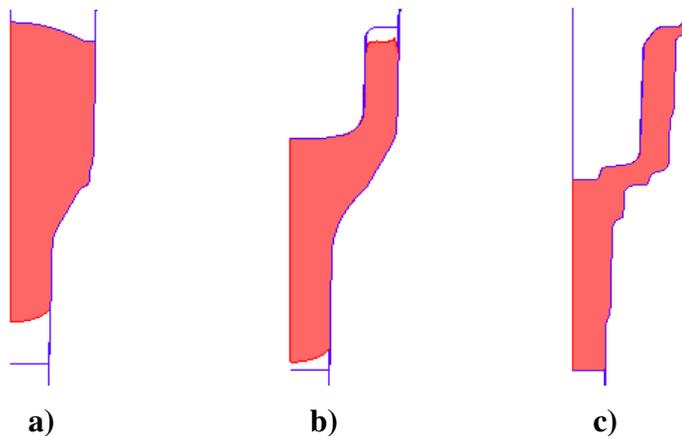


Figura B.7 – Sequência G da proposta A

a) Pré-forjar 1 (383 tf); b) Pré-forjar 2 (289 tf); c) forjar final (773 tf)

Problema encontrado: nenhum.

APÊNDICE C – Proposta B para forjamento a morno

Seguem exibidas as tentativas para o desenvolvimento da proposta B, conforme comentado no item 4.2. Os valores em parênteses, após a descrição da figura, referem-se aos esforços de conformação encontrados, em toneladas-força (tf).

C.1. Sequência A

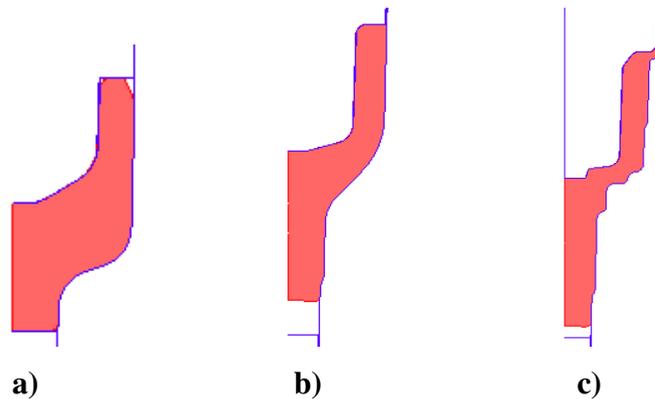


Figura C.1 – Sequência A da proposta B

a) Pré-forjar 1 (438 tf); b) Pré-forjar 2 (744 tf); c) forjar final (1191 tf)

Problema encontrado: subida de rebarba entre as matrizes superior e inferior no final e falha na espiga.

Melhoria proposta: diminuir comprimento do copo interno para o pré-forjar 1 para haver mais material a forçar à espiga na pré-forma 2.

C.2. Sequência B

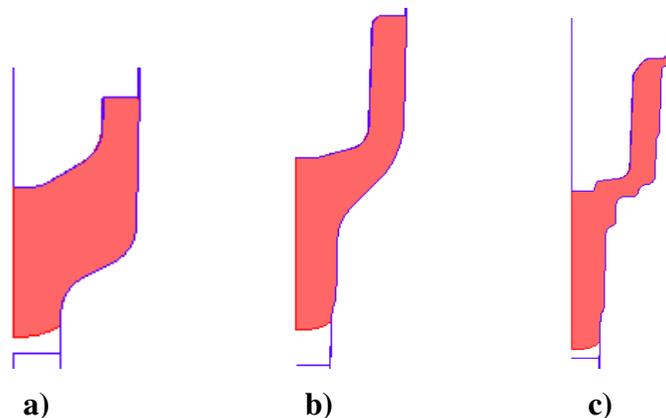


Figura C.2 – Sequência B da proposta B

a) Pré-forjar 1 (611 tf); b) Pré-forjar 2 (749 tf); c) forjar final (1190 tf)

Problema encontrado: subida de rebarba entre as matrizes superior e inferior no final e falha na espiga. Na pré-forma 2 o copo foi preenchido precocemente e o material foi arrastado nesta região sobre matriz inferior.

Melhoria proposta: diminuir o comprimento do copo externo nos pré-formas 1 e 2, para facilitar preenchimento da espiga.

C.3. Sequência C

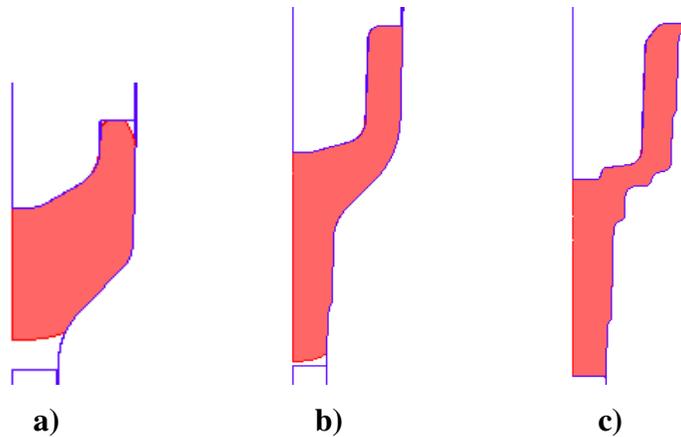


Figura C.3 – Sequência C da proposta B

a) Pré-forjar 1 (342 tf); b) Pré-forjar 2 (787tf); c) forjar final (894 tf)

Problema encontrado: equilibrar a carga de forjamento.

Melhoria proposta: Na pré-forma 1, diminuir o diâmetro e o comprimento do copo externo e alterar a geometria do copo interno para permitir material para a pré-forma 2. Para a pré-forma 2, reduzir as dimensões do copo interno.

C.4. Sequência D

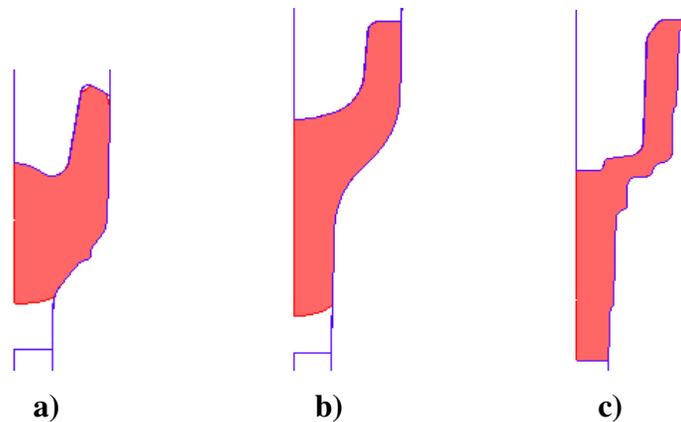


Figura C.4 – Sequência D da proposta B

a) Pré-forjar 1 (299 tf); b) Pré-forjar 2 (682 tf); c) forjar final (964 tf)

Problema encontrado: equilibrar a carga de forjamento.

Melhoria proposta: diminuir o comprimento do copo externo na pré-forma 1 e melhorar ângulo para escoamento.

C.5. Sequência E

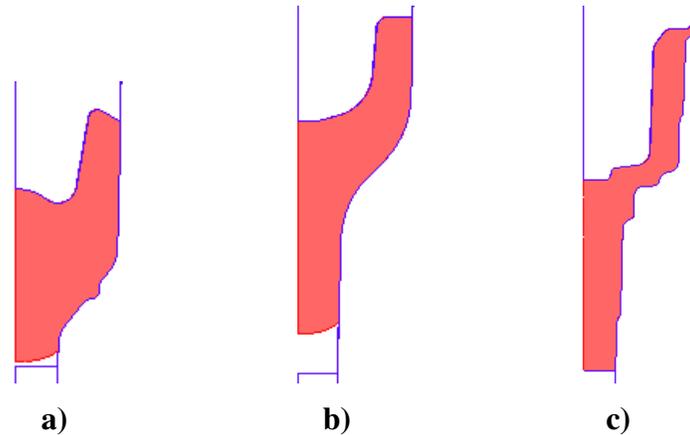


Figura C.5 – Sequência E da proposta B

a) Pré-forjar 1 (526 tf); b) Pré-forjar 2 (689 tf); c) forjar final (957 tf)

Problema encontrado: reduzir esforços mantendo o equilíbrio.

Melhoria proposta: Para a pré-forma 1 aumentar o diâmetro do copo externo e alterar a geometria do copo interno (diminuir o diâmetro, aumentar o comprimento e aumentar acúmulo de material no centro para formação da espiga). Para o pré-forjar 2, acrescentar a região de acúmulo de material para a formação da espiga.

C.6. Sequência F

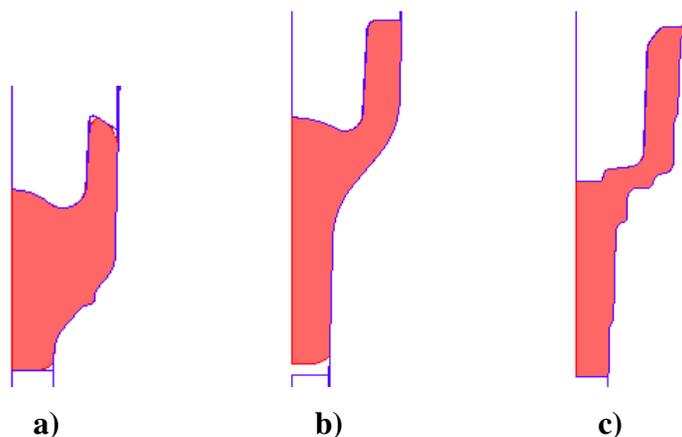


Figura C.6 – Sequência F da proposta B

a) Pré-forjar 1 (354 tf); b) Pré-forjar 2 (740 tf); c) forjar final (862 tf)

Problema encontrado: reduzir o esforço na pré-forma 2 e final.

Melhoria proposta: na pré-forma 1, aumentar diâmetro externo do copo (para minimizar esforço na formação do mesmo na pré-forma 2), o comprimento da espiga (para acomodar o material proveniente das demais alterações, bem como diminuir o diâmetro do copo interno.

C.7. Sequência G

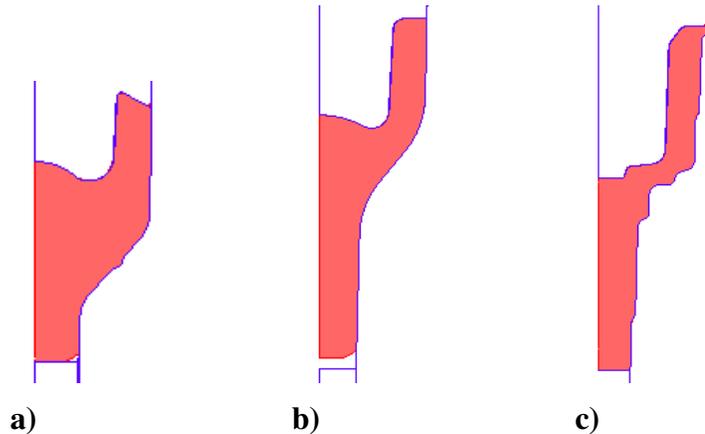


Figura C.7 – Sequência G da proposta B

a) Pré-forjar 1 (589 tf); b) Pré-forjar 2 (741 tf); c) forjar final (839 tf)

Problema encontrado: esforços não-equilibrados; porém, foi a menor diferença encontrada entre as etapas de maior e menor esforço.

APÊNDICE D – Resultados para a análise geométrica da operação de pré-forjar 1

De acordo com o delineamento de experimentos realizado no item 5.1, descrevem-se na Tabela D.1 as dimensões, o comprimento de corte (para garantir um comprimento de espiga fixo) e o esforço encontrado para cada condição. Todas as dimensões estão em mm, exceto nos locais especificados.

Tabela D.1 – Parâmetros de entrada e resultados obtidos

Diâmetro do copo (E)	Diâmetro da espiga (D)	Comprimento do copo (C)	Ângulo de transição (B)	Raio de transição (A)	Massa (Frio)	Comprimento de corte (Quente)	Força de prensagem (ft)
88	35	54	50	40	3,837	128,8	610,0
82	32	50	40	30	3,014	101,4	438,1
82	32	50	40	50	3,057	102,4	568,3
82	32	50	60	30	3,323	111,5	548,9
82	32	50	60	50	3,330	111,5	546,8
82	32	58	40	30	3,268	109,5	575,5
82	32	58	40	50	3,311	111,5	564,9
82	32	58	60	30	3,569	119,7	540,3
82	32	58	60	50	3,576	119,7	532,8
82	38	50	40	30	3,253	109,5	499,7
82	38	50	40	50	3,298	110,5	485,0
82	38	50	60	30	3,512	117,6	474,9
82	38	50	60	50	3,520	118,6	481,8
82	38	58	40	30	3,490	117,6	488,6
82	38	58	40	50	3,535	118,6	485,2
82	38	58	60	30	3,741	125,7	483,5
82	38	58	60	50	3,749	125,7	480,7
94	32	50	40	30	3,872	129,8	794,2
94	32	50	40	50	3,915	131,8	781,3
94	32	50	60	30	4,387	147,0	760,9
94	32	50	60	50	4,395	147,0	740,8
94	32	58	40	30	4,220	142,0	800,0
94	32	58	40	50	4,264	143,0	773,1
94	32	58	60	30	4,725	158,2	743,3
94	32	58	60	50	4,732	159,2	753,1
94	38	50	40	30	4,100	137,9	680,9
94	38	50	40	50	4,149	138,9	657,0
94	38	50	60	30	4,553	153,1	666,4
94	38	50	60	50	4,562	153,1	662,8
94	38	58	40	30	4,431	149,1	679,8
94	38	58	40	50	4,480	150,1	663,1
94	38	58	60	30	4,873	163,3	683,1
94	38	58	60	50	4,882	164,3	669,4

Para a elaboração do mapa de processo, os resultados das simulações seguem exibidos na Tabela D.2.

Tabela D.2 – Resultados para o mapa de processo

Diâmetro do copo (E)	Diâmetro da espiga (D)	Massa (Frio)	Comprimento de corte (Quente)	Força de prensagem (ft)	Vujobic-Shabaik	Desgaste (MPa·mm)	Latham-Cockroft
88	35	3,837	128,8	610,0	2,7	20366	0,1
82	32	3,27	109,5	558,5	2,9	20997	0,2
82	34	3,335	111,5	526,2	2,7	22370	0,1
82	36	3,406	114,6	506,5	2,8	24725	0,1
82	38	3,481	116,6	482,0	2,8	25490	0,1
86	32	3,579	119,7	620,2	2,3	19666	0,2
86	34	3,642	122,7	588,7	3,0	21373	0,1
86	36	3,711	124,7	568,2	2,7	22078	0,1
86	38	3,785	126,8	533,5	2,8	21995	0,1
90	32	3,907	130,8	683,8	2,3	19200	0,1
90	34	3,97	132,8	670,4	2,7	19091	0,1
90	36	4,036	135,9	630,9	2,9	20621	0,1
90	38	4,108	137,9	598,3	2,6	20924	0,1
94	32	4,257	143,0	774,0	2,4	19052	0,1
94	34	4,318	145,0	735,0	2,8	19223	0,1
94	36	4,383	147,0	695,6	2,7	19237	0,1
94	38	4,453	149,1	655,7	2,6	19499	0,1

APÊNDICE E – Resultados para a análise geométrica da operação de pré-forjar 2

De acordo com o delineamento de experimentos realizado no item 5.2, descrevem-se na Tabela E.1 as dimensões e o esforço encontrado para cada condição. Todas as dimensões estão em mm, exceto onde especificado.

Tabela E.1 – Parâmetros de entrada e resultados obtidos

Diâmetro do copo externo (E)	Diâmetro do copo interno (D)	Comprimento do copo externo (C)	Ângulo de transição (B)	Raio de transição (A)	Esforço (ft)
103	73	50	10	12	318,2
100	70	45	5	8	311,0
100	70	45	5	16	300,1
100	70	45	15	8	308,2
100	70	45	15	16	299,1
100	70	55	5	8	303,2
100	70	55	5	16	293,2
100	70	55	15	8	301,7
100	70	55	15	16	290,1
100	76	45	5	8	382,1
100	76	45	5	16	377,9
100	76	45	15	8	389,6
100	76	45	15	16	376,6
100	76	55	5	8	371,9
100	76	55	5	16	360,6
100	76	55	15	8	370,7
100	76	55	15	16	357,0
106	70	45	5	8	267,6
106	70	45	5	16	259,5
106	70	45	15	8	267,2
106	70	45	15	16	258,3
106	70	55	5	8	267,6
106	70	55	5	16	259,5
106	70	55	15	8	267,2
106	70	55	15	16	258,2
106	76	45	5	8	330,9
106	76	45	5	16	321,9
106	76	45	15	8	331,3
106	76	45	15	16	321,6
106	76	55	5	8	330,9
106	76	55	5	16	321,9
106	76	55	15	8	331,3
106	76	55	15	16	321,4

Para a elaboração do mapa de processo, os resultados das simulações seguem exibidos na Tabela E.2.

Tabela E.2 – Resultados para o mapa de processo

Diâmetro do copo externo (E)	Diâmetro do copo interno (D)	Massa (Fria)	Esforço (ft)	Varição no copo	Varição na espiga	Desgaste (MPa·mm)	Vujobic-Shabaik	Latham-Cockroft
103	73	3,853	318,2	5,3	35,5	14162	2,9	0,3
100	70	3,528	300,0	5,1	22,3	16895	2,2	0,2
100	72	3,453	321,3	10,9	42,7	18033	2,2	0,2
100	74	3,376	346,1	12,4	47,8	18683	2,0	0,3
100	76	3,298	374,7	14,1	53,6	19467	2,0	0,2
102	70	3,714	291,3	5,2	33,0	13495	2,8	0,3
102	72	3,639	312,0	6,5	36,7	14875	2,0	0,3
102	74	3,563	335,8	8,0	40,7	15804	2,1	0,3
102	76	3,484	357,7	9,5	45,4	16655	2,1	0,3
104	70	3,905	283,2	1,5	28,2	11173	3,5	0,3
104	72	3,83	303,8	2,6	31,5	12222	3,0	0,3
104	74	3,753	324,1	3,8	34,9	12843	2,6	0,3
104	76	3,675	348,1	5,2	38,5	13983	2,8	0,3
106	70	4,101	270,6	-1,7	23,8	9321	3,0	0,3
106	72	4,026	290,4	-0,8	26,4	9825	3,3	0,3
106	74	3,949	313,5	0,3	29,4	10336	4,2	0,3
106	76	3,871	333,3	1,3	32,5	11155	3,1	0,3

APÊNDICE F – Resultados para a análise do estado térmico permanente da operação de pré-forjar 1

De acordo com o delineamento de experimentos realizado no item 5.4, seguem exibidas na Tabela F.1 as condições de contorno e as temperaturas observadas nas matrizes.

Tabela F.1 – Parâmetros de entrada e resultados obtidos

Tempo de lubrificação (A)	Temperatura inicial da ferramenta (B)	Temperatura inicial do tarugo (C)	Coefficiente de atrito (D)	Temperatura na matriz inferior	Temperatura na matriz superior
3	100	800	0,4	202	83
2	75	750	0,3	227	81
4	75	750	0,3	186	73
2	125	750	0,3	237	97
4	125	750	0,3	196	88
2	75	850	0,3	204	81
4	75	850	0,3	168	73
2	125	850	0,3	219	98
4	125	850	0,3	185	88
2	75	750	0,5	227	81
4	75	750	0,5	186	73
2	125	750	0,5	237	97
4	125	750	0,5	196	88
2	75	850	0,5	204	81
4	75	850	0,5	167	73
2	125	850	0,5	219	97
4	125	850	0,5	185	88

Para a elaboração do mapa de processo, os resultados das simulações seguem exibidos na Tabela F.2.

Tabela F.2 – Resultados para o mapa de processo

Tempo de lubrificação (A)	Temperatura inicial da ferramenta (B)	Temperatura na matriz inferior	Temperatura na matriz superior
2,0	75	214	80
2,7	75	199	76
3,3	75	188	73
4,0	75	176	72
2,0	92	220	87
2,7	92	204	83
3,3	92	192	80
4,0	92	180	78
2,0	108	223	91
2,7	108	206	87
3,3	108	195	84
4,0	108	184	81
2,0	125	230	97
2,7	125	213	93
3,3	125	202	89
4,0	125	191	88

APÊNDICE G – Resultados para a análise do estado térmico permanente da operação de pré-forjar 2

De acordo com o delineamento de experimentos realizado no item 5.4, seguem exibidas na Tabela G.1 as condições de contorno e as temperaturas observadas nas matrizes.

Tabela G.1 – Parâmetros de entrada e resultados obtidos

Tempo de lubrificação (A)	Temperatura inicial da ferramenta (B)	Temperatura inicial do tarugo (C)	Coefficiente de atrito (D)	Temperatura na matriz inferior	Temperatura na matriz superior
3	100	800	0,4	116	195
2	75	750	0,3	109	218
4	75	750	0,3	96	167
2	125	750	0,3	138	233
4	125	750	0,3	123	179
2	75	850	0,3	109	204
4	75	850	0,3	97	158
2	125	850	0,3	139	226
4	125	850	0,3	123	174
2	75	750	0,5	109	220
4	75	750	0,5	96	169
2	125	750	0,5	138	231
4	125	750	0,5	123	178
2	75	850	0,5	109	206
4	75	850	0,5	97	160
2	125	850	0,5	139	221
4	125	850	0,5	123	172

Para a elaboração do mapa de processo, os resultados das simulações seguem exibidos na Tabela G.2.

Tabela G.2 – Resultados para o mapa de processo

Tempo de lubrificação (A)	Temperatura inicial da ferramenta (B)	Temperatura na matriz inferior	Temperatura na matriz superior
2,0	75	109	217
2,7	75	104	196
3,3	75	100	182
4,0	75	96	168
2,0	92	118	218
2,7	92	113	197
3,3	92	110	183
4,0	92	106	169
2,0	108	128	224
2,7	108	123	203
3,3	108	119	187
4,0	108	115	173
2,0	125	138	228
2,7	125	133	206
3,3	125	128	191
4,0	125	123	176