

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGE3M

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DOS ANÉIS DE CINTAMENTO SOBRE AS
MATRIZES DE EXTRUSÃO A FRIO DE ENGRENAGENS CILÍNDRICAS
DE DENTES RETOS COM O AÇO SAE 10B22 PARA A INDÚSTRIA
AUTOMOBILÍSTICA**

M.Sc. Eng. Fabrício Dreher Silveira

Tese para a obtenção do Título de Doutor em Engenharia

Porto Alegre

2019

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGE3M

Estudo da influência dos anéis de cintamento sobre as matrizes de extrusão a frio de engrenagens cilíndricas de dentes retos com o aço SAE 10B22 para a indústria automobilística

M.Sc. Fabrício Dreher Silveira

Engenheiro Mecânico

Proposta submetida à banca examinadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, PPGE3M, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como Tese para posterior obtenção do Título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Lírío Schaeffer

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha – Escola Politécnica da USP

Prof. Dr. Jorge Luis Braz Medeiros – FURG

Prof. Dr. Mauro Moraes de Souza – FEI

Prof. Dr. Afonso Reguly
Coordenador do PPGE3M

Dedico este trabalho a minha esposa
Rita de Cássia e ao meu filho Ivan,
pela força e compreensão durante
a minha ausência no período
em que desenvolvi esta Tese.
Aos meus pais Carlos e Carmen.

AGRADECIMENTOS

À empresa ZEN S.A., em especial, aos setores de Ferramentaria, Produção e Metrologia, os quais foram de extrema importância nos desenvolvimentos, execuções de projetos, ensaios e medições dimensionais, aplicando toda a sua experiência.

À empresa *GF Machining Solutions* pelo suporte cedido nos ensaios referentes às suas máquinas, especialmente, na pessoa do Sr. Rafael Doretto, gerente de vendas e aplicações.

Ao *Institut für Umformtechnik* (IFU) pelos ensaios e informações prestadas ao longo deste período de desenvolvimento.

Ao Professor Dr. Lírio Schaeffer pela oportunidade de ter desenvolvido esta Tese sob sua orientação. Ao Dr. Alberto Guerreiro Moreira Brito pelo auxílio com artigos sobre o tema da tese e discussões sobre teorias citadas neste trabalho.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais por ter recebido este trabalho como significativo para a área de pesquisa.

A minha família por ter sempre estado ao meu lado, apoiando e abdicando de momentos de lazer para que eu pudesse conduzir este trabalho.

SUMÁRIO

| | |
|---|-------|
| LISTA DE FIGURAS | VIII |
| LISTA DE TABELAS | XII |
| LISTA DE SÍMBOLOS..... | XIV |
| LISTA DE ABREVIATURAS | XVII |
| RESUMO | XVIII |
| ABSTRACT | XIX |
| 1 INTRODUÇÃO | 20 |
| 1.1 OBJETIVOS E JUSTIFICATIVA DO TRABALHO | 22 |
| 1.2 ROTEIRO DE DESENVOLVIMENTO | 23 |
| 2 ESTADO DA ARTE E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA | 24 |
| 2.1 SOBRE O PROCESSO DE CONFORMAÇÃO A FRIO | 24 |
| 2.1.1 Condições gerais do processo de extrusão | 24 |
| 2.1.2 Tipos de processos de extrusão | 25 |
| 2.1.3 Extrusão a frio de aços | 26 |
| 2.2 FERRAMENTAS PARA EXTRUSÃO A FRIO | 28 |
| 2.2.1 Punções | 28 |
| 2.2.2 Matrizes | 29 |
| 2.2.3 Estado de tensões | 31 |
| 2.2.4 Anéis de cintamento | 31 |
| 2.2.5 Dimensionamento de punções e matrizes | 33 |
| 2.2.6 Revestimentos para ferramentas de extrusão | 34 |
| 2.3 CÁLCULO DA FORÇA E TRABALHO DE EXTRUSÃO | 35 |
| 2.3.1 Aumento de temperatura por trabalho de extrusão | 36 |
| 2.4 O ATRITO NA EXTRUSÃO A FRIO | 36 |
| 2.5 O EFEITO DO PRÉ-TENSIONAMENTO APLICADO ÀS MATRIZES DE EXTRUSÃO A FRIO | 39 |
| 2.6 EXEMPLOS DE AÇOS PARA EXTRUSÃO A FRIO | 43 |
| 2.7 CONTROLE GEOMÉTRICO DE ENGRENAGENS | 46 |
| 2.7.1 Normas para especificação de engrenagens | 46 |
| 2.7.2 Especificação de engrenagens cilíndricas usando a norma ISO 1328 | 47 |
| 2.7.3 Desvios isolados | 47 |
| 2.7.4 Desvio de passo individual (f_{pt}), acumulado (f_{pk}) e total (F_p) | 48 |
| 2.7.5 Desvio de perfil (F_α , $f_{r\alpha}$, $f_{H\alpha}$) | 48 |
| 2.7.6 Desvio de linha de flanco (F_β , $f_{r\beta}$, $f_{H\beta}$) | 50 |
| 2.7.7 Batimento radial (F_r) | 51 |
| 2.7.8 Graus de qualidade | 51 |
| 2.8 ELETROEROSÃO APLICADA À FABRICAÇÃO DE FERRAMENTAS DE EXTRUSÃO | 53 |
| 2.8.1 Eletrodo para ferramenta de extrusão | 54 |

| | |
|--|-----|
| 2.8.2 Desgaste do eletrodo | 55 |
| 2.9 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL | 56 |
| 2.9.1 Elementos finitos aplicados à extrusão a frio | 57 |
| 3 MATERIAIS E MÉTODOS | 59 |
| 3.1 EQUIPAMENTOS UTILIZADOS NO ESTUDO PARA FABRICAÇÃO DE ELETRODOS E CAVIDADE DE MATRIZ | 59 |
| 3.1.1 Eletrodos fabricados por microusinagem | 61 |
| 3.2 ELETRODOS PARA EROSÃO POR PENETRAÇÃO | 63 |
| 3.3 ANÉIS DE CINTAMENTO CONVENCIONAIS E POR ENROLAMENTO DE TIRAS DE AÇO | 64 |
| 3.3.1 Dados do processo de extrusão | 65 |
| 3.3.2 Cálculo da força de extrusão no processo | 67 |
| 3.3.3 Dimensionamento dos anéis para sistema convencional de cintamento | 68 |
| 3.3.4 Anéis de cintamento através do enrolamento de tiras de aço | 71 |
| 3.3.5 Modelamento por elementos finitos do sistema por enrolamento de tiras de aço STRECON | 72 |
| 3.4 PRENSA MECÂNICA | 74 |
| 3.5 MATÉRIA PRIMA UTILIZADA NOS ESTUDOS | 75 |
| 3.5.1 Aço ao Boro SAE 10B22 | 75 |
| 3.5.2 Curvas de escoamento verdadeiras | 76 |
| 3.6 DESCRIÇÃO DE PRODUTO EXTRUDADO E FERRAMENTA DE EXTRUSÃO A FRIO | 79 |
| 4 SIMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS DO PROCESSO DE EXTRUSÃO A FRIO DE ENGRENAGEM CILÍNDRICA DE DENTES RETOS | 82 |
| 4.1 ANÁLISE DO COMPORTAMENTO ELÁSTICO DA ENGRENAGEM EXTRUDADA APÓS A EXTRAÇÃO DA MATRIZ | 82 |
| 4.1.1 Análise do efeito dos anéis de cintamento para minimizar os desvios dimensionais por pré-tensionamento da ferramenta | 85 |
| 4.1.2 Comparação dos resultados de simulação numérica | 87 |
| 4.1.3 Análise comparativa da ação dos anéis de cintamento convencionais e por enrolamento de tiras de aço sobre a matriz e engrenagem extrudada | 93 |
| 5 ANÁLISE EXPERIMENTAL | 102 |
| 5.1 USINAGEM POR ELETROEROSÃO A FIO DOS ELETRODOS PARA FABRICAÇÃO DAS MATRIZES | 102 |
| 5.2 COMPARAÇÕES ENTRE ENGRENAGENS EXTRUDADAS POR SISTEMA DE ANÉIS DE CINTAMENTO CONVENCIONAL E POR ENROLAMENTO DE TIRAS DE AÇO | 110 |
| 5.2.1 RESULTADOS | 111 |
| 6 DISCUSSÕES DOS RESULTADOS | 120 |
| 7 CONCLUSÕES | 122 |
| 8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS | 123 |

| | |
|--|-----|
| 9 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 124 |
| 10 ANEXOS | 134 |
| ANEXO A - Dados simulados das curvas de escoamento verdadeiras p/ o aço SAE 10B22 ($\dot{\varphi}=0,01 \text{ s}^{-1}$). Fonte: JMatPro | 135 |
| ANEXO B - Dados simulados das curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\varphi}=1 \text{ s}^{-1}$). Fonte: JMatPro | 136 |
| ANEXO C - Dados simulados das curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\varphi}=10 \text{ s}^{-1}$). Fonte: JMatPro | 137 |
| ANEXO D - Resultados do ensaio para as curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\varphi}=0,05 \text{ s}^{-1}$) | 138 |
| ANEXO E - Resultados do ensaio para as curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\varphi}=1 \text{ s}^{-1}$) | 139 |
| ANEXO F - Resultados do ensaio para as curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\varphi}=10 \text{ s}^{-1}$) | 140 |
| ANEXO G - Desenho do sistema de acionamento de junta articulada do martelo da prensa mecânica utilizada nos experimentos | 141 |
| ANEXO H – Lista de peças do sistema de acionamento do martelo da prensa | 142 |
| ANEXO I – Certificado de material do aço 10B22 utilizado nos experimentos. Emitido pela Gerdau Aços Finos Piratini em julho de 2018 | 143 |
| ANEXO J – Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400 | 144 |
| ANEXO L – Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400. Pós-revestimento | 148 |
| ANEXO M – Relatório de medição do pinhão obtido por matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400 | 152 |

LISTA DE FIGURAS

| | | |
|-------------|--|----|
| Figura 1 - | Fluxograma das etapas de desenvolvimento | 23 |
| Figura 2 - | Representação esquemática das operações do processo de extrusão a frio | 26 |
| Figura 3 - | Exemplos da variedade geométrica de peças metálicas produzidas por extrusão a frio | 27 |
| Figura 4 - | Exemplos de ferramentais para extrusão a frio. a) Sistema de extração superior e inferior. b) Sistema de extração inferior | 28 |
| Figura 5 - | Formas construtivas para matrizes de extrusão direta | 30 |
| Figura 6 - | Distribuição de tensões na zona de deformação para extrusão direta de matriz com furo | 31 |
| Figura 7 - | Representação do uso de anéis de cintamento para matrizes de extrusão | 32 |
| Figura 8 - | Critério para escolha do ângulo de inclinação da superfície de interferência | 34 |
| Figura 9 - | Geometria da ferramenta de extrusão direta utilizada na simulação numérica computacional | 37 |
| Figura 10 - | Força devido ao fator de atrito (m) na extrusão direta | 37 |
| Figura 11 - | Amplitude tensão-deformação para três estágios de cintamento de matrizes de extrusão | 39 |
| Figura 12 - | Comportamento padrão de tensão-deformação no ponto crítico de uma matriz de extrusão | 40 |
| Figura 13 - | Matriz de extrusão com um anel de cintamento | 41 |
| Figura 14 - | Características relacionadas à resistência e desempenho de uma ferramenta de extrusão | 42 |
| Figura 15 - | Principais métodos de montagem para pré-tensionamento de matrizes por aquecimento (esquerdo) e compressão a frio (direito) | 42 |
| Figura 16 - | Representação de ferramenta montada com sistema STRECON | 43 |
| Figura 17 - | Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação $0,01 \text{ s}^{-1}$. Fonte: <i>JMatPro</i> | 45 |
| Figura 18 - | Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 1 s^{-1} . Fonte: <i>JMatPro</i> | 45 |
| Figura 19 - | Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 10 s^{-1} . Fonte: <i>JMatPro</i> | 46 |
| Figura 20 - | Desvios de passo das engrenagens | 48 |
| Figura 21 - | Desvio de perfil | 49 |
| Figura 22 - | Desvios de perfil segundo ISO 1328-1 | 49 |
| Figura 23 - | Desvio de linha de flanco | 50 |
| Figura 24 - | Desvios da linha de flanco segundo ISO 1328-1 | 50 |
| Figura 25 - | Batimento radial | 51 |
| Figura 26 - | Principais processos de eletroerosão na fabricação de ferramentas | 54 |

| | |
|--|----|
| Figura 27 - Desenho da matriz MT-3673 para a extrusão de engrenagem | 59 |
| Figura 28 - Máquina de eletroerosão a fio, modelo CUT 20P | 60 |
| Figura 29 - Máquina de eletroerosão a fio, modelo CUT 2000 S | 60 |
| Figura 30 - Máquina de eletroerosão a fio, modelo CUT 300 mS | 60 |
| Figura 31 - Máquina de eletroerosão por penetração, modelo FORM X400 | 61 |
| Figura 32 - Centro de microusinagem 5 eixos KERN Pyramid Nano | 61 |
| Figura 33 - Fixação do eletrodo no microfresamento | 63 |
| Figura 34 - Eletrodo para erosão de desbaste inicial por penetração EL-0331 | 64 |
| Figura 35 - Eletrodo para erosão intermediária por penetração EL-0330 | 64 |
| Figura 36 - Eletrodo para acabamento por penetração EL-0987 | 65 |
| Figura 37 - Sistema convencional de anéis de cintamento duplo | 66 |
| Figura 38 - Geratriz (a) e pinhão extrudado (b) a frio pela matriz MT-3673 | 67 |
| Figura 39 - Interface de cálculo do software <i>Eesy-DieOpt</i> para a matriz MT-3673 | 70 |
| Figura 40 - Matriz MT-3673 montada em sistema de anéis de cintamento duplo | 70 |
| Figura 41 - Esquema dos anéis de cintamento do sistema STRECON utilizado nos experimentos | 72 |
| Figura 42 - Matriz de extrusão direta pré-tensionada pelo sistema STRECON E ⁺ . a) Esquema da matriz pré-tensionada. b) Malha por elementos finitos das tiras de aço, anel interno e externo e matriz | 73 |
| Figura 43 - Prensa mecânica Komatsu com capacidade de força 450 toneladas | 74 |
| Figura 44 - <i>Transfer</i> de alimentação e área de prensagem | 74 |
| Figura 45 - Perfil do corpo de prova utilizado nos ensaios para a determinação da curva de escoamento | 76 |
| Figura 46 - Área de ensaio do equipamento Geeble 3800. Fonte: IFU Stuttgart | 77 |
| Figura 47 - Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 0,05s ⁻¹ | 77 |
| Figura 48 - Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 1s ⁻¹ | 78 |
| Figura 49 - Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 10s ⁻¹ | 78 |
| Figura 50 - Pinhão produzido por extrusão a frio. a) Modelo matemático 3D; b) Desenho 2D | 79 |
| Figura 51 - Desenho da matriz MT-6313 | 79 |
| Figura 52 - Matriz MT-6313 montada em sistema de anéis de cintamento duplo | 80 |
| Figura 53 - Sequência de fabricação de pinhão para impulsor de partida | 81 |

| | | |
|-------------|--|----|
| Figura 54 - | Objetivo de grau de qualidade de engrenagem para a extrusão a frio conforme ISO 1328 | 81 |
| Figura 55 - | Vista em corte do ferramental de extrusão a frio direta | 83 |
| Figura 56 - | Ferramenta simplificada para simulação. a) Vista frontal, lado direito, em corte. b) Vista isométrica em corte | 84 |
| Figura 57 - | Dados de entrada para a simulação numérica | 84 |
| Figura 58 - | Esforço resultante da operação de extrusão a frio do pinhão | 85 |
| Figura 59 - | Representação esquemática do avanço de ferramenta da simulação numérica | 85 |
| Figura 60 - | Modelo utilizado na segunda simulação. Ajuste dos diâmetros do anel de cintamento interno | 86 |
| Figura 61 - | Dados de entrada para a segunda simulação numérica | 86 |
| Figura 62 - | Deslocamento radial aplicado após o ajuste de interferência de montagem | 87 |
| Figura 63 - | Metodologia de avaliação dos desvios dimensionais resultantes da simulação numérica | 88 |
| Figura 64 - | Análise dos desvios entre modelo de projeto e peça de simulação numérica | 88 |
| Figura 65 - | Desvios dimensionais do flanco do dente de engrenagem (vista lateral esquerda) .. | 89 |
| Figura 66 - | Desvios dimensionais do flanco do dente de engrenagem (vista lateral direita) | 89 |
| Figura 67 - | Desvios dimensionais do flanco do dente de engrenagem. Segunda simulação (vista lateral esquerda) | 90 |
| Figura 68 - | Tensão de escoamento (k_f) do dente de engrenagem após simulação da extrusão a frio. a) Vista de topo do dente; b) Vista lateral do dente; c) Vista do diâmetro interno do pinhão | 91 |
| Figura 69 - | Deformação verdadeira (φ) do dente de engrenagem após simulação da extrusão a frio. a) Vista de topo do dente; b) Vista lateral do dente; c) Vista do diâmetro interno do pinhão | 91 |
| Figura 70 - | Velocidade de deformação ($\dot{\varphi}$) do dente de engrenagem após simulação da extrusão a frio a) Vista de topo do dente; b) Vista do diâmetro interno do pinhão | 92 |
| Figura 71 - | Distribuição de temperatura (T) do dente de engrenagem após simulação da extrusão a frio a) Vista de topo do dente; b) Vista do diâmetro interno do pinhão | 92 |
| Figura 72 - | Configuração de malha para simulação do pré-tensionamento de matrizes de engrenagem. a) Sistema de anéis de cintamento duplo; b) Sistema de anéis por enrolamento de tiras de aço | 93 |
| Figura 73 - | Deslocamento radial devido ao pré-tensionamento de matrizes de engrenagem. a) Sistema de anéis de cintamento duplo; b) Sistema de anéis por enrolamento de tiras de aço | 94 |
| Figura 74 - | Tensão axial (σ_z) resultante do pré-tensionamento. a) Sistema de anéis de cintamento duplo; b) Sistema de anéis por enrolamento de tiras de aço | 95 |
| Figura 75 - | Tensão tangencial (σ_t) resultante do pré-tensionamento. a) Sistema de anéis de cintamento duplo; b) Sistema de anéis por enrolamento de tiras de aço | 96 |

| | |
|---|-----|
| Figura 76 - Tensão radial (σ_r) resultante do pré-tensionamento. a) Sistema de anéis de cintamento duplo; b) Sistema de anéis por enrolamento de tiras de aço | 96 |
| Figura 77 - Tensão equivalente (σ_e) resultante do pré-tensionamento. a) Sistema de anéis de cintamento duplo; b) Sistema de anéis por enrolamento de tiras de aço | 97 |
| Figura 78 - Tensão radial (σ_r) resultante no dente de engrenagem extrudado | 98 |
| Figura 79 - Tensão tangencial (σ_t) resultante no dente de engrenagem extrudado | 99 |
| Figura 80 - Tensão axial (σ_z) resultante no dente de engrenagem extrudado | 100 |
| Figura 81 - Tensão equivalente (σ_e) resultante no dente de engrenagem extrudado | 101 |
| Figura 82 - Deformação verdadeira (ϕ) resultante no dente de engrenagem extrudado | 101 |
| Figura 83 - Eletrodos com furação para passagem do fio para eletroerosão. a) Dois furos. b) Quatro furos | 102 |
| Figura 84 - Eletrodo resultante do ensaio na CUT 2000 S | 104 |
| Figura 85 - Desenho do eletrodo EL-0926 | 105 |
| Figura 86 - Eletrodos resultantes do ensaio na máquina CUT 300 mS. a) Amostra 1. b) Amostra 2. c) Amostra 3 | 106 |
| Figura 87 - Pinhões para motor de partida por extrusão a frio. a) Anéis convencionais b) Anéis STRECON | 110 |
| Figura 88 - Ferramentas de extrusão a frio utilizadas nos experimentos. a) Sistema convencional. b) Sistema STRECON | 110 |
| Figura 89 - Sequência de fabricação das ferramentas de extrusão a frio | 111 |
| Figura 90 - a) Eletrodo montado no <i>pallet</i> 3R. b) Eletrodo montado na base para medição em máquina tridimensional | 114 |
| Figura 91 - Grau de qualidade (Q) X desvios dimensionais da MT-3673 | 116 |
| Figura 92 - Área de montagem da ferramenta na prensa excêntrica. Amostra de pinhão produzida | 117 |
| Figura 93 - Grau de qualidade (Q) X desvios dimensionais de pinhão produzido pela MT-3673 | 118 |
| Figura 94 - Procedimento de medição de rugosidade no perfil do dente dos eletrodos usados | 119 |

LISTA DE TABELAS

| | | |
|-------------|--|-----|
| Tabela 1 - | Limites importantes da extrusão a frio de acordo com a vida econômica da ferramenta | 26 |
| Tabela 2 - | Recomendação para aplicação de anéis de cintamento | 32 |
| Tabela 3 - | Valores referenciais para o coeficiente de atrito, μ | 38 |
| Tabela 4 - | Composição química utilizada para a aço SAE 10B22 na simulação do software JMatPro | 44 |
| Tabela 5 - | Normas associadas à tolerância geométrica de engrenagens cilíndricas de dentes retos | 47 |
| Tabela 6 - | Grau de qualidade para desvio de perfil | 52 |
| Tabela 7 - | Desgaste do eletrodo em função de seu material, polaridade e material a ser usinado | 56 |
| Tabela 8 - | Softwares de simulação por elementos finitos e seus respectivos desenvolvedores | 57 |
| Tabela 9 - | Composição química do material para os eletrodos em cobre | 62 |
| Tabela 10 - | Eletrodos utilizados na fabricação da matriz MT-3673 | 63 |
| Tabela 11 - | Descrição dos componentes da ferramenta com anéis de cintamento duplo | 66 |
| Tabela 12 - | Aços utilizados na ferramenta de extrusão e interferências de montagem. Fonte: <i>Eesy-DieOpt 2.12</i> | 71 |
| Tabela 13 - | Composição química do aço SAE 10B22 utilizado nos experimentos | 75 |
| Tabela 14 - | Composição química nominal do aço SAE 10B22 | 75 |
| Tabela 15 - | Propriedades mecânicas do fio máquina em aço SAE 10B22 utilizado nos experimentos | 75 |
| Tabela 16 - | Descrição dos componentes utilizados na montagem da matriz MT-6313 | 80 |
| Tabela 17 - | Deslocamento radial da ferramenta devido ao nível de pré-tensionamento | 94 |
| Tabela 18 - | Tensão axial (σ_z) devido ao pré-tensionamento da matriz por diferentes sistemas | 95 |
| Tabela 19 - | Tensão tangencial (σ_t) devido ao pré-tensionamento da matriz por diferentes sistemas | 96 |
| Tabela 20 - | Tensão radial (σ_r) devido ao pré-tensionamento da matriz por diferentes sistemas | 97 |
| Tabela 21 - | Tensão equivalente (σ_e) devido ao pré-tensionamento da matriz por diferentes sistemas | 97 |
| Tabela 22 - | Tensão radial (σ_r) no dente de engrenagem do sistema por enrolamento de tiras .. | 99 |
| Tabela 23 - | Tensão tangencial (σ_t) no dente de engrenagem do sistema por enrolamento de tiras | 99 |
| Tabela 24 - | Tensão axial (σ_z) no dente de engrenagem do sistema por enrolamento de tiras ... | 99 |
| Tabela 25 - | Tensão equivalente (σ_e) no dente de engrenagem do sistema por enrolamento de tiras | 100 |
| Tabela 26 - | Desvios de flanco de engrenagem | 105 |

| | | |
|-------------|--|-----|
| Tabela 27 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0926 usinado na CUT 300 mS (AMOSTRA 1) | 106 |
| Tabela 28 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0926 usinado na CUT 300 mS (AMOSTRA 2) | 107 |
| Tabela 29 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0926 usinado na CUT 300 mS (AMOSTRA 3) | 107 |
| Tabela 30 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0331 na CUT 300 mS, em CuW | 108 |
| Tabela 31 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0330 na CUT 300 mS | 108 |
| Tabela 32 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0987 na CUT 300 mS | 109 |
| Tabela 33 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0987 após a erosão por penetração | 109 |
| Tabela 34 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para cavidade de ferramenta com sistema de anéis de cintamento convencional | 112 |
| Tabela 35 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para cavidade de ferramenta com sistema de anéis de cintamento STRECON | 112 |
| Tabela 36 - | Resultados de desvios de grau de qualidade de engrenagem para pinhão produzido com sistema de anéis de cintamento convencionais | 113 |
| Tabela 37 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para pinhão produzido com sistema de anéis de cintamento STRECON | 113 |
| Tabela 38 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para cavidade de matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400 | 115 |
| Tabela 39 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para cavidade de matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400 após a aplicação do revestimento PVD | 115 |
| Tabela 40 - | Resultados de desvios e grau de qualidade de pinhão produzido por cavidade de matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400 | 117 |
| Tabela 41 - | Comparação do grau de qualidade dos eletrodos de acordo com cada parâmetro de medição | 118 |
| Tabela 42 - | Medição da rugosidade média (Ra) dos flancos de dentes dos eletrodos EL-0330 usinados | 119 |

LISTA DE SÍMBOLOS

| Símbolo | Denominação | Unidade |
|-----------------------|---|------------------------|
| a | Parcela de energia transformada em calor | [%] |
| a_e | Avanço lateral de usinagem no microfresamento | [mm] |
| A_0 | Área da geratriz | [mm] |
| A_1 | Área final extrudada | [mm] |
| A | Constante para cálculo do diâmetro d_1 do primeiro anel de cintamento | [-] |
| A_c | Constante para cálculo do diâmetro d_2 do segundo anel de cintamento | [-] |
| B | Constante para cálculo de A do primeiro anel de cintamento | [-] |
| B_c | Constante para cálculo de A_c do segundo anel de cintamento | [-] |
| c_M | Calor específico | [J/kg.°C] |
| C | Constante da lei de Hollomon-Ludwik, $k_f = C \cdot \varphi^n$ | [N/mm ²] |
| d | Diâmetro interno da cavidade da matriz | [mm] |
| D | Diâmetro externo do conjunto matriz/anel | [mm] |
| d_0 | Diâmetro externo da geratriz | [mm] |
| d_1 | Diâmetro externo da matriz | [mm] |
| d_2 | Diâmetro externo do primeiro anel | [mm] |
| d_z | Diâmetro após extrusão direta | [mm] |
| E | Módulo de elasticidade | [N/mm ²] |
| E^+ | Modelo dos anéis de cintamento STRECON | [-] |
| F | Força de extrusão | [kN] |
| F_c | Força de atrito entre a cavidade da matriz superior e a geratriz | [kN] |
| F_d | Força de atrito entre as paredes da matriz de extrusão e a geratriz | [kN] |
| F_f | Força devido ao atrito | [kN] |
| f_{fa} | Desvio de Forma de Perfil | [μm] |
| f_{Ha} | Desvio Angular de Perfil | [μm] |
| F_α | Desvio Total de Perfil | [μm] |
| f_β | Desvio Individual de Hélice | [μm] |
| $f_{H\beta}$ | Desvio Angular de Hélice | [μm] |
| F_β | Desvio Total de Hélice | [μm] |
| F_p | Desvio Total de Passo | [μm] |
| f_{pt} | Desvio Individual de Passo | [μm] |
| F_r | Desvio de Batimento Radial | [μm] |
| f_z | Avanço de usinagem por dente | [m/min] |
| h | Avanço de punção de extrusão | [mm] |
| h_0 | Altura da geratriz | [mm] |
| h_k | Altura não deformada do material extrudado | [mm] |
| h_z | Profundidade do furo do extrudado | [mm] |
| $h_{peça-matriz}$ | Coefficiente de transferência de calor entre peça e matriz | [W/m ² .°C] |
| $h_{peça-ambiente}$ | Coefficiente de transferência de calor entre peça e ambiente | [W/m ² .°C] |
| $h_{matriz-ambiente}$ | Coefficiente de transferência de calor entre matriz e ambiente | [W/m ² .°C] |
| K | Quantidade de Passos de engrenagem | [-] |
| k | Tensão limite de elasticidade em cisalhamento puro | [N/mm ²] |

| | | |
|------------------|--|----------------------|
| k_f | Tensão de escoamento | [N/mm ²] |
| k_{f0} | Tensão de escoamento inicial ($p/\varphi=0$) | [N/mm ²] |
| k_{fm} | Tensão de escoamento média | [N/mm ²] |
| $k_{f_{matriz}}$ | Tensão de escoamento do material da matriz | [N/mm ²] |
| $k_{f_{cint}}$ | Tensão de escoamento do material da ferramenta de anel único | [N/mm ²] |
| $k_{f_{cint1}}$ | Tensão de escoamento do material do primeiro anel | [N/mm ²] |
| $k_{f_{cint2}}$ | Tensão de escoamento do material do segundo anel | [N/mm ²] |
| L | Comprimento total de matriz | [mm] |
| L_α | Comprimento de perfil | [μ m] |
| L_{AE} | Comprimento de perfil entre os pontos A e E | [μ m] |
| L_{AF} | Comprimento de perfil entre os pontos A e F | [μ m] |
| L/d_1 | Grau de esbeltez | [-] |
| m | Fator de atrito | [-] |
| m_k | Módulo de engrenagem | [-] |
| n | Índice de encruamento | [-] |
| P | Tensão normal de contato entre superfícies | [N/mm ²] |
| p_t | Passo de engrenagem | [μ m] |
| Q | Grau da qualidade de engrenagem | [-] |
| R | Deslocamento na matriz devido aos anéis de cintamento | [mm] |
| R_V | Raio do volante da prensa | [mm] |
| RA | Redução de área | [%] |
| r_β | Raio de gume da ferramenta de usinagem | [μ m] |
| S_W | Avanço do punção | mm |
| T | Temperatura | [°C] |
| T_r | Trabalho de extrusão | N.m |
| U | Constante para cálculo de A sobre anéis de cintamento | [-] |
| V_F | Velocidade da ferramenta | mm/s |
| V_t | Velocidade tangencial | mm/s |
| X | Desvio dimensional do dente de engrenagem | [μ m] |
| Z | Número de dentes de engrenagem | [-] |
| z_1 | Interferência de montagem entre matriz e primeiro anel de cintamento | [mm] |
| z_2 | Interferência de montagem entre 1º e 2º segundo anéis de cintamento | [mm] |

LISTA DE SÍMBOLOS GREGOS

| | | |
|--------------------------|---|----------------------|
| α | Ângulo de concordância entre matriz inferior e superior | [°] |
| α_p | Ângulo de pressão | [°] |
| μ | Coefficiente de atrito | [-] |
| ν | Coefficiente de Poisson | [-] |
| K | Condutividade térmica | W/m.K |
| ρ | Densidade relativa | [g/cm ³] |
| ϵ | Deformação relativa | [%] |
| φ | Deformação verdadeira | [-] |
| $\varnothing_{montagem}$ | Diâmetro de montagem dos anéis e matrizes | [mm] |

| | | |
|--------------------------------|--|------------------------|
| $\varnothing_{\text{externo}}$ | Diâmetro externo da geratriz | [mm] |
| $\varnothing_{\text{interno}}$ | Diâmetro interno da geratriz | [mm] |
| \varnothing_p | Diâmetro primitivo da engrenagem | [mm] |
| δ_0 | Espessura de parede de geratriz | [mm] |
| δ_1 | Espessura final de parede do extrudado | [mm] |
| η_F | Fator de rendimento do processo de extrusão | [-] |
| ε_f | Interferência relativa entre matriz e anel de cintamento | [%] |
| σ_{tr} | Resistência à tração | [N/mm ²] |
| ξ | Resistividade elétrica | [$\mu\Omega\cdot m$] |
| σ_z | Tensão axial | [N/mm ²] |
| σ_e | Tensão equivalente | [N/mm ²] |
| σ_r | Tensão radial | [N/mm ²] |
| σ_t | Tensão tangencial | [N/mm ²] |
| τ | Tensão de cisalhamento na interface geratriz/ferramenta | [N/mm ²] |
| ω | Velocidade angular | rad/s |
| $\dot{\phi}$ | Velocidade de deformação | [1/s] |

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT: Associação Brasileira de Normas Técnicas

AGMA: American Gear Manufacturers Association

AISI: American Iron and Steel Institute

APC: Aresta Postiça de Corte

ASTM: American Society for Testing and Materials

BS: British Standards

BSI: British Standards Institution

DIN: Deutes Institut für Normung (German Institute of Standardization)

DLC: Diamond Like Carbon

EDM: Electrical Discharge Machining

EL: Eletrodo

IACS: International Annealed Copper Standard

gpm: Golpes por minuto

ISO: International Organization for Standardization

IT: International Tolerance

JIS: Japanese Industrial Standards

MT: Matriz

ppm: Partes por milhão

PVD: Physical Vapor Deposition

TG: Tamanho de Grão

SAE: Society of Automotive Engineers

ZTA: Zona Termicamente Afetada

RESUMO

O trabalho tem como finalidade o desenvolvimento do processo, o projeto e a fabricação do ferramental de uma engrenagem extrudada a frio utilizando o aço SAE 10B22. As matrizes foram fabricadas em aço-ferramenta K340, com dureza no intervalo de 60 – 62 HRC. Os anéis de cintamento foram fabricados em aços de maior tenacidade, tais como, AISI S1 e AISI H13. O punção de recalque foi fabricado em aço AISI M2, bem como, o punção de furação em aço VF800 AT. Os estudos sobre eletroerosão a fio e por penetração foram conduzidos para desenvolver uma metodologia de fabricação de eletrodos e matrizes de extrusão de precisão para engrenagens. Também, avaliou-se a diferença entre máquinas de usinagem por eletroerosão a fio e microfresamento de diferentes capacidades de precisão, resultando na determinação de um roteiro específico para a obtenção de eletrodos com alto acabamento e precisão de forma. A aplicação de anéis de cintamento com o objetivo de pré-tensionamento das ferramentas foi analisada para dois cenários, sendo um deles, o método convencional baseado em sistema de anéis duplos com aço-ferramenta e o outro, um sistema de cintamento por enrolamento de tiras de aço de alta resistência. O sistema de alta resistência apresentou melhor resultado no controle das distorções dimensionais do dente de engrenagem. O pré-tensionamento das ferramentas foi fundamental para atingir os resultados de melhoria de qualidade esperados. Os resultados obtidos na análise numérica e no procedimento experimental demonstraram que o processo proposto neste trabalho é capaz de produzir engrenagens cilíndricas retas, por extrusão, com grau de qualidade, conforme a ISO 1328, similar àquelas obtidas por processos convencionais de usinagem como *hobbing*, *shaving* e retificação. Para desvios de perfil foi possível alterar o grau de qualidade da cavidade da matriz de 10 para 5, a qual, resultou em uma melhoria na engrenagem extrudada de grau de qualidade 11 para 7.

Palavras-chave: extrusão a frio, simulação numérica, engrenagem, matriz de extrusão, usinagem por eletroerosão.

ABSTRACT

The research aims to develop the process of production, the project and tooling manufacturing of high precise cold extruded gears based on the SAE 10B22 steel. Dies were manufactured in tool steel K340 in a range of hardness from 60 up to 62 HRC. The shrink rings were manufactured in steel grades with greater toughness like AISI S1 and AISI H13. In addition, the upsetting punch was manufactured in high speed steel AISI M2, as well as, the hole punch with the steel VF 800 AT. The studies regarding wire electrical discharge machining and die sinking were carried out to develop a manufacturing method for precise extrusion dies of gears. Also, the differences between wire discharge machining equipments in different precision levels were evaluated to establish a specific routine to produce high precise electrodes. The application of shrink rings for prestressing of the tooling was evaluated based on two methods being one of them the more usual with double shrink rings made by tool steel and the other one is the stripwinding technique. The stripwinding technique has showed a better performance regarding dimensional scattering of the gear teeth. Prestressing of the tools was important to reach the expected results of quality improvement of gears. Results which were obtained in the finite element analysis and experimental procedure demonstrated that the proposed process in this study is able to produce spur gears by cold extrusion with an accuracy grade according ISO 1328 similar to those produced by additional machining processes such like hobbing, shaving and grinding. For profile deviation was possible to change the gear accuracy grade of die cavity from 10 to 5 which allowed to obtain an accuracy grade equal to 7 for the cold extruded gear.

Keywords: cold extrusion, numerical simulation, gear, extrusion die, electrical discharge machining.

1 INTRODUÇÃO

Nos anos recentes, o setor automotivo tem apresentado diversas propostas de melhoria da qualidade e aumento de eficiência aplicada a tópicos como consumo de combustível e sistemas de transmissão. Os fabricantes de automóveis têm a desafiadora missão de reduzir o peso e aumentar a resistência de cada componente em função dos exigentes sistemas de transmissão da atualidade. Em linhas gerais, os produtos podem obter maior resistência mecânica através da tecnologia de extrusão. Além disto, a extrusão a frio é a tecnologia recomendada para atingir a maior precisão dimensional do produto.

A extrusão a frio merece uma atenção especial na fabricação de peças com geometrias complexas, pois existem limitações no grau de deformação da matéria prima trabalhada, bem como limitações da própria ferramenta, a qual é solicitada mecanicamente. Por se tratar de deformação a frio de peças de aço, esse processo requer uma alta quantidade de energia mecânica, que resulta em altas tensões entre peça e ferramentas, provocando a deformação das matrizes. Nessas ferramentas altas tensões são predominantes, sendo de extrema importância atenuá-las, buscando operações que auxiliem a melhor forma de escoamento do material durante o processo. A extrusão a frio possui essa característica e com o auxílio da simulação numérica pelos Métodos dos Elementos Finitos e dos Volumes Finitos, torna-se possível uma melhor análise para o desenvolvimento de peças assimétricas, com geometria complexa e próxima da peça acabada. Esses recursos somados a grande experiência de uma forjaria, com destacada atuação no segmento de extrudados, permitiu desenvolver um processo de extrusão a frio de engrenagens cilíndricas retas com a precisão de forma de seu dentado no mesmo nível conseguido por operações de usinagem de acabamento de superfície.

Para obtenção de produtos de precisão, tais como engrenagens, o processo de extrusão a frio torna-se uma prática comumente utilizada. Todavia, não é somente a variável responsável pelo resultado. A colaboração de variáveis adjacentes tais como, materiais, tratamento térmico e a fabricação de ferramentas são fundamentais. O desenvolvimento tecnológico e controle de qualidade desde o início do processo até o produto são indispensáveis para obter resultados positivos na extrusão a frio, os quais são relacionados com materiais de alta qualidade e técnicas de corte e lubrificação de *geratrizes*. Estas etapas são sucedidas por processos de usinagem e tratamento térmico. O conjunto destes processos unido à extrusão a frio tem alcançado um importante avanço tecnológico na fabricação de engrenagens de precisão.

A motivação que impulsiona os estudos, em conjunto com outras áreas de manufatura, gera grande valor agregado. Estes desenvolvimentos levam à viabilidade comercial de perfis de dentes de engrenagem de alta qualidade, prontos para a aplicação. Contudo, para a aplicação onde a extrema alta qualidade dos dentes não é necessária, tais como diferenciais automotivas, os perfis de engrenagem extrudados podem ser aplicados sem necessidade de usinagem posterior. Quando se trata de engrenagens para caixa de sistemas de transmissão, a precisão dimensional tem somente sido alcançada com operações de usinagem adicionais. Alguns processos consideram operações de calibração a frio após a extrusão dos dentes com temperatura.

No processo de manufatura de pinhões para impulsores de partida, a engrenagem dos pinhões é produzida por extrusão a frio em aço baixo carbono ligado ao boro. A sequência das operações aplica ao produto acabado uma série de deformações em relação ao seu perfil de projeto, as quais, se excederem a máxima tolerância permitida, podem afetar a funcionalidade da engrenagem. O grau de qualidade de engrenagem é definido a partir dos desvios de forma que o flanco do dente apresenta em relação ao seu perfil teórico.

O sistema de precisão de engrenagens com perfil de evolvente abrange um grande campo de engrenagens a partir de dentes com excepcional precisão, até dentes de qualidade muito comum. Doze graus de qualidade de precisão, identificados por seu número respectivo, em ordem decrescente de precisão, são estabelecidas pela norma ISO 1328-1.

No processo de extrusão a frio, existem diversas variáveis que podem contribuir para o acréscimo de erro ao produto resultante. Estas variáveis vão desde o projeto de ferramenta, sua fabricação, materiais selecionados e resistência de montagem, às condições de matéria-prima a ser extrudada, maquinário e efeitos de deformação de material. A precisão do dente extrudado depende da precisão de fabricação da cavidade da matriz e sua forma é comprometida principalmente por dois fatores:

- ✓ A deformação na região elástica da matriz devido às altas tensões de extrusão;
- ✓ A expansão térmica quando os extrudados são conduzidos à elevada temperatura, bem como, contrações após o retorno à temperatura ambiente.

Baseado no exposto, estudos considerando os fatores da cadeia de manufatura de engrenagens são realizados utilizando a estrutura de ferramentaria e linha de produção por extrusão a frio da empresa ZEN S.A.

1.1 OBJETIVOS E JUSTIFICATIVA DO TRABALHO

As tendências na extrusão a frio de precisão para peças complexas em aço ao carbono, levam ao aumento considerável das cargas no ferramental. Em paralelo, requisitos econômicos exigem a otimização do desempenho e vida útil das matrizes de extrusão. Dentre os variados métodos para melhoria destas propriedades, o cintamento, ou inclusão de anéis, das matrizes de extrusão é um parâmetro chave no projeto da ferramenta.

Estudos referentes à deformação de ferramenta durante as operações de extrusão são fundamentais para a previsão da qualidade final da engrenagem. A repetibilidade na fabricação das ferramentas de extrusão é muito importante para garantir a qualidade da peça extrudada na indústria. Nesta pesquisa, um método inédito de fabricação de ferramentas de extrusão é sugerido para garantir a precisão dimensional da peça extrudada e o aumento da resistência às tensões radiais da ferramenta. O efeito da deformação elástica da ferramenta através da aplicação dos anéis de cintamento e operações de extrusão será apresentada utilizando a análise por elementos finitos 3D. Baseado na amplitude da deformação elástica definida pela simulação, o perfil de eletrodo para o processo de eletroerosão pode ser definido. Medições em máquina tridimensional serão realizadas para a ferramenta e a peça extrudada com o objetivo de comparar experimental e analiticamente os resultados após a deformação plástica.

O objetivo geral deste estudo é demonstrar a capacidade do processo de extrusão a frio de produzir engrenagens de alta precisão comparado aos processos de usinagem, onde os desvios de microgeometria do dentado atingem graus de qualidade especificados para sistemas de transmissão automotivos, por exemplo. A extrusão a frio é um processo já adotado para a produção de engrenagens. Contudo, para ferramentas convencionais de extrusão, os desvios atingidos ficam aquém dos requisitos de maior rigor do setor automotivo, necessitando de processos posteriores de acabamento. O ineditismo deste trabalho está no desenvolvimento de um conceito de ferramenta de extrusão a frio que permita produzir engrenagens na sua forma final com qualidade de perfil de evolvente equivalente aos processos convencionais de acabamento, tais como a retificação, reduzindo o custo de produção e justificando-o.

O objetivo específico desta tese é definir um de projeto inovador de ferramenta, fabricação de matrizes eletroerosão e sequência de processo por extrusão a frio, para produção de engrenagens cilíndricas de dentes retos com alta precisão de perfil de evolvente do dente. O efeito dos anéis de cintamento utilizado em ferramentas para aumento da resistência às tensões do processo de extrusão a frio é analisado sob diferentes métodos de aplicação.

1.2 ROTEIRO DE DESENVOLVIMENTO

O diagrama mostrado na figura 1 mostra as etapas executadas neste trabalho:

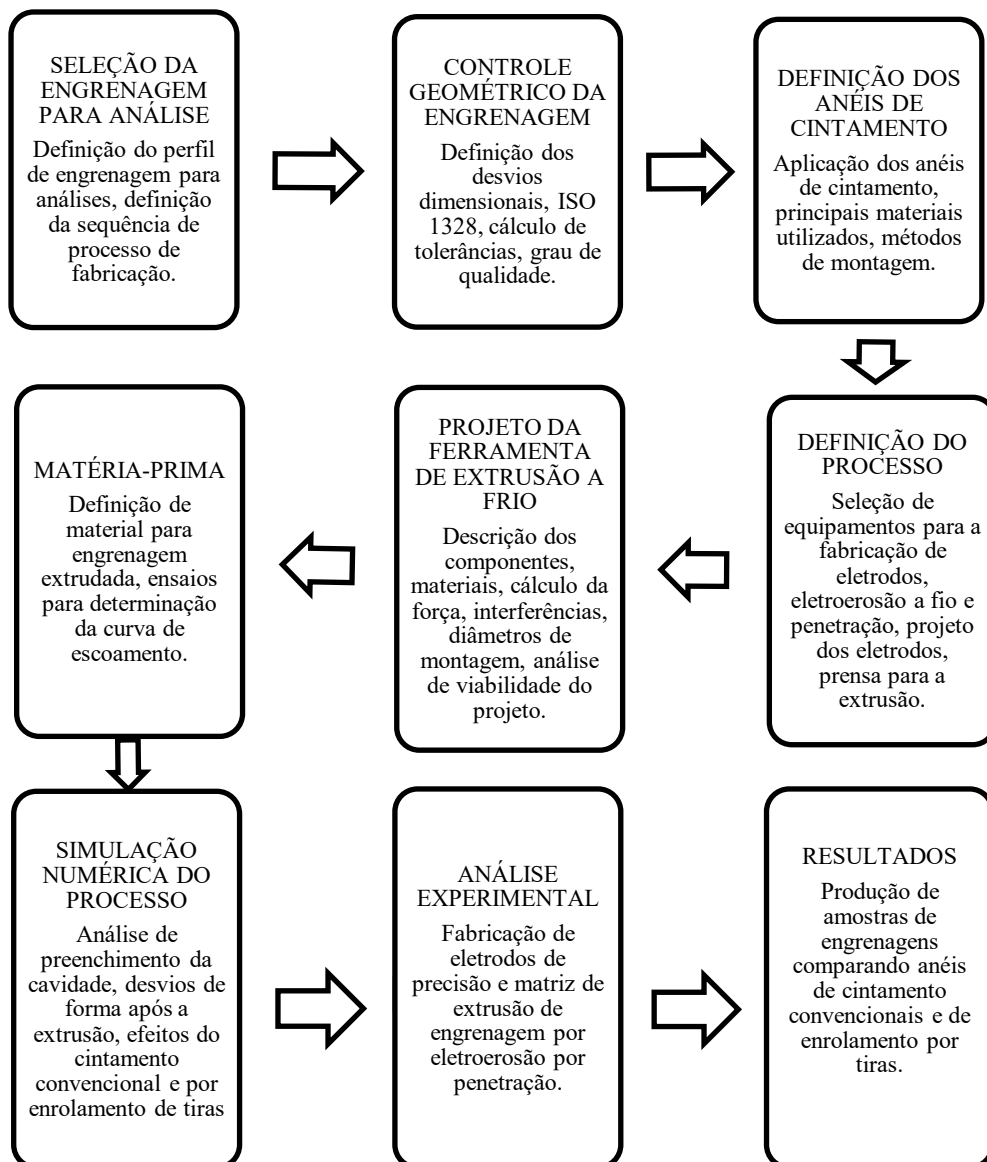


Figura 1 – Fluxograma das etapas de desenvolvimento.

2 ESTADO DA ARTE E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 SOBRE O PROCESSO DE CONFORMAÇÃO MECÂNICA A FRIO

A conformação mecânica a frio é a denominação genérica para processos nos quais é aplicada uma força externa à matéria-prima, fazendo-a adquirir a forma desejada por deformação plástica. A designação *a frio* refere-se ao fato de que durante o processamento, o material conformado encontra-se em temperaturas (na maioria dos casos, a temperatura ambiente) que não provocam a sua recristalização. Assim, os produtos conformados a frio apresentam-se *encruados*, com um nível de resistência mecânica aumentado.

A deformação elástica de ferramentas de conformação tem efeito direto sobre a dimensão final da peça conformada. Para prever as alterações dimensionais em uma peça conformada, devem ser verificados a amplitude da deformação elástica e seu comportamento. Pesquisas relacionadas à deformação elástica em ferramentas de conformação têm sido conduzidas sob o ponto de vista experimental e de análise numérica. Matsubara e Kudo [1] determinaram a distribuição de pressão na interface entre ferramentas e materiais usando um dispositivo de sensoriamento simples e um método de cálculo proposto de distribuição de tensão durante a conformação a frio [2]. Para medição de deformação na cavidade da matriz em operações de conformação, um transdutor de deslocamento capacitivo ou *strain gauge* pode ser aplicado [3][4]. Com o desenvolvimento do método de análise numérica, as análises elástica e elasto-plástica de deformação foram aplicadas para obter as distribuições de tensão por Raddad e Kocanda [5]. Além disto, Lee e Lee [6-8] realizaram simulações numéricas e experimentais para comparar os resultados em ferramentas de conformação a frio. Todos os comportamentos de deformação da ferramenta nas operações de conformação, descarregamento e ejeção foram investigados e medidos com o auxílio de *strain gauge* e condições de análises numéricas otimizadas foram sugeridas para minimizar o tempo de análise em complexas medições tridimensionais. Rosochowski and Balendra [9] estudaram comportamentos resultantes do descarregamento das ferramentas para prever a precisão dimensional da peça após a conformação.

2.1.1 Condições gerais do processo de extrusão

O processo de extrusão permite que um componente simples, como um tarugo ou geratriz, seja plasticamente conformado entre as ferramentas (matrizes de extrusão) para que se obtenha o perfil final desejado. Em outras palavras, um componente de geometria simples é

transformado em um outro complexo, conformado por ferramentas que possuem a geometria desejada e aplicam pressão ao material metálico deformando-o [10].

Os fenômenos físicos que descrevem uma operação de extrusão são difíceis de serem expressos por relações quantitativas. Fenômenos como o escoamento de metais, o atrito na interface ferramenta-peça, a geração e a transferência de calor durante o escoamento plástico do metal e seu relacionamento com a microestrutura, propriedades e as condições de processo, apresentam dificuldades de previsão e análise [11].

O principal objetivo de qualquer método de análise que considere os fenômenos anteriormente descritos é auxiliar o projeto de extrusão, envolvendo essencialmente as seguintes etapas:

a) estabelecer as relações cinemáticas (forma, velocidades, taxas de deformações) entre as regiões extrudada e não extrudada, a fim de prever o escoamento metálico.

b) estabelecer o limite de conformabilidade, a fim de determinar se é ou não possível a extrusão da peça metálica sem a geração de falhas internas ou superficiais.

c) prever as forças e tensões necessárias para efetuar a operação de extrusão, a fim de que o ferramental e equipamento possam ser projetados ou selecionados.

2.1.2 Tipos de processos de extrusão

Os processos básicos que envolvem extrusão a frio são classificados de acordo com a direção de escoamento do material como a extrusão direta e a inversa. Ainda, em função do formato final da peça, como a extrusão de geratrizes em forma de cilindros maciços ou de cilindros com furo. Limites de deformação relativa e verdadeira para aços convencionais na extrusão direta a frio são informados na tabela 1.

A seguir, a legenda auxilia a representação ao discriminar cada item da figura 2 para as referidas operações.

I. Antes da extrusão

II. Após a extrusão

- | | |
|------------------------|--------------|
| a) Punção superior; | b) Inserto; |
| c) Material extrudado; | d) Extrator; |
| e) Punção inferior; | f) Matriz. |

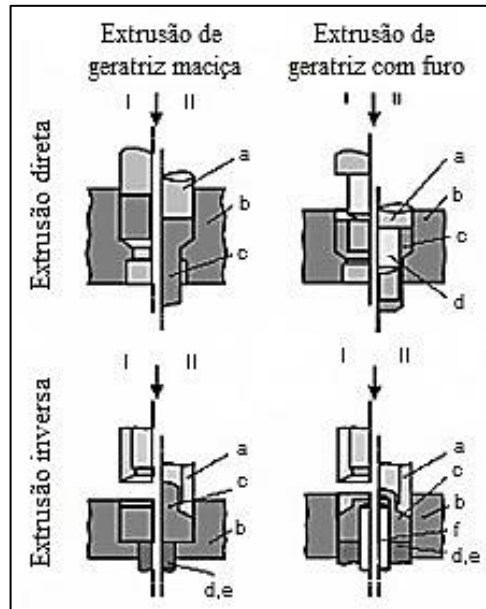


Figura 2 – Representação esquemática das operações do processo de extrusão a frio [12].

Tabela 1 – Limites importantes da extrusão a frio de acordo com a vida econômica da ferramenta [12].

| Processo | Extrusão direta de geratriz maciça | | | Extrusão direta de geratriz com furo | | |
|---|------------------------------------|-------------------------|---|--------------------------------------|-------------------------|---|
| | $\varepsilon_{m\acute{a}x}$ | $\varphi_{m\acute{a}x}$ | $\left(\frac{h_0}{\delta_{externo}}\right)$ | $\varepsilon_{m\acute{a}x}$ | $\varphi_{m\acute{a}x}$ | $\left(\frac{h_0}{\delta_{externo}}\right)$ |
| material | % | | | % | | |
| fácil p/ extrudar (e.g. Qst32-3, Cq15) | 0,75 | 1,4 | 10 | 0,75 | 1,4 | 15 |
| médio p/ extrudar (e.g. Cq35, 15MnCr5) | 0,67 | 1,1 | 6 | 0,67 | 1,1 | 12 |
| difícil p/ extrudar (e.g. Cq45, 42CrMo4) | 0,60 | 0,9 | 4 | 0,60 | 0,9 | 8 |

2.1.3 Extrusão a frio de aços

A extrusão a frio é realizada sem pré-aquecimento da matéria-prima ou das ferramentas, que são aquecidas durante o processo, devido, principalmente, à velocidade de deformação e ao atrito. Neste caso, à medida que o metal é extrudado, ocorre o encruamento, sua resistência mecânica aumenta e a ductilidade diminui [13], podendo ocorrer falhas por ruptura antes de se atingir as dimensões finais desejadas, caso a deformação seja excessiva.

Para que se evitem essas dificuldades, as operações de extrusão a frio em geral são realizadas em etapas, com operações de tratamento térmico intermediárias, as quais permitem uma maior flexibilidade para a obtenção de produtos com variados graus de encruamento [14]. Normalmente, o aço fornecido em bobinas já se apresenta no estado coalescido. Após as operações iniciais para a formação da geratriz e o tratamento térmico intermediário, há a lubrificação, pois a condição de atrito entre a matriz e o material de trabalho é de grande importância na extrusão da peça. O lubrificante deve aceitar altas pressões, da ordem de 2.000 N/mm^2 na extrusão do aço, para minimizar o atrito entre a ferramenta e o material sob deformação. Os processos de ensaboamento e aplicação de bissulfeto de molibdênio são largamente utilizados em geratrizes obtidas em prensas de múltiplos estágios, mecânicas ou hidráulicas.

Quando comparado a outros processos, a extrusão a frio apresenta as seguintes vantagens [15].

- ✓ Grande economia de matéria-prima;
- ✓ Possibilidade de produzir peças de geometria complexa, com tempo reduzido de processo (figura 3);
- ✓ Grande precisão de medidas e geometrias, com elevada qualidade superficial;
- ✓ Melhoria das características mecânicas das peças extrudadas a frio, mediante aproveitamento do aumento de dureza e do fibramento mecânico favorável.



Figura 3 – Exemplos da variedade geométrica de peças metálicas produzidas por extrusão a frio [16].

2.2 FERRAMENTA PARA EXTRUSÃO A FRIO

As ferramentas de extrusão a frio são, normalmente, compostas por punções responsáveis pela compressão da matéria-prima, matrizes superior e inferior e anéis de cintamento, os quais têm papel importante no controle das dimensões do extrudado e na vida útil da matriz. As figuras 4a e 4b ilustram dois exemplos de conjuntos de ferramentais utilizados, sejam eles, em prensas hidráulicas ou excêntricas.

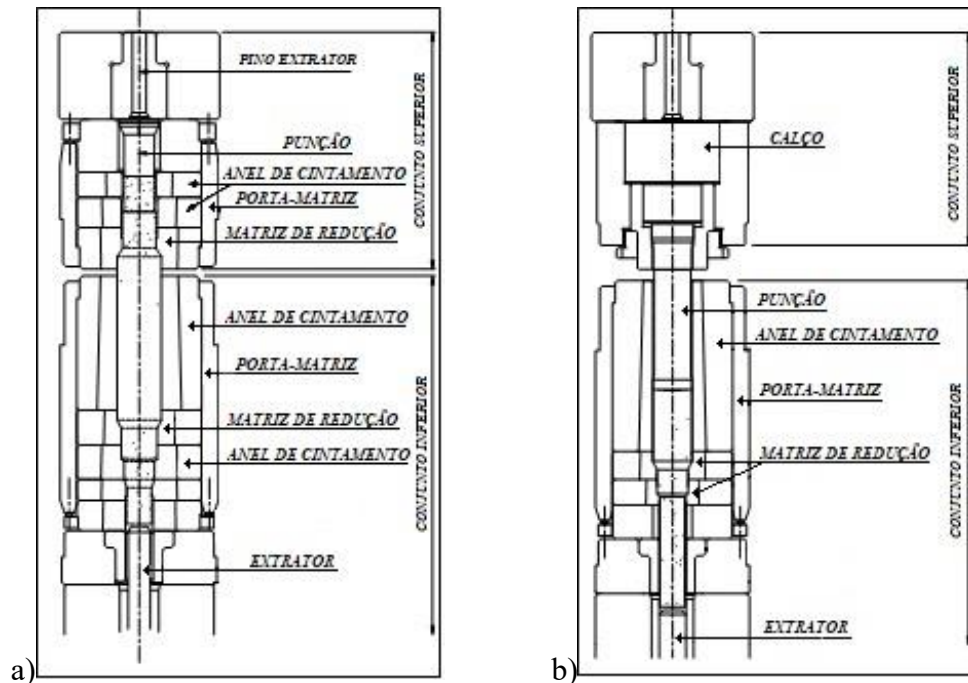


Figura 4 – Exemplos de ferramentais para extrusão a frio. a) Sistema de extração superior e inferior.

b) Sistema de extração inferior [13].

A estrutura típica das ferramentas de extrusão a frio considera, além das matrizes que proporcionam a geometria final da peça, punções, extratores e anéis de cintamento. Os anéis de cintamento são responsáveis pelo pré-tensionamento da ferramenta, onde a mesma é colocada em estado de tensões compressivas com o objetivo de reduzir o ponto de tensão máxima após a aplicação dos esforços de extrusão. Estes componentes são fabricados em aços rápido, aços-ferramenta à diferentes durezas, ou mesmo, metal-duro.

2.2.1 Punções

Os punções podem ser divididos em dois grupos principais:

a) punções simples – têm a função de pressionar o material em direção às paredes da matriz. O critério fundamental para escolha de materiais para este tipo de punção é a alta resistência à compressão. Aços como D2, Vanadis 4 e S290, da Bohler-Uddeholm, são indicados.

b) punções de recalque - além de comprimir o material em direção à matriz inferior também têm a função de conformar a "cabeça" do extrudado. Os materiais destes punções devem, além de apresentar alta resistência à compressão, possuir grande resistência ao desgaste. Aços como K340, K390, M2; S390 (Bohler-Uddeholm) e VF 800AT (Villares) são exemplos de aplicações para esta classe de punção.

Punção de furação é o componente que penetra na furação de uma peça cilíndrica oca e fornece a forma à parede interna de uma peça tubular. Este punção está sujeito ao desgaste e à alta sollicitação de compressão, portanto, o material selecionado para esta ferramenta deve apresentar alta resistência ao desgaste e elevado limite de escoamento. Os aços AISI M2, S790 e K360 são largamente utilizados. O punção extrator conforma a base da peça e geralmente é utilizado também para extrair a peça para fora da matriz.

No caso de punções para extrusão a frio, deve ser considerado que, devido aos esforços a que estão submetidos, a ruptura ocorre com maior frequência quanto maior for a relação ($h_z / \varnothing_{\text{interno}}$), onde h_z é a profundidade da perfuração e $\varnothing_{\text{interno}}$, o diâmetro interno. Na produção em série se deve respeitar para os aços a relação $h_z / \varnothing_{\text{interno}} < 2,5$.

A norma VDI 3186 [17] recomenda a seguinte sequência para o dimensionamento de um punção, seja de recalque ou furação:

- a) determinação da pressão conf. as normas VDI 3185[18] vols.1, 2 e 3 e 3138 vol. 2 [19].
- b) projeto da forma externa e das medidas.
- c) escolha de um material para ferramenta adequado, levando em consideração a tenacidade exigida, a durabilidade, os custos e as possibilidades da produção.

A folga entre o punção e a matriz normalmente é dimensionada entre 0,02 e 0,05 mm para processos a frio. Este parâmetro tem grande importância, pois deve sempre permitir o aumento do diâmetro do punção pela deformação elástica.

2.2.2 Matrizes

As matrizes de extrusão são as ferramentas responsáveis pela definição da geometria da seção transversal do produto extrudado. Devido aos esforços de extrusão, as matrizes são submetidas a tensões internas elevadas. Assim, devem ser projetadas e construídas com materiais que apresentem elevada resistência à compressão, bem como elevada tenacidade.

Os aços ferramenta são classificados de acordo com suas características metalúrgicas principais ou de acordo com sua aplicação. A classificação do *American Iron and Steel Institute*

(AISI) é a mais utilizada pela indústria de ferramentaria e tem se mostrado útil para a seleção do produto. Apesar de existirem diversos tipos de aços ferramenta normatizados internacionalmente, para inúmeras aplicações e solicitações, a indústria trabalha com uma gama reduzida de opções. São preferidos aqueles que possuem suas propriedades e desempenhos consagrados ao longo do tempo, como, por exemplo, os aços AISI H13, AISI D2 e AISI M2. Contudo, fabricantes têm sugerido ao mercado ligas de aço que trazem benefícios às aplicações, tais como, CALDIE, K340 (Bohler-Uddeholm) e Cryodur 2379 (Schmolz-Bickenbach).

As normas VDI 3176 [20] e VDI 3186 [21] apresentam os critérios para dimensionamento de matrizes de extrusão.

Para o projeto das matrizes devem ser considerados dois aspectos principais:

- 1) A tensão e a força de extrusão exigidas.
- 2) O projeto e a geometria das matrizes e anéis de cintamento.

Geralmente, as matrizes de extrusão são submetidas a elevadas tensões que normalmente não são suportadas pelos materiais empregados em sua fabricação. Por isso, as matrizes são geralmente pré-tensionadas, através do uso de anéis de cintamento de modo a aumentar sua resistência à tensão radial na cavidade da matriz.

Além do uso de anéis de cintamento, podem-se adotar variados procedimentos para a construção das matrizes, os quais são mostrados na figura 5.

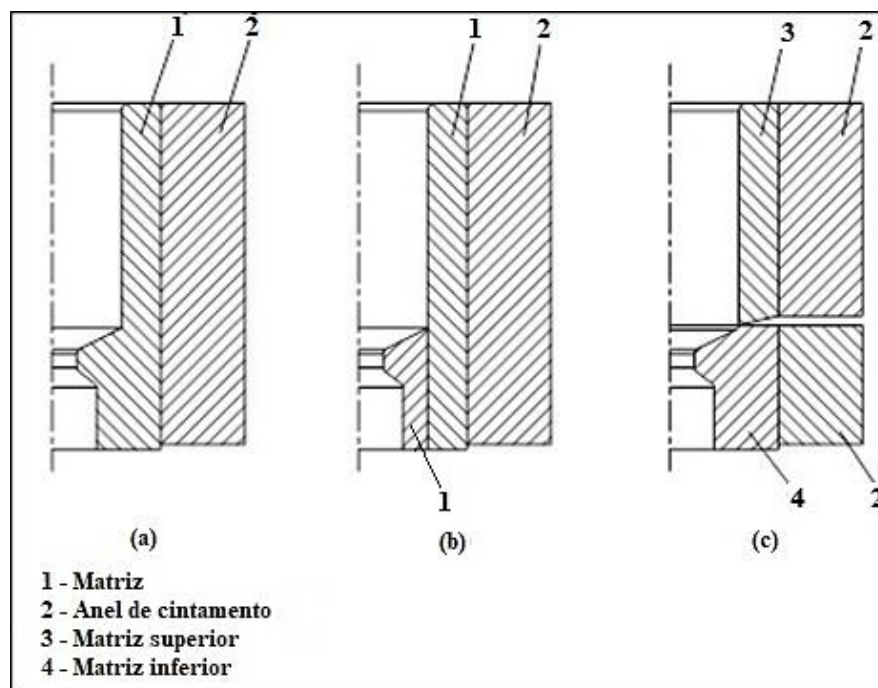


Figura 5 – Formas construtivas para matrizes de extrusão direta [20].

2.2.3 Estado de tensões

No processo de extrusão existe na zona de deformação um estado triaxial de tensões [22]. Na extrusão de peças com simetria axial, as três tensões principais são:

- Tensão axial σ_z
- Tensão radial σ_r
- Tensão tangencial σ_t

Através da Teoria Elementar da Plasticidade pode-se avaliar qualitativamente a relação que existe entre as tensões principais. A figura 6 mostra a distribuição de tensões para o caso de uma extrusão direta de geratriz com furo interno.

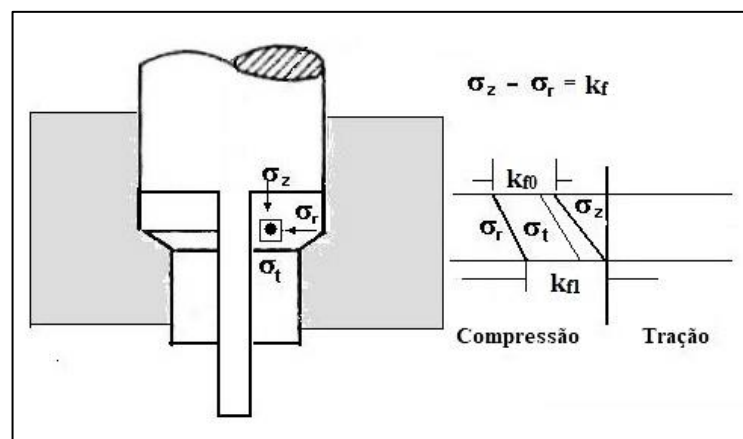


Figura 6 – Distribuição de tensões na zona de deformação para extrusão direta de geratriz com furo [22].

Pela Teoria de Escoamento de Tresca pode-se calcular a tensão radial σ_r que será a tensão atuante na parede lateral da cavidade da matriz. Este valor é importante para o cálculo dos anéis de cintamento da ferramenta de extrusão. A tensão axial σ_z é calculada em função da força de extrusão.

2.2.4 Anéis de cintamento

A tensão radial resultante na cavidade das matrizes durante a extrusão atinge níveis que muitas vezes podem ultrapassar o limite elástico dos materiais empregados em sua fabricação. Pode-se aumentar a capacidade de resistência às tensões internas dessas matrizes, utilizando-se um anel de cintamento, mediante a prensagem a frio do núcleo ou pela dilatação térmica do anel de cintamento. Então, é exercida uma pressão axial sobre a superfície de contato que coloca o núcleo sob pré-tensões tangenciais e radiais.

Quando a resistência à pressão de uma ferramenta com pré-tensão simples for insuficiente, pode-se alcançar uma elevação da resistência com um segundo anel de cintamento, sempre se

observando que não é permitido ultrapassar os limites elásticos do núcleo e dos anéis. Um aspecto de grande importância destacado para o projeto das matrizes refere-se ao dimensionamento dos anéis de cintamento [21]. A resistência do anel de cintamento é dada pelas suas dimensões, tensão de escoamento e dureza do material. Os materiais normalmente empregados para os anéis devem apresentar boa tenacidade e ductilidade, a dureza de utilização deve ser menor que as matrizes responsáveis pela formação da peça, proporcionando o comportamento elástico da ferramenta. Quanto mais afastado do núcleo da ferramenta, menor será a dureza do anel. O anel dos sistemas simples apresenta uma dureza aproximada de 48 HRC. Para os sistemas duplos, o anel interno é endurecido dentro de uma faixa de 52-54 HRC e o anel externo, na faixa de 46-48 HRC. Os aços utilizados para a fabricação dos anéis variam entre AISI S1, AISI H13, VMO e W360 (Bohler-Uddeholm).

A tabela 2 mostra a recomendação para a quantidade de anéis a serem aplicados em uma ferramenta de acordo com a tensão radial na cavidade. O esquema da ferramenta é mostrado na figura 7.

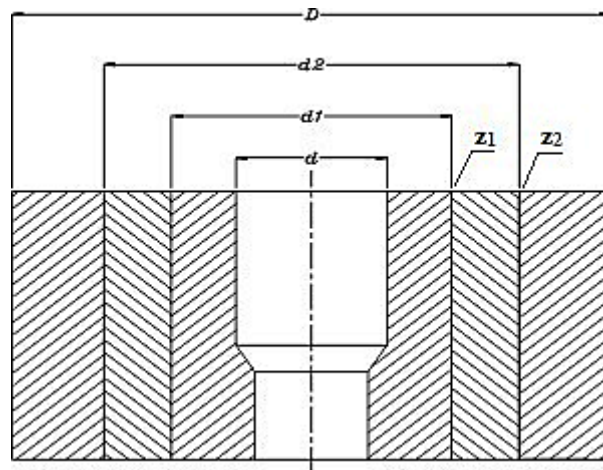


Figura 7 - Representação do uso de anéis de cintamento para matrizes de extrusão [20].

Tabela 2 – Recomendação para aplicação de anéis de cintamento [20].

| Tensão radial (σ_r) N/mm ² | Número de anéis requeridos | D/d | Diâmetro de montagem |
|---|-------------------------------|-------|---|
| $\sigma_r < 1.000$ | nenhum | 4 a 5 | |
| $1.000 < \sigma_r < 1.600$ | um | 4 a 6 | $d_1 = d/A$; $D = d/A^2 \cdot B$ |
| $1.600 < \sigma_r < 2.200$ | dois | 4 a 6 | $d_1 = 0,9\sqrt{D \cdot d}$; $d_2 = 0,9\sqrt{D \cdot d_1}$ |
| $2.200 < \sigma_r$ | três | 4 a 6 | |

Onde A é uma constante calculada pela equação (1) [23].

$$A = \left[\frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{1}{B} \right) - U \right]^{\frac{1}{2}} \quad \text{eq. (1)}$$

sendo, $B = \frac{k_{f_{matriz}}}{k_{f_{cint}}}$ e $U = \frac{\sigma_r}{k_{f_{matriz}}}$

A interferência diametral para montagem dos componentes, representadas por z_1 e z_2 , é dada pelas equações (2) e (3).

$$z_1 = \frac{d_1 \cdot k_{f_{matriz}}}{E} \cdot \left(\frac{1}{B} - A^2 \right) \quad \text{eq. (2)}$$

$$z_2 = \frac{d_2 \cdot k_{f_{cint}}}{E} \cdot \left(\frac{1}{B_c} - A_c^2 \right) \quad \text{eq. (3)}$$

sendo, $B_c = \frac{k_{f_{cint1}}}{k_{f_{cint2}}}$ e A_c é calculado pela equação (1) em função de B_c .

Deve-se destacar que, para cada caso de porta-ferramentas de prensa, devido ao uso de conjuntos padronizados, o diâmetro D poderá variar. Desta forma, os cálculos dos demais diâmetros de interferência devem ser considerados a partir desta restrição.

A geometria das superfícies de contato entre os anéis pode ser cilíndrica ou cônica. Para grandes interferências prefere-se a forma cônica que facilita bastante a montagem da matriz com os anéis. Deve-se verificar, especialmente no caso de superfícies cônicas, que o núcleo não seja expulso pelas forças de prensagem, extração ou separação.

A figura 8 apresenta o critério para a escolha do ângulo de inclinação da superfície de interferência, de acordo com a relação entre o comprimento e o diâmetro da matriz.

2.2.5 Dimensionamento de punções e matrizes

Devido aos esforços desenvolvidos durante a conformação a frio de engrenagens, basicamente de extrusão e recalque, as ferramentas mais solicitadas são os punções e as matrizes.

De um modo geral no projeto dessas ferramentas deve-se considerar:

- as matrizes devem possuir anel de cintamento simples ou múltiplo, conforme solicitação;
- os punções devem ser os mais curtos possíveis, para evitar flambagem;

c) na extrusão, o punção deve ser cuidadosamente guiado sobre a matriz, para evitar excentricidade;

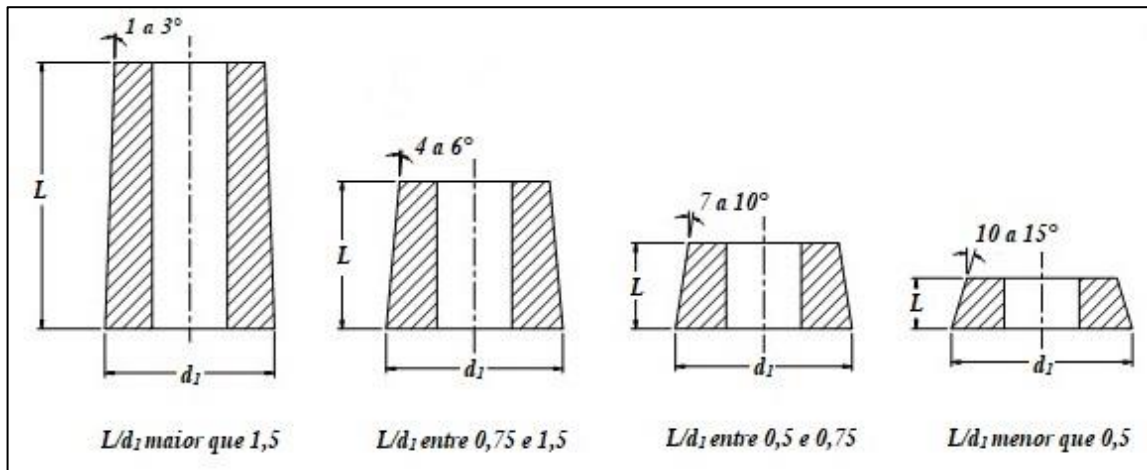


Figura 8 - Critério para escolha do ângulo de inclinação da superfície de interferência [20].

A fim de evitar sobrecargas das ferramentas de extrusão, é sugerida a pressão real limite para matrizes e punções [24]:

a) valores-limite para a tensão radial (σ_r) na cavidade das matrizes:

| | |
|---|----------------------------------|
| sem anel de cintamento | $\sigma_r < 1000 \text{ N/mm}^2$ |
| com anel de cintamento simples e núcleo de aço | $\sigma_r < 1600 \text{ N/mm}^2$ |
| com anel de cintamento simples e núcleo de metal duro | $\sigma_r < 1500 \text{ N/mm}^2$ |
| com anel de cintamento duplo e núcleo de aço | $\sigma_r < 2200 \text{ N/mm}^2$ |
| com anel de cintamento duplo e núcleo de metal duro | $\sigma_r < 2000 \text{ N/mm}^2$ |

b) valores-limite para a tensão axial (σ_z) em punções de recalque e furação:

| | |
|---|----------------------------------|
| punções em aço-ferramenta | $\sigma_z < 1800 \text{ N/mm}^2$ |
| punções para extrusão a frio em aço rápido altamente ligado | $\sigma_z < 2500 \text{ N/mm}^2$ |

2.2.6 Revestimentos para ferramentas de extrusão

A extrusão direta de perfis de engrenagens envolve grande quantidade de energia de deformação devido ao atrito, o que provoca um desgaste excessivo nas paredes da cavidade da matriz. Considerando a estabilidade de geometria necessária para engrenagens automotivas, o desgaste ocorrido em matrizes de extrusão, em uma produção seriada, pode prejudicar a funcionalidade do produto em sua aplicação. A solução utilizada em larga escala para minimizar

o desgaste é o aumento da dureza superficial através da deposição de filme fino. Estes filmes são formados, normalmente, por materiais cerâmicos de alta dureza.

Segundo estudos realizados por Vetter (1996) [25], os revestimentos são benéficos não apenas para diminuir o desgaste de ferramentas, mas também, melhorar a qualidade superficial do produto extrudado, aumentar a produtividade e diminuir o uso de lubrificantes.

Os filmes mais utilizados em ferramentas de extrusão a frio são aplicados pelo método de deposição física de vapor (PVD - *Physical Vapor Deposition*). A aplicação de revestimentos por este método é realizada a temperaturas na faixa de 250°C a 500°C, permitindo que os substratos não percam suas propriedades mecânicas devido a um alto aquecimento. O processo PVD consiste em evaporar o material sólido por aquecimento, através de feixe de elétrons ou por íons positivos, e depositá-lo no substrato [26].

A maioria dos revestimentos aplicados por PVD é formada por DLC (*Diamond Like Carbon*), nitretos (ex: TiN, CrN, TiNAl), carbetos (ex: TiC, CrC), óxidos (ex: alumina), ou ainda uma combinação destes como o TiCNAI. A espessura de deposição do filme varia entre 4 µm e 6 µm. O revestimento utilizado nas ferramentas envolvidas neste trabalho tem o nome comercial de *Advanced Alcrona*, fornecido pela *Oerlikon Balzers*.

A camada *Advanced* significa uma base obtida por nitretação gasosa, a qual aumenta a dureza de superfície e sua resistência à compressão. O revestimento Alcrona PRO fornece alta estabilidade térmica, proteção contra o desgaste abrasivo e alta dureza [27].

2.3 CÁLCULO DA FORÇA E TRABALHO DE EXTRUSÃO

A força de extrusão direta ou indireta é calculada pela equação (4).

$$F = \frac{A_0 \cdot k_{fm} \cdot \varphi}{\eta_F} \quad \text{eq. (4)}$$

O fator de rendimento (η_F) varia entre 0,4 para geometrias mais complexas com pequenas deformações e 0,7 para geometrias simples com grandes deformações [28].

Para casos em que a matriz apresenta ângulos de transição entre geometrias que facilitam o escoamento, a força de extrusão pode ser calculada pela equação (5).

$$F = A_0 \cdot k_{fm} \cdot \varphi \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\text{sen}(2\alpha)} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\alpha}{\varphi} \right) + \pi \cdot d_0 \cdot \mu \cdot k_{f0} \cdot h_k \quad \text{eq. (5)}$$

A expressão final, após o sinal de adição, da equação (5) representa a força de atrito entre o material extrudado e a parede da matriz.

O trabalho de extrusão é dado pelas equações (6) e (7).

$$T_r = F \cdot S_W \quad \text{eq. (6)}$$

$$\text{Onde } S_W = h_0 - h_k \quad \text{eq. (7)}$$

2.3.1 Aumento de temperatura por trabalho de extrusão

Durante a extrusão ocorre a transformação do trabalho de extrusão em aumento de temperatura. Esse aumento de temperatura devido ao trabalho de extrusão (ϑ_C) é calculado pela equação (8).

$$\vartheta_C = \frac{k_f \cdot \varphi}{c_M \cdot \rho} \cdot a \quad \text{eq. (8)}$$

onde, a é a parcela de energia transformada em calor.

Pela teoria da definição desta expressão, a perda na distorção da rede cristalina devido à austenita retida e não transformada em calor é de 10% [22].

2.4 O ATRITO NA EXTRUSÃO A FRIO

Nas últimas décadas, uma explicação física para o comportamento do atrito foi definida como “Teoria Adesiva”. Esta teoria define que a área de contato verdadeira é uma pequena parcela da área de contato aparente. A área de contato verdadeira é formada pela rugosidade, desta forma, com o aumento das forças de extrusão, maior é a contribuição da rugosidade no contato entre superfícies [29]. Em operações de extrusão, o atrito tem grande influência devido ao seu efeito sobre as forças de conformação mecânica (ou energia) e escoamento de material na cavidade da matriz, assim como, a qualidade do produto e a vida útil da ferramenta. A precisão dos modelos de atrito é ainda desconhecida e torna complexa a definição de um modelo único que inclua todos os parâmetros de deformação para todas as operações de conformação mecânica. *Erinosho e Akinlabi* (2016) [30] estudaram o efeito do atrito na área de contato deformada durante operações de conformação.

O atrito é um dos parâmetros mais significativos a serem considerados na extrusão direta, devido ao escoamento de material ocorrer ao longo da cavidade da matriz, então, a contribuição da energia necessária ao esforço final pode ser alta. *Domínguez e Claver* (2015) [31] conduziram estudos por simulação numérica com o software DEFORM para investigar os efeitos do atrito no processo de extrusão direta utilizando o aço AISI 1010. A figura 9 mostra a geometria da geratriz e matriz de extrusão utilizados na simulação numérica computacional.

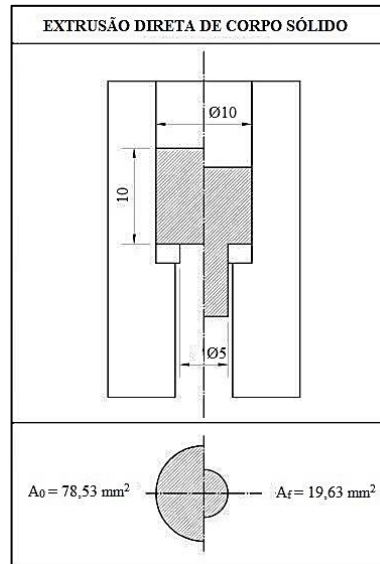


Figura 9 – Geometria da ferramenta de extrusão direta utilizada na simulação numérica computacional [31].

O atrito tem efeito importante sobre os esforços resultantes na extrusão direta. A força devido ao atrito resultante do processo de extrusão é obtida pela equação (9).

$$F_f = F_c + F_d \quad \text{eq. (9)}$$

Quando a geratriz é pressionada ao longo da cavidade da matriz na extrusão direta, a força de extrusão é diretamente relacionada à força devido ao atrito entre as paredes da cavidade da matriz superior e a geratriz (F_c) e entre a matriz de extrusão e a geratriz (F_d).

Para avaliar esta influência, duas condições extremas foram consideradas na simulação computacional: o fator de atrito máximo ($m = 1$) e a condição de atrito ausente ($m = 0$). Assim, com as forças de extrusão resultantes das duas situações limite, o efeito da força devido ao atrito pôde ser obtido e analisado. Na figura 10 o efeito da força devido ao atrito é representado pelo cálculo da diferença entre as forças resultantes das duas condições limites para a extrusão direta.

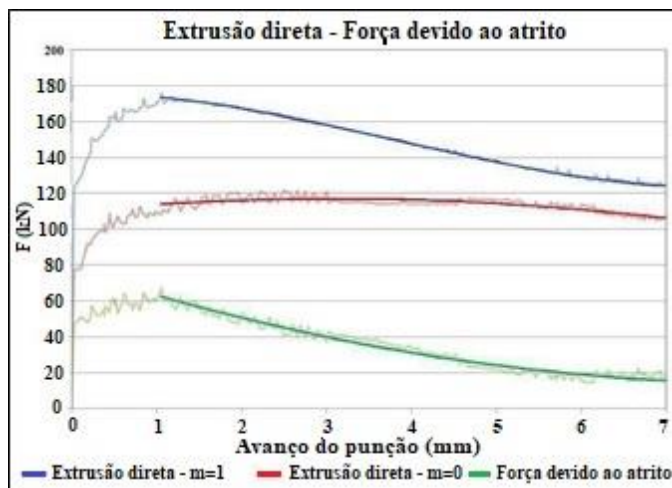


Figura 10 – Força devido ao fator de atrito (m) na extrusão direta [31].

A teoria de Amontons-Coulomb é aplicada para o cálculo da tensão de cisalhamento (τ) entre a geratriz e as paredes da matriz nos processos de extrusão [32]. A lei do atrito de Coulomb utiliza o coeficiente de atrito (μ) para quantificar a interface de atrito e é expressa pela equação (10).

$$\tau = \mu \cdot P, \quad \text{para } 0 \leq \mu \leq 0,577 \quad \text{eq. (10)}$$

onde P é a tensão normal de contato entre as superfícies.

A tabela 3 mostra valores referenciais de atrito para a extrusão direta.

Tabela 3 – Valores referenciais para o coeficiente de atrito, μ [33].

| Descrição do processo | Extrusão direta | |
|---------------------------------|-----------------|-------------------|
| | Peças maciças | Peças com furação |
| Coeficiente de atrito (μ) | 0,04 a 0,08 | 0,1 a 0,125 |

Neste trabalho, o valor utilizado para o coeficiente de atrito para o cálculo da força de extrusão foi 0,1.

A teoria da adesão determina que a tensão de cisalhamento máxima na interface de contato entre o material e a matriz é a tensão limite de elasticidade do material em cisalhamento puro [34]. Contudo, nos processos de extrusão, em geral, a tensão normal de contato entre o material e a ferramenta pode superar este valor. Então, uma vez atingida a tensão de escoamento em cisalhamento do material, um aumento no valor da tensão normal implica em diminuição do atrito. Neste caso em que altas tensões de contato estão envolvidas, o atrito deve ser expresso pela equação (11).

$$m = \frac{\tau}{k} \quad \text{para } 0 \leq m \leq 1 \quad \text{eq. (11)}$$

onde m é o fator de atrito e k é a tensão limite de elasticidade em cisalhamento puro.

Esta forma é conhecida como Lei de Prandtl e determina que a tensão de cisalhamento devida ao atrito é independente da tensão de contato entre as superfícies. A Lei de Prandtl deve ser aplicada sempre que as tensões de contato sejam elevadas, onde o coeficiente de atrito, μ , deixa de ter significado físico.

Na extrusão a frio de engrenagens, a força devido ao atrito tem alto impacto no aumento das tensões resultantes do ciclo de conformação do material. No desenvolvimento desta tese, as engrenagens analisadas sofrem uma redução de área superior à 40%, o que envolve altas tensões de contato entre a geratriz e as paredes da matriz. Desta forma, a Lei de Prandtl será adotada para as análises de simulação por elementos finitos, onde o fator de atrito será considerado.

2.5 O EFEITO DO PRÉ-TENSIONAMENTO APLICADO ÀS MATRIZES DE EXTRUSÃO A FRIO

O conceito de cintamento das matrizes é reconhecido na indústria da conformação e deve ser entendido, neste contexto, como tensões compressivas (tipicamente radiais) sendo aplicadas nas ferramentas. O objetivo do cintamento das matrizes é reduzir o nível de tensões críticas, as quais a ferramenta sofrerá sob o impacto de profundos esforços. Quanto mais eficiente o cintamento, mais a matriz será colocada em um estado de tensões compressivas, como ilustrado na figura 11.

Sendo,

a) Tensões compressivas nulas, onde não há pré-tensionamento da matriz. Matrizes monobloco são um exemplo.

b) Moderadas, onde há a pré-tensionamento. Matrizes com um anel de cintamento podem ser citadas.

c) Alto estado de tensões compressivas, através de alto nível de pré-tensionamento. Neste caso, dois ou mais anéis de cintamento, com interferências rigorosas de montagem e materiais de alta resistência são utilizados.

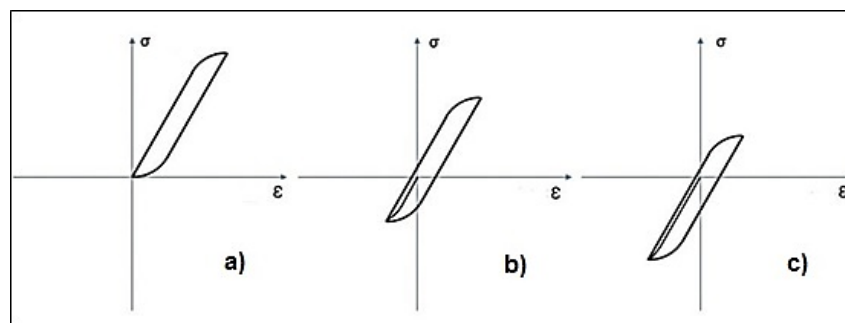


Figura 11 - Amplitude tensão-deformação para três estágios de cintamento de matrizes de extrusão [35].

A importância do cintamento aumenta com a carga da ferramenta. Quanto maior a carga de conformação, maiores são os níveis de tensões na ferramenta. Há uma tendência geral em relação às altas cargas de conformação nas matrizes de extrusão, as quais são uma consequência derivada do alto grau de acabamento deste processo, surgimento de materiais de baixa conformabilidade, alta velocidade de deformação das peças, entre outros. Consequentemente, a importância do cintamento de matrizes tem crescido na indústria da conformação mecânica.

Para uma melhor definição do cintamento, também entendido como pré-tensionamento, de matrizes é necessário verificar o comportamento tensão/deformação da matriz. Esta definição considera o ciclo completo de carga da matriz de extrusão, inclusive, o intervalo de tensões e

seu movimento físico ou comportamento de deformação. Como visto na figura 12, o ponto de repouso da matriz de extrusão será a partir de um determinado nível de tensões compressivas, o qual é definido pela interferência de montagem. Quanto maior o nível de pré-tensionamento, maior a tensão compressiva resultante na matriz. Durante o processo de extrusão da peça, a matriz é tensionada e vai de um estado compressivo de tensões até tensões de tração. O ponto final do ciclo de extrusão determina o pico máximo de tensões pelos quais a matriz passará durante o processo. Após o máximo estado de tensões, não há cargas sobre a matriz, e ela retorna ao seu estado inicial de pré-tensionamento. A distância entre o ponto de pré-tensionamento e o máximo estado de tensões determina o intervalo total de tensões. Quanto maiores os esforços de extrusão, maior o intervalo total de tensões.

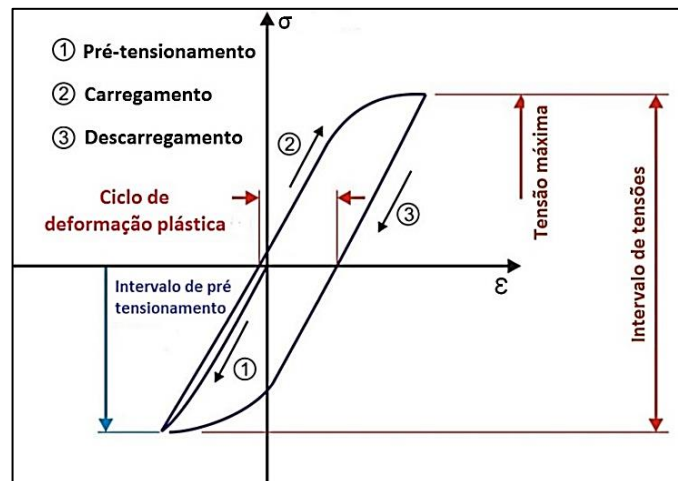


Figura 12 – Comportamento padrão de tensão-deformação no ponto crítico de uma matriz de extrusão [35].

Simultaneamente com a compressão dos anéis de cintamento, a matriz também passa por contração física. Quanto maior o pré-tensionamento, maior a contração da matriz de extrusão. Entretanto, a habilidade de comprimir a matriz é determinada pelas propriedades do material da matriz e os demais componentes da ferramenta. Sistemas de ferramentas com alta rigidez defletem menos que sistemas a base de aços convencionais. Como exemplo, o módulo de Young (E) de uma matriz de WC-Co, conhecida como metal duro, é aproximadamente 2,2 maior que uma matriz de aço, sendo respectivamente, 460 GPa e 215 GPa. Conseqüentemente, a matriz de WC-Co, irá defletir em média 40% menos que uma matriz de aço com as mesmas dimensões e cavidade. Quanto menor o intervalo de deformação, menor o intervalo de tensões devido à reduzida expansão da matriz durante o processo de extrusão.

A vida útil de uma matriz, ou seja, o número de ciclos de extrusão até a sua falha por ruptura, depende da interação entre a força sobre a ferramenta e a sua capacidade de resistência à carga. A força sobre matrizes de extrusão é determinada pelo número de interações entre parâmetros,

tais como, tipo de processo de extrusão, lubrificação, temperatura, propriedades do material da geratriz, perfil da geratriz, geometria do extrudado e estágios de conformação. A figura 13 representa uma matriz de extrusão de engrenagem montada com um anel de cintamento.

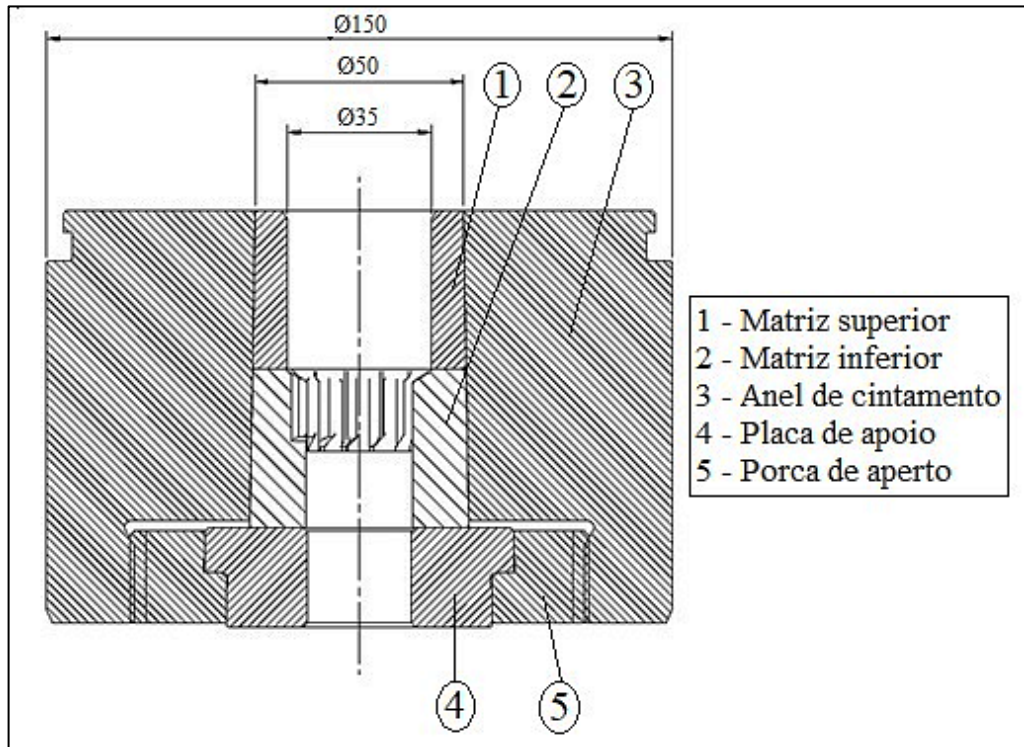


Figura 13 – Matriz de extrusão com um anel de cintamento. Fonte: Do autor.

A tarefa de todo o projetista de extrudados é manter a carga sobre a ferramenta de extrusão em um nível moderado, de forma a obter um bom desempenho de processo, incluindo alta e previsível vida útil das ferramentas de extrusão. O pré-tensionamento é um parâmetro de desenvolvimento efetivo para conseguir sistemas de ferramentas de alto desempenho, sendo que, este parâmetro influencia diretamente o comportamento tensão/deformação da matriz de extrusão. O pré-tensionamento ótimo da matriz pode ser atingido no equilíbrio entre a rigidez da mesma e os demais componentes da ferramenta, bem como, o correto nível de interferência. Em linhas gerais, quanto menores as tensões de tração sob o ponto máximo da carga de processo, menor será o comportamento de deformação da matriz de extrusão e melhor será a condição de alto desempenho da ferramenta. Além disso, sistemas de ferramentas de alta rigidez reduzem consideravelmente a variação dimensional da matriz com o objetivo de melhorar a precisão da peça extrudada e reduzir desvios dimensionais.

A figura 14 e ilustra as principais características da natureza complexa de ferramentas de extrusão de alta performance.



Figura 14 – Características relacionadas à resistência e desempenho de uma ferramenta de extrusão [16].

Em princípio, o pré-tensionamento pode ser realizado por dois métodos genéricos, como mostrado na figura 15. O método mais comumente usado é o que considera o aquecimento dos anéis externos à matriz, onde o anel de cintamento é expandido (por exemplo, à 400°C) e montado na matriz de extrusão. O pré-tensionamento é, então, o efeito resultante de encolhimento do anel de cintamento após seu resfriamento e consequente fechamento sobre a superfície externa da matriz de extrusão. Este método é largamente utilizado na indústria de conformação, sendo limitado pelo coeficiente de expansão, bem como, a tensão de escoamento do material aplicado no anel de cintamento.

O outro método é o pré-tensionamento por compressão a frio, onde a matriz de extrusão é inserida no anel de cintamento com o auxílio de uma prensa de montagem. A principal limitação da montagem por compressão a frio é a tensão de escoamento dos materiais da matriz de extrusão e o anel de cintamento. A utilização de lubrificantes nas interfaces dos anéis de cintamento e matrizes é importante para a integridade dos componentes da ferramenta.

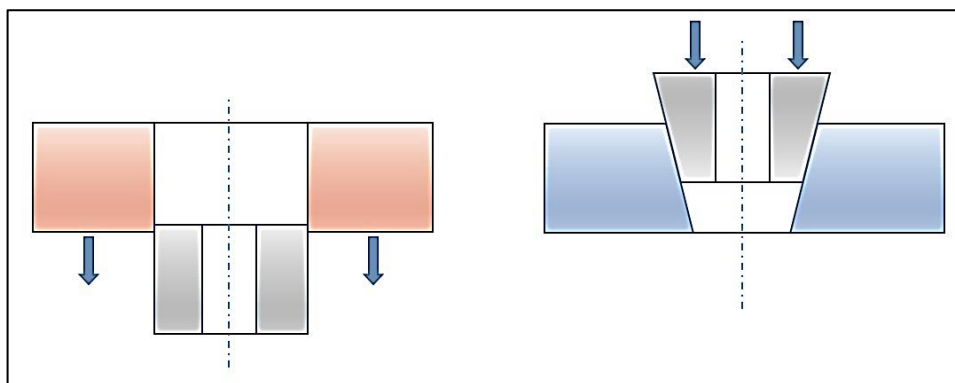


Figura 15 – Principais métodos de montagem para pré-tensionamento de matrizes por aquecimento (esquerdo) e compressão a frio (direito) [36].

O comportamento tensão/deformação do sistema da ferramenta pode ser influenciado pelo aumento da massa e, mais efetivamente, pela alteração das propriedades dos materiais do sistema da ferramenta. O uso de WC-Co para a matriz de extrusão é a forma mais efetiva de aumentar a rigidez global do sistema da ferramenta devido ao alto ponto do módulo de Young. Uma abordagem alternativa para obter ferramentas de extrusão de alta rigidez seria integrar materiais com WC-Co como parte do sistema de pré-tensionamento, por exemplo, fabricar o anel interno do sistema duplo de anéis com este material.

O sistema de pré-tensionamento de matrizes por enrolamento de tiras de aço, desenvolvido pela empresa STRECON, faz uso desta estratégia. Além da utilização de anéis de cintamento com módulo de Young elevado, a técnica consiste em “enrolar” tiras de aço de 0,1 mm de espessura sobre o núcleo da ferramenta, colocando-o sobre profundo estado de tensões compressivas. As tiras de aço mantêm o comportamento elástico até tensões de 2.000 N/mm^2 . As interferências de montagem são superiores às utilizadas em anéis de cintamento convencionais, sendo de 0,7% a 1,1% [37]. A figura 16 ilustra a estrutura do sistema por enrolamento de tiras STRECON.

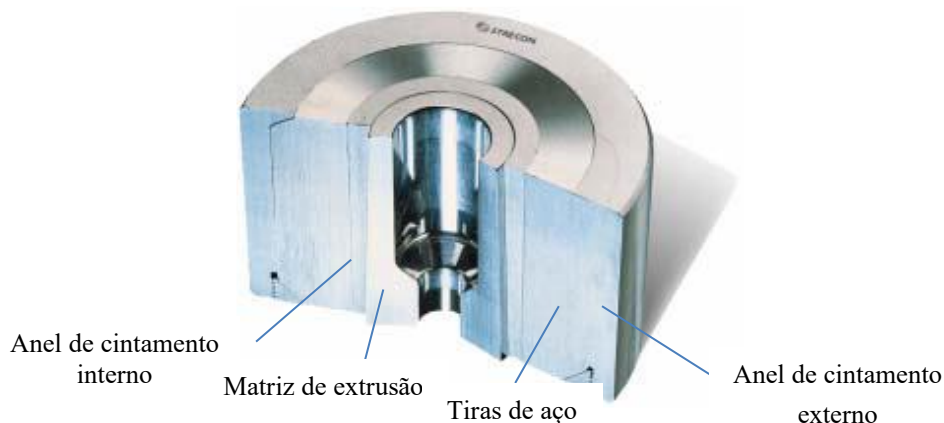


Figura 16 – Representação de ferramenta montada com sistema STRECON [38].

2.6 EXEMPLOS DE AÇOS PARA EXTRUSÃO A FRIO

Aços ao boro são largamente utilizados em componentes de alta resistência. A presença de pequenos teores de boro em aços com 0,2 a 0,4% de carbono permite obter uma temperabilidade média ideal para obtenção dos valores necessários de dureza e resistência após têmpera, principalmente em peças de pequena seção. O boro é adicionado aos aços em pequenas quantidades (ppm) para aumentar a sua conformabilidade e temperabilidade, evitando a nucleação da ferrita através de sua segregação nos contornos de grão da austenita. Embora exista uma incerteza enquanto ao teor ideal de boro sobre a efetividade na temperabilidade, pode se dizer que este valor está entre 10 e 30 ppm, sendo o teor ótimo entre 15 e 20 ppm.

Dentre os aços utilizados na fabricação de elementos de fixação e engrenagens, o SAE 10B22, o qual é utilizado no desenvolvimento desta tese, tem grande aplicação, substituindo aços de médio carbono ou os convencionais baixa liga, como o SAE 5135. Sua composição química contendo boro e um teor considerável de manganês atribui a esta liga boa temperabilidade e excelente resposta à processos termoquímicos como cementação e carbonitreção, combinando desta forma as propriedades de dureza e resistência ao desgaste, com tenacidade e ductilidade [39].

Resultados de ensaios mecânicos para um aço ABNT 1020 com teores de boro, na condição de laminado a quente, demonstram que as propriedades mecânicas não sofreram alteração significativa, com exceção do limite de escoamento, que diminui cerca de 4% em relação ao aço sem boro. A diminuição do limite de escoamento, juntamente com a não alteração significativa das outras propriedades, sugere usos específicos para esses aços devido a sua maior fase plástica, como por exemplo, para peças que necessitam de extrusão a frio [40].

O SAE 10B22 está entre os aços baixo carbono utilizados para extrusão a frio e com elementos liga para cementação. Este aço é amplamente utilizado na extrusão a frio para a produção de engrenagens, eixos, parafusos e demais peças onde há exigência de dureza superficial obtida pelo processo de cementação ou carbonitreção. As curvas de escoamento verdadeiras do SAE 10B22 foram simuladas pelo software *JMatPro*, o qual tem a capacidade de calcular uma variedade de propriedades de materiais de ligas metálicas [41]. As curvas foram simuladas nas temperaturas 20°C, 100°C, 200°C e 300°C e velocidades de deformação 0,01 s⁻¹, 1 s⁻¹ e 10 s⁻¹. São mostradas nas figuras 17, 18 e 19. A tabela 4 informa a composição química utilizada como dado de entrada para a geração dos resultados. Os valores calculados pelo software de acordo com a sua composição química informada, ANEXOS A, B e C, foram utilizados para traçar as curvas.

Considerando a temperatura de 20°C, a simulação das curvas revela tensões de escoamento de 170,1 N/mm², 190,5 N/mm² e 201,2 N/mm², para as respectivas velocidades de deformação 0,01 s⁻¹, 1 s⁻¹ e 10 s⁻¹, quando a deformação verdadeira é igual à zero.

Tabela 4 – Composição química utilizada para a aço SAE 10B22 na simulação do software *JMatPro* [41].

| | <i>C</i> | <i>Mn</i> | <i>Si</i> | <i>Cr</i> | <i>Ni</i> | <i>Mo</i> | <i>V</i> | <i>Cu</i> | <i>B</i> | <i>Co</i> | <i>Al</i> |
|--------------|----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|----------|-----------|----------|-----------|-----------|
| 10B22 | 0,232 | 0,893 | 0,242 | 0,180 | 0,08 | 0,042 | 0,0059 | 0,233 | 0,0015 | 0,008 | 0,020 |

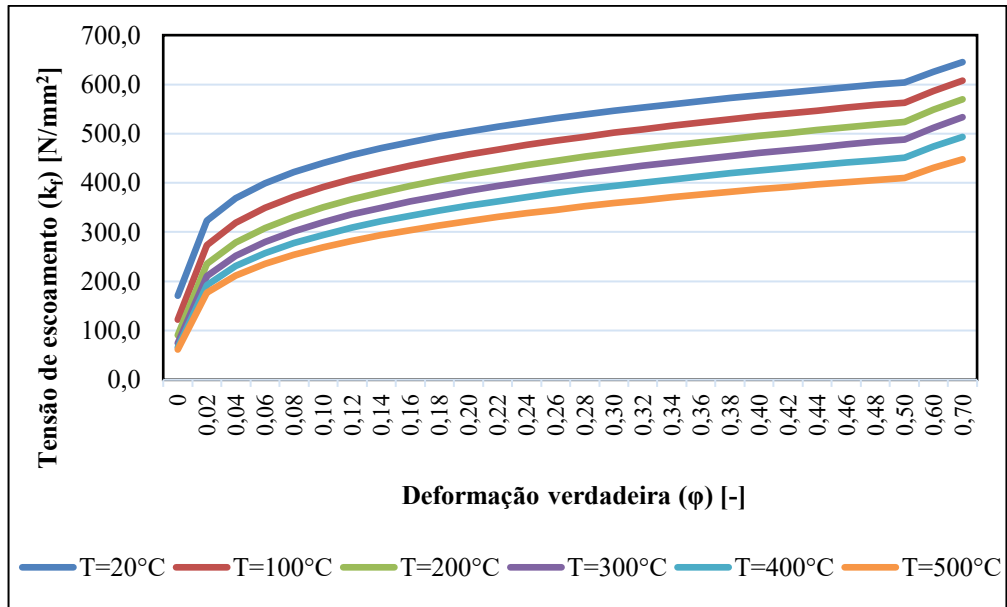


Figura 17 – Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 0,01 s⁻¹.
Fonte: *JMatPro* [41].

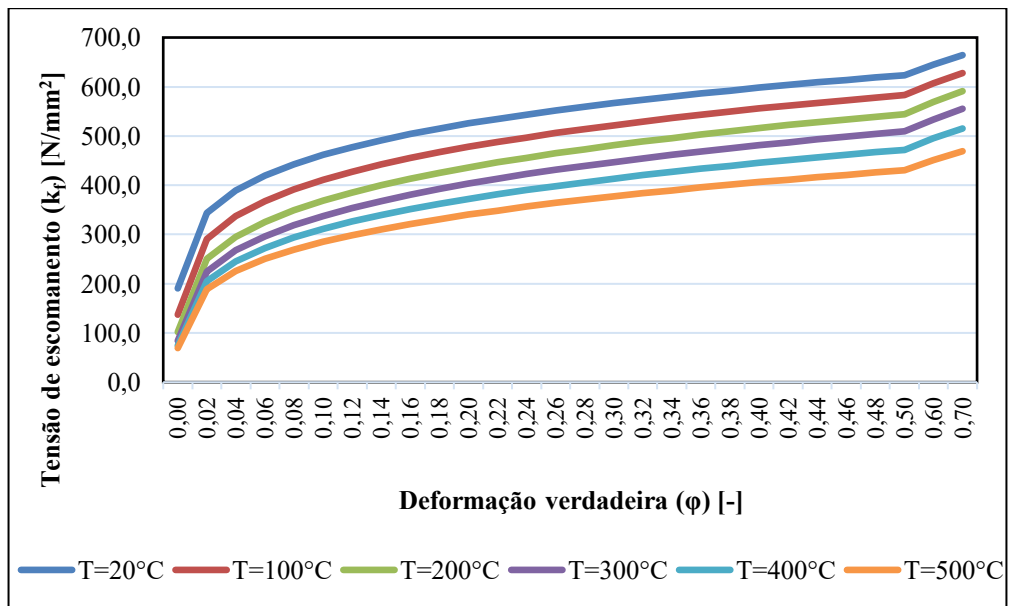


Figura 18 – Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 1 s⁻¹.
Fonte: *JMatPro* [41].

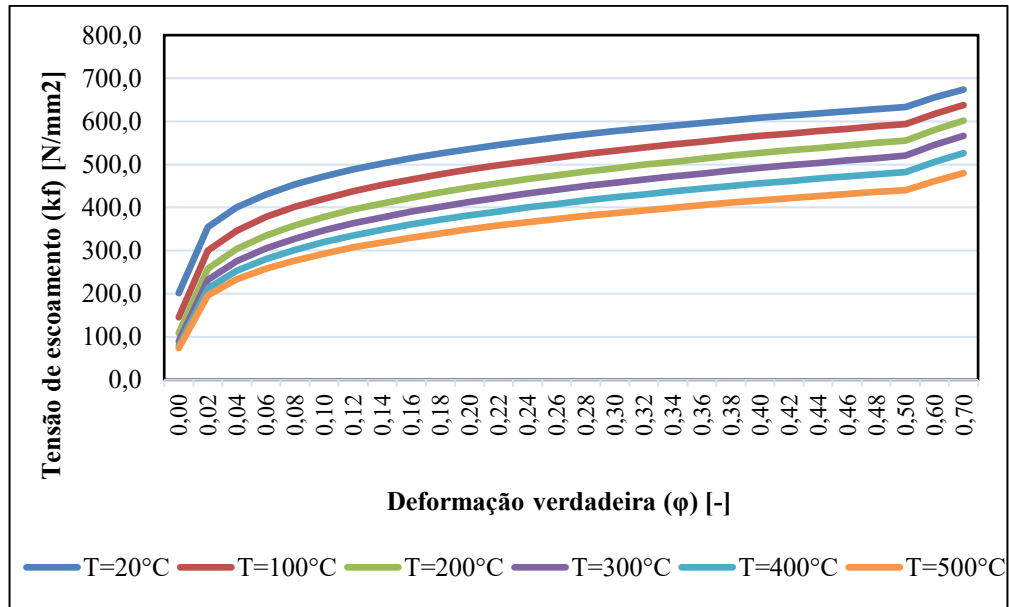


Figura 19 – Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 10 s^{-1} .
Fonte: *JMatPro* [41].

2.7 CONTROLE GEOMÉTRICO DE ENGRENAGENS

Neste capítulo será abordada a forma em que os requisitos sobre a geometria das engrenagens devem ser especificados e o entendimento dos métodos utilizados para controlar a geometria das engrenagens. Será dada ênfase à norma ISO 1328, partes 1 e 2 [42] [43], a qual é comumente utilizada para classificação de engrenagens.

2.7.1 Normas para especificação de engrenagens

As normas específicas para o controle de tolerâncias geométricas de engrenagens são publicadas pelos mais diversos sistemas de normas, segundo a competitividade no mercado para este tipo de aplicação. É o cliente que opta pela norma que melhor atende as suas necessidades, encontrando a sua disposição uma série de documentos que tratam do assunto, dentre estes se podem citar: ISO, AGMA, DIN, JIS, BSI, ABNT e outras. No Brasil, as normas da ABNT em alguns aspectos, como definições de partes funcionais e parâmetros geométricos, se assemelham à ISO 1328, o que já não ocorre com as normas AGMA, por esta apresentar uma estrutura simbólica própria que em muito se diferencia da ISO e ABNT.

Na tabela 5, há uma seleção das mais importantes normas utilizadas, sendo que suas principais diferenças se referem:

Tabela 5 - Normas associadas à tolerância geométrica de engrenagens cilíndricas de dentes retos [44].

| NORMA | ASSUNTO |
|------------------------------|--|
| ISO 1328 – 1 e 2 (2013/1997) | Engrenagens Cilíndricas – Sistema de precisão ISO |
| AGMA – 2000-A88 (1988) | Manual de Inspeção e Classificação de Engrenagens |
| DIN - 3962 (1978) | Tolerâncias para Dentes de Engrenagens Cilíndricas |
| JIS - B 1702 (1976) | Precisão para Engrenagens Retas e Helicoidais |
| BSI - BS 436 (1986) | Engrenagens Retas e Helicoidais – Forma básica, Passo e Precisão |
| ABNT - NBR10095 (1989) | Engrenagem Cilíndrica de Evolvente – <i>Precisão Dimensional</i> |

2.7.2 Especificação de engrenagens cilíndricas usando a norma ISO 1328

A ISO 1328 trata das tolerâncias geométricas de engrenagens cilíndricas de dentes retos, fornecendo limites para os principais parâmetros característicos da geometria das engrenagens a serem controladas, e delimita para cada tipo de aplicação os erros máximos permissíveis. Esta norma também trata dos desvios das engrenagens associados aos parâmetros característicos tomados isoladamente, e dos desvios das engrenagens do ponto de vista funcional, ou seja, avalia conjuntamente todos os desvios isolados, eventualmente existentes nas superfícies das engrenagens.

Duas são as vantagens da referida norma: uma é a sua associação com materiais didáticos de grande reconhecimento neste campo de atuação [45] [46], o que a torna de fácil compreensão e menos propensa a erros de interpretação; e a outra é que seu conteúdo está de acordo com o Sistema Internacional de Unidades [47] que é o sistema oficialmente reconhecido no Brasil.

A norma cita parâmetros característicos os quais são elementos de controle da geometria das engrenagens. Devido a fenômenos de fabricação que posteriormente serão detalhados, as superfícies das engrenagens sofrem variações em relação a sua geometria considerada ideal. Estes desvios, de acordo com as suas dimensões, tornam-se de difícil identificação e comprometem a funcionalidade do conjunto coroa/pinhão.

2.7.3 Desvios isolados

Os desvios isolados são as variações dos parâmetros característicos geométricos que ocorrem na superfície das engrenagens. Suas principais causas são:

- ✓ forma defeituosa do perfil da matriz de extrusão;
- ✓ deficiente lubrificação durante o processo de extrusão;
- ✓ uso de matrizes com cavidades danificadas ou desgastadas;
- ✓ vibração excessiva das prensas de extrusão;
- ✓ deformações elásticas das ferramentas de extrusão durante o processo.

2.7.4 Desvios de passo individual (f_{pt}), acumulado (f_{pk}) e total (F_p)

O desvio de passo individual, representado por f_{pt} na figura 20, corresponde a diferença algébrica entre o passo medido e o correspondente passo teórico de um setor que abranja uma determinada quantidade inteira de passos (K). Devido à facilidade, utiliza-se o flanco dos dentes como referência para a medição. O passo primitivo é o comumente avaliado e é medido sobre a circunferência primitiva [48]. Pela ISO 1328-1, o passo também pode ser medido sobre uma circunferência de referência que passa pela altura média dos dentes, ou seja, o ponto médio entre o topo e a raiz do dente.

O setor avaliado não deve ser maior que $1/8$ da circunferência de referência, ou seja, $2 \leq K \leq Z/8$, onde Z é o número de dentes. De outra forma, o desvio de passo acumulado pode ser entendido como a soma algébrica dos passos individuais no setor avaliado.

O desvio de passo total (F_p), que corresponde ao máximo valor do desvio de passo acumulado (f_{pk}) de qualquer setor de circunferência em relação a um determinado flanco de dente.

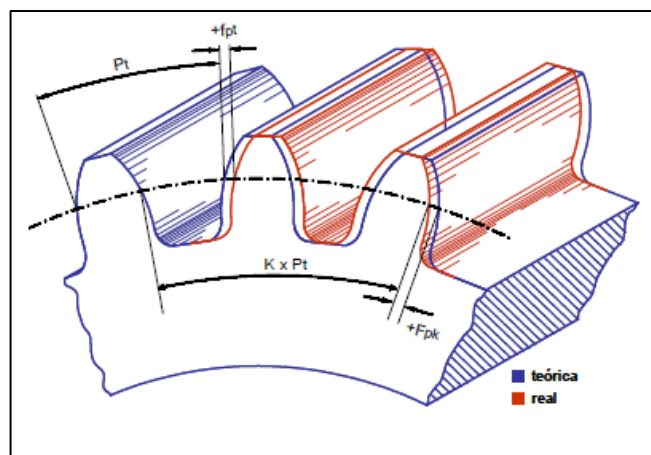


Figura 20 – Desvios de passo das engrenagens [42].

2.7.5 Desvios de perfil (F_a , f_{fa} , $f_{H\alpha}$)

Na figura 21, o desvio de perfil corresponde ao afastamento do perfil evolvente real, obtido do processo de fabricação, do perfil ideal gerado a partir da respectiva circunferência de bases

[49]. As medições, segundo a ISO 1328-1, deverão ocorrer no ponto médio do comprimento total do dente.

O desvio de perfil é caracterizado por três parâmetros: desvio total de perfil (F_α), desvio de forma de perfil ($f_{f\alpha}$) e desvio angular de perfil ($f_{H\alpha}$). Na figura 22, tem-se uma representação gráfica destes desvios. A linha sinuosa corresponde ao perfil real detectado pelo sistema de medição.

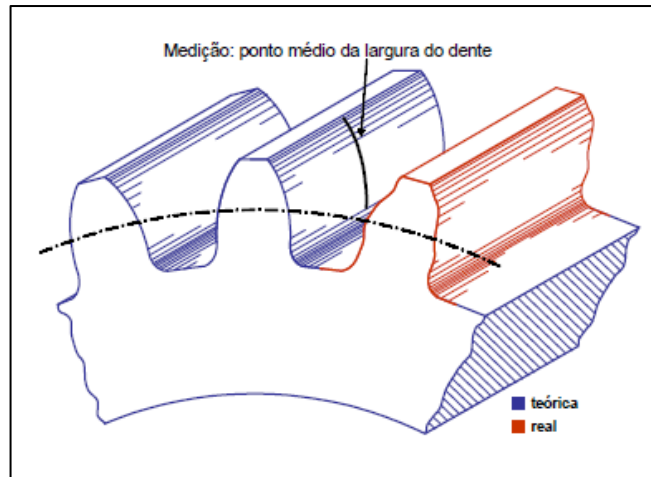


Figura 21 – Desvio de perfil [42].

No gráfico de desvio de forma de perfil, verifica-se o quanto o perfil real atinge seus limites máximos e mínimos. Da mesma forma, pode-se avaliar a partir do gráfico de desvio angular de perfil o quanto o perfil real se aproximou ou se afastou angularmente do perfil teórico. Por último, quando se busca apenas uma avaliação quantitativa, pode-se fazer uso do diagrama de desvio total de perfil, que possui intrinsecamente os dois resultados anteriores, sendo mais conservativo.

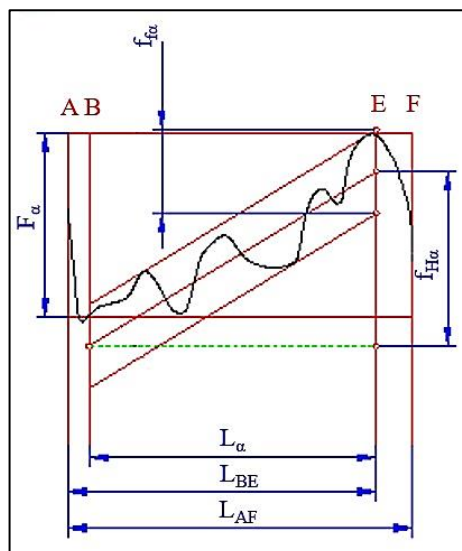


Figura 22 – Desvios de perfil segundo ISO 1328-1 [42].

2.7.6 Desvios de linha de flanco (F_{β} , $f_{f\beta}$, $f_{H\beta}$)

A figura 23 mostra o desvio de flanco corresponde ao afastamento do flanco do dente, obtido no processo de fabricação do flanco resultante da extrusão do perfil evolvente ideal no sentido axial da engrenagem. As medições, segundo a ISO 1328-1, deverão ocorrer na altura da circunferência de referência e no sentido axial.

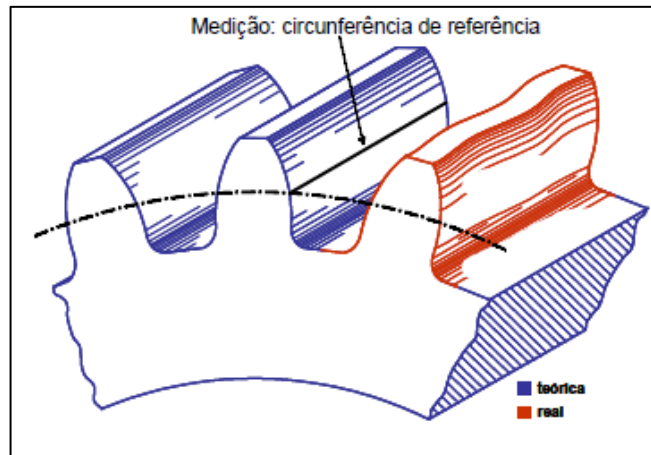


Figura 23 – Desvio de linha de flanco [42].

Da mesma forma que o desvio de perfil, o desvio da linha de flanco é caracterizado por três parâmetros: desvio total da linha de flanco (F_{β}), desvio de forma da linha de flanco ($f_{f\beta}$) e desvio angular da linha de flanco ($f_{H\beta}$), figura 24, respectivamente. A linha sinuosa corresponde ao flanco real detectado pelo sistema de medição, na altura da circunferência de referência.

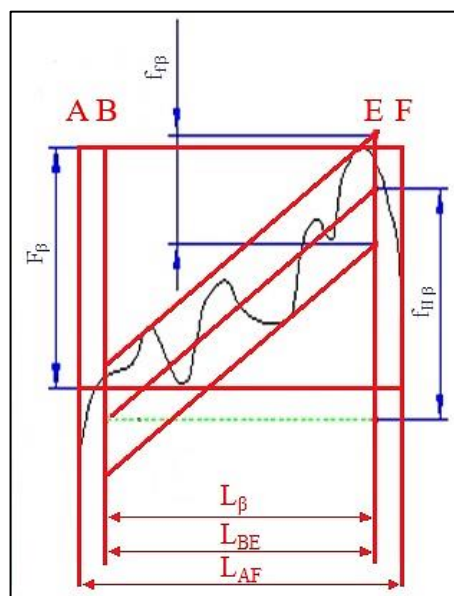


Figura 24 – Desvios da linha de flanco segundo ISO 1328-1 [42].

A interpretação do desvio da linha de flanco é *similar* ao desvio de perfil. Assim, do gráfico de desvio de forma da linha de flanco verifica-se o quanto o flanco real atinge seus limites

máximos e mínimos. Da mesma forma, pode-se avaliar a partir do gráfico de desvio angular da linha de flanco, o quanto o perfil real se aproximou ou se afastou angularmente do perfil teórico. Por último, ao ser necessária apenas uma avaliação quantitativa, pode-se fazer uso do diagrama de desvio total da linha de flanco, que possui intrinsecamente os dois resultados anteriores e é mais conservativo.

2.7.7 Batimento radial (F_r)

O batimento radial (F_r) é a maior variação da distância em relação ao eixo de giro da engrenagem, de uma esfera ou cone, colocado sequencialmente entre os vãos da engrenagem, estabelecendo um contato com os flancos dos dentes adjacentes. Corresponde a amplitude total da variação lida no sistema de medição, quando da verificação do erro de concentricidade. Se não houvesse irregularidades no dente da engrenagem, o batimento radial seria igual ao dobro do erro de concentricidade (caso existisse), ou seja, o erro total de giro [50].

Segundo a norma 1328-2 [43], o batimento radial corresponde à amplitude máxima dos desvios individuais (erro detectado em cada vão de dente), figura 25. Verifica-se que os erros estão distribuídos em torno de uma senóide, cuja amplitude corresponde a duas vezes o erro de concentricidade.

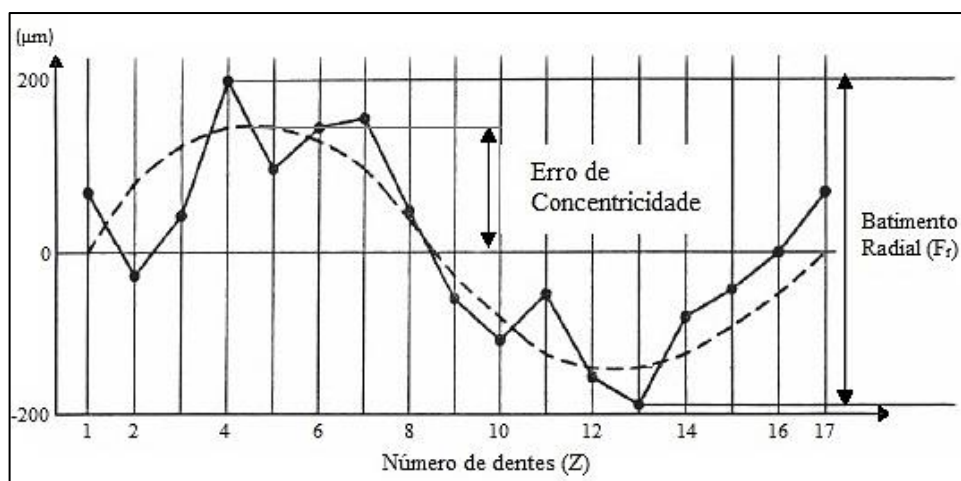


Figura 25 – Batimento radial [43].

2.7.8 Graus de qualidade

Os graus de qualidade variam para cada sistema de norma. Na ISO 1328, exceto pelo desvio composto radial, que possui 9 graus de qualidade (4 é o grau mais exigente e 12 é o menos exigente), os demais parâmetros característicos possuem 13 graus de qualidade (0 é o grau mais exigente e 12 é o menos exigente) [51].

Para classificação de uma engrenagem com relação ao seu grau de qualidade, alguns parâmetros de projeto são considerados pela norma ISO 1328, sendo, entre eles: o diâmetro de referência e o módulo. Definidos esses parâmetros de projeto, para cada um dos parâmetros característicos já mencionados pode-se estabelecer uma tolerância, cujo valor dependerá do grau de qualidade selecionado e vice-versa, estabelecendo-se a tolerância necessária e obtendo-se o grau de qualidade. Na tabela 6, tem-se um exemplo do grau de qualidade para o desvio total de perfil (F_{α}). Para efeito de construção da tabela, considerando-se um grau de qualidade igual a 5 os valores das tolerâncias são determinados empiricamente e aplicados na equação (12):

$$F_{\alpha} = 3,2\sqrt{m_k} + 0,22\sqrt{\phi_p} + 0,7 \quad \text{eq. (12)}$$

Os valores de tolerâncias superiores, por exemplo, para o grau 6 são obtidos a partir da tolerância de grau 5 multiplicado por $\sqrt{2}$, as tolerâncias do grau 7 são obtidos a partir das tolerâncias do grau 6 multiplicado $\sqrt{2}$, e assim sucessivamente até o grau 12. Para os valores inferiores ao grau de qualidade 5 utiliza-se o mesmo raciocínio, exceto pelo fato de se dividir cada resultado de tolerância por $\sqrt{2}$. Assim, conclui-se que para melhorar um grau de qualidade de uma engrenagem basta dividir por $\sqrt{2}$ a tolerância do determinado grau de qualidade em questão por quantas vezes se quer melhorar a qualidade do item.

Tabela 6 – Grau de qualidade para desvio de perfil [43].

| Diâmetro primitivo ϕ_p (mm) | Módulo (N) | Grau de qualidade (Q) | | | | | | | | | | | | |
|-------------------------------------|---------------------|--------------------------------|-----|-----|-----|-----|------|------|------|------|------|------|------|-------|
| | | 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 |
| | | F_{α} (μm) | | | | | | | | | | | | |
| $5 \leq \phi_p \leq 20$ | $0,5 \leq N \leq 2$ | 0,8 | 1,1 | 1,6 | 2,3 | 3,2 | 4,6 | 6,5 | 9,0 | 13,0 | 18,0 | 26,0 | 37,0 | 52,0 |
| | $2 \leq N \leq 3,5$ | 1,2 | 1,7 | 2,3 | 3,3 | 4,7 | 6,5 | 9,5 | 13,0 | 19,0 | 26,0 | 37,0 | 53,0 | 75,0 |
| $20 \leq \phi_p \leq 50$ | $0,5 \leq N \leq 2$ | 0,9 | 1,3 | 1,8 | 2,6 | 3,6 | 5,0 | 7,5 | 10,0 | 15,0 | 21,0 | 29,0 | 41,0 | 58,0 |
| | $2 \leq N \leq 3,5$ | 1,3 | 1,8 | 2,5 | 3,6 | 5,0 | 7,0 | 10,0 | 14,0 | 20,0 | 29,0 | 40,0 | 57,0 | 81,0 |
| | $3,5 \leq N \leq 6$ | 1,6 | 2,2 | 3,1 | 4,4 | 6,0 | 9,0 | 12,0 | 18,0 | 25,0 | 35,0 | 50,0 | 70,0 | 99,0 |
| | $6 \leq N \leq 10$ | 1,9 | 2,7 | 3,8 | 5,5 | 7,5 | 11,0 | 15,0 | 22,0 | 31,0 | 43,0 | 61,0 | 87,0 | 123,0 |

Ao se tratar da metrologia de engrenagem, torna-se às vezes, muito difícil entender o que se está medindo, caso não se conheça o seu processo físico. Tratar os resultados de um relatório de um determinado parâmetro geométrico apenas como valor numérico com certeza não agrega valor para melhoria do processo. Por exemplo, ao se determinar o batimento radial e este apresentar um valor elevado, pode conduzir o metrologista a concluir que os desvios sejam provenientes de incorreções nos dentes, mas na verdade pode se tratar de um erro de

concentricidade que possui um comportamento senoidal. Neste caso, interferir no processo para corrigir imperfeições dos dentes de uma matriz de extrusão seria uma decisão errada, pois na verdade o problema é relativo a um erro de concentricidade entre o eixo de rotação da engrenagem e a circunferência de base. Assim, tem-se o conhecimento tecnológico e a metrologia fortemente ligados para a solução de problemas da engenharia.

2.8 ELETROEROSÃO APLICADA À FABRICAÇÃO DE FERRAMENTAS DE EXTRUSÃO

O processo de eletroerosão é utilizado na fabricação de ferramentas em geral e proporciona redução de custo, tempo de execução e melhoria de acabamento superficial, sendo, muitas vezes o único processo aplicável quando os ferramentais já se encontram temperados e revenidos. Entretanto, o processo deve ser cuidadosamente controlado em seus parâmetros de operação, pois podem causar modificações microestruturais importantes na superfície usinada, diminuindo a resistência a fratura e induzindo à formação de trincas superficiais que podem se propagar e promover a fratura catastrófica da ferramenta.

Assim, o processo final de fabricação do ferramental exige a usinagem de precisão do aço, em geometria complexa, na condição de elevada dureza onde os processos convencionais de usinagem por remoção de cavaco não são mais aplicáveis. Nesta etapa, o processo de usinagem por eletroerosão (*EDM – Electrical Discharge Machining*) é amplamente aplicado. O processo de eletroerosão se tornou a tecnologia mais importante na indústria de manufatura para a obtenção de formas complexas utilizando o corte a fio ou a penetração como os procedimentos mais difundidos. Desenvolvido no final da década de 40 do século passado, tem sido aceito em todo o mundo como um processo padrão para a fabricação de ferramentais.

Os processos de EDM são largamente utilizados na fabricação de matrizes de extrusão de engrenagens. Eletroerosão por fio (*Wire EDM*), bem como, por penetração (*Die Sinking*) são responsáveis pela usinagem de eletrodos e fabricação das cavidades das matrizes, respectivamente, e devem possuir um controle de geometria e acabamento eficaz. Se a usinagem de eletrodos apresentar um erro de forma grosseiro, este será levado adiante na erosão por penetração das matrizes [52].

A EDM é um processo térmico com um mecanismo complexo de remoção de metal. O mecanismo primário faz uso da energia que se transforma em energia térmica por uma série discreta de descargas elétricas que ocorrem entre o eletrodo e a ferramenta imersa em um fluido dielétrico. O sistema gera um canal de plasma entre o cátodo e o anodo capaz de levar a

temperatura a níveis próximos de 8.000 ~ 12.000°C. Como resultado, ocorre a vaporização e fusão do metal na superfície resultando em transformações metalúrgicas que alteram o perfil de tensões residuais e microestrutural, podendo levar ao trincamento e fratura. Desta forma, a EDM tem um papel importante na integridade superficial e na vida do ferramental.

Os principais processos utilizados na indústria de ferramentais são a eletroerosão a fio e a eletroerosão por penetração. Estes processos são ilustrados na figura 26.

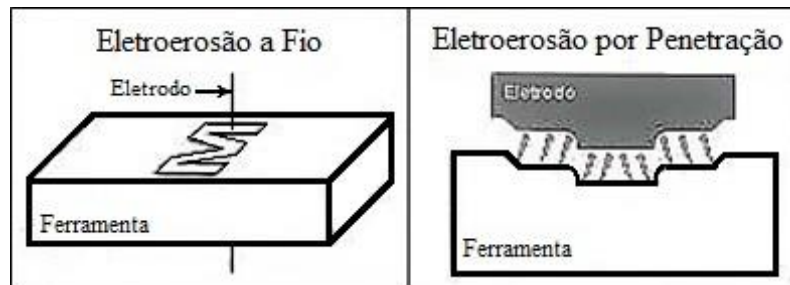


Figura 26 – Principais processos de eletroerosão na fabricação de ferramentais [52].

2.8.1 Eletrodo para ferramenta de extrusão

Quanto aos materiais a serem utilizados nos eletrodos é conhecido que a remoção de material na eletroerosão é dada por evaporação a altas temperaturas, logo deverão ser escolhidos materiais que suportem tais temperaturas, de modo a minimizar o desgaste do eletrodo. Por outro lado, o material deve permitir finalizar a peça com a qualidade e dimensional requeridos.

Para que um material possa ser utilizado no eletrodo terá que ser capaz de conduzir corrente elétrica, uma vez que terá sempre que existir a passagem de corrente a fim de ser possível uma descarga na peça, tendo como limite máximo de resistividade elétrica 100 Ω .cm [53]. Outra qualidade que o material deverá possuir será o elevado ponto de fusão, dado que o processo pressupõe uma transformação de energia elétrica em energia térmica, podendo a descarga elétrica originar temperaturas na ordem dos 20.000 °C [54]. Porém, a escolha do material, em relação ao ponto de fusão, deverá sempre considerar o material da peça a ser usinada. Isto é, se o material da peça tiver um baixo ponto de fusão, então o ponto de fusão do material do eletrodo também não deverá ser alto. Obviamente, outro dos fatores que influenciam a escolha final dos materiais é de natureza financeira. O material deve ser o mais viável economicamente e deve igualmente ser facilmente fabricado via processos convencionais, uma vez que ambos estes fatores vão influenciar diretamente no custo final do eletrodo. Conseqüentemente, no custo da matriz.

O cobre é reconhecido, entre outras qualidades, pela sua ótima condução elétrica, oferecendo, no entanto, alguns problemas no esmerilhamento e no fresamento, devido ao substancial número de rebarbas. Revela-se um material estável em condições de descarga elétrica, sendo um material que no aço-ferramenta utilizado em matrizes de extrusão, consegue acabamentos de elevada qualidade.

Existem, no entanto, variadas ligas de cobre utilizadas para o processo de eletroerosão. Este estudo, após avaliações com diferentes alternativas, foi concentrado em duas ligas de cobre específicas. São elas:

Cobre eletrolítico: Largamente utilizado na indústria elétrica [55] e na indústria mecânica como eletrodo-ferramenta no processo de eletroerosão. Seu uso é dado quando são necessários acabamentos de superfícies lisas na peça de trabalho. Para certas aplicações, o cobre é a melhor escolha devido à sua facilidade para ser altamente polido [56]. Essa característica de polimento faz com que o eletrodo de cobre seja o preferido em processos de acabamento fino, garantindo uma menor rugosidade.

Cobre-tungstênio: combina a elevada condutividade do cobre com o alto ponto de fusão do tungstênio. O seu uso origina um elevado rendimento na usinagem de matrizes e um desgaste baixo. Contudo é um material caro, e não é de fácil processamento. Desta forma, é utilizado apenas em algumas situações, quando se revelar necessária a preservação de detalhes, ou então em situações em que é necessária alta precisão, tais como o corte de perfis de engrenagem.

2.8.2 Desgaste do eletrodo

O desgaste que o eletrodo irá sofrer durante o processo de eletroerosão não é de fácil previsão, dependendo de vários parâmetros. O principal parâmetro de referência será a capacidade que o eletrodo tem de resistir aos danos térmicos. Também, sua densidade, polaridade, ou ainda as frequências a serem utilizadas na eletroerosão. A geometria final da superfície usinada será principalmente afetada pelo desgaste do eletrodo e o seu afastamento (*gap*) em relação à matriz. O conhecimento do comportamento do desgaste do eletrodo e a distribuição do seu afastamento à geometria da cavidade da matriz, pode minimizar a incidência de erros nos perfis de engrenagem [57].

O desgaste do eletrodo é proporcional ao número de descargas elétricas. Assim, é maior nas operações de desbaste do que nas operações de acabamento, devido à maior necessidade de remoção de material. Para conseguir o menor desgaste possível da sequência de eletrodos a

estratégia é reduzir o tempo da operação de acabamento, efetuando o desbaste até a peça estar tão próxima das dimensões finais desejadas quanto possível [58].

A taxa de desgaste das ligas de cobre comumente utilizadas nos eletrodos exige que mais de um eletrodo seja utilizado na produção de cada cavidade, uma vez que rapidamente perdem as suas dimensões iniciais. Tal fator contribui para que o custo total da fabricação dos eletrodos atinja muitas vezes mais de 50%, e por vezes até 80%, do custo total de fabricação de matrizes por eletroerosão.

A tabela 7 apresenta dados experimentais em relação ao desgaste sofrido pelo eletrodo fabricado nas duas ligas de cobre utilizadas neste estudo.

Tabela 7 – Desgaste do eletrodo em função de seu material, polaridade e material a ser usinado [59].

| Material do eletrodo | Polaridade | Material usinado | Desgaste das arestas |
|-----------------------------|-------------------|-------------------------|-----------------------------|
| Cobre eletrolítico | + | Aço | 2 – 10% |
| | - | Titânio | 20 – 40% |
| | - | WC-Co | 35 – 60% |
| | - | Cobre | 35 – 45% |
| | - | Cobre-tungstênio | 40 – 60% |
| Cobre-tungstênio | + | Aço | 1 – 10% |
| | - | Cobre | 20 – 40% |
| | - | Cobre-tungstênio | 30 – 50% |
| | - | Titânio | 15 – 25% |
| | - | WC-Co | 35 – 50% |

2.9 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

Apesar das vantagens do processo de extrusão, a elevada produtividade está em geral associada à utilização de uma variedade de velocidades de deformação com influência direta na tensão de escoamento do material a extrudar. Esta é uma das principais dificuldades para quem trabalha com simulação numérica dos processos de conformação, pois nem sempre as propriedades do material cadastrado no software são as mesmas daquele material que é utilizado na fabricação da peça, isso se deve as variações nas condições da obtenção da matéria prima. Em virtude disto é recomendado fazer ensaios que determinam a verdadeira tensão de escoamento do material.

O Método de Elementos Finitos (FEM) pode simular o processo industrial de extrusão e avaliar as condições do processo ou dos parâmetros de projeto e os resultados são utilizados para o melhor direcionamento na continuidade do projeto, podendo ser testados e analisados

sob diversas situações e repetidas vezes em um curto espaço de tempo, o que representa economia por se tratar de testes computacionais [60].

2.9.1 Elementos finitos aplicados à extrusão a frio

O primeiro registro de utilização do termo “elemento finito” foi através de Clough (1960) [61], sendo que os primeiros desenvolvimentos do método de elementos finitos ocorrem na década de 1950 através dos trabalhos de Turner (1956) [62]. Nos anos 60 iniciaram-se as primeiras aplicações do método, efetuadas na resolução de problemas de análise estrutural com utilizações de domínio das tecnologias de fabricação e na década de 70 desenvolveu-se uma formulação alternativa chamada de formulação do escoamento plástico ou “*flow formulation*”. Essa formulação caracteriza o escoamento dos materiais metálicos em deformação plástica de uma forma análoga ao escoamento dos fluidos viscosos incompressíveis a qual serve de base para programas de elementos finitos.

Atualmente, pode-se dizer que os programas de simulação se tornaram uma ferramenta prática e essencial para o desenvolvimento e otimização da tecnologia de processos de deformação plástica. Inúmeros programas comerciais, baseados em diferentes métodos de solução estão disponíveis no mercado. Os métodos de solução mais empregados são: elementos finitos, volumes finitos, elementos de contorno.

A Tabela 8 apresenta alguns dos principais softwares utilizados para este fim, com a informação do respectivo fabricante. Cada um deles entregará resultados de forma particular.

Tabela 8 – Softwares de simulação por elementos finitos e seus respectivos desenvolvedores.

| Software | Desenvolvedor |
|-----------------------|---|
| EESY-FORM | CPM GmbH |
| DEFORM | Scientific Forming Technologies Corporation |
| FORGE | Transvalor SA |
| MARC AUTOFORGE | MARC Analysis Research Corporation |
| SIMUFACT | MSC Software Corporation |
| QFORM | Quantor |
| MSC SUPERFORGE | MSC Software Corporation |

Alguns pré-requisitos são fundamentais para a obtenção de bons resultados na simulação, independente do software a ser utilizado. Entre estes pré-requisitos, a introdução no banco de dados do programa de valores confiáveis para as propriedades físicas e mecânicas e das condições de contorno, tais como:

✓ **Propriedades físicas:** densidade relativa (ρ), calor específico (c_M), condutividade térmica (κ);

- ✓ **Propriedades mecânicas:** tensão de escoamento (k_f), módulo de elasticidade (E), coeficiente de Poisson (ν);
- ✓ **Condições de contorno:** coeficiente ou fator de atrito (μ ou m), coeficientes de transferência de calor entre peça e matriz ($h_{peça-matriz}$), entre peça e ambiente ($h_{peça-ambiente}$) e entre matriz e ambiente ($h_{matriz-ambiente}$).

Encontrar informações relativas a parâmetros que possam contribuir com a caracterização de processos e materiais é possível em publicações da especialidade, porém, julgar a qualidade ou relevância destes parâmetros torna-se uma tarefa um tanto complexa. *Snape et al.* [63] investigaram como determinar a sensibilidade do método dos elementos finitos à variações em diferentes parâmetros de entrada: a curva de escoamento do material, a transferência de calor, bem como, o coeficiente de atrito entre peça e ferramenta.

A curva de escoamento que caracteriza o material é de interesse fundamental na plasticidade, pois descreve o seu comportamento em deformação plástica. Este comportamento é influenciado por fatores tais como a deformação verdadeira φ , a velocidade de deformação $\dot{\varphi}$ e a temperatura T, além de características intrínsecas do material como microestrutura e composição química.

Considerando a importância das variáveis citadas acima, para uma representação numérica eficiente, realizam-se ensaios para obter as propriedades corretas e adequadas que devem ser inseridas no software. Os ensaios mais utilizados são o ensaio de compressão, ensaio do anel e de torção.

Nos ensaios de compressão, os corpos de prova são submetidos a um esforço axial distribuído de modo uniforme em toda a sua seção transversal. O ensaio pode ser executado em máquina universal de ensaios, com a adaptação de duas placas planas, sendo uma fixa e outra móvel. Entre elas, o corpo de prova é apoiado e mantido fixo durante a compressão. A resposta fornecida deste tipo de ensaio é dada pela deformação linear obtida pela medida da distância entre as placas que comprimem o corpo de prova, em função da carga de compressão aplicada em cada instante. Nesta tese, o ensaio de compressão será utilizado para determinação da curva de escoamento verdadeira do aço utilizado como matéria-prima nos experimentos e simulações numéricas. A simulação por elementos finitos será utilizada para verificar o comportamento da matriz de extrusão após a conformação e o efeito nas dimensões da engrenagem extrudada.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

A fabricação de cavidades de matrizes de precisão pelo processo de EDM (*Electrical Discharge Machining*) requer, primeiramente, a fabricação de eletrodos de precisão.

Um estudo para fabricação de eletrodos de precisão foi iniciado. Duas técnicas alternativas de fabricação do perfil evolvente foram estudadas, sendo uma delas o corte por eletroerosão ao fio, onde os parâmetros e maquinário ideal foram determinados experimentalmente. O microfresamento dos eletrodos através centro de microusinagem foi avaliado como técnica alternativa e mostrou potencial na fabricação de eletrodos. Os eletrodos fabricados serão aplicados na erosão por penetração da matriz de extrusão de engrenagem MT-3673. O desenho da matriz, a qual é fabricada em aço K340 e dureza entre 58 e 60 HRC, pode ser visto na figura 27. A matriz é erodida montada em anéis de cintamento, os quais serão mostrados na sequência.

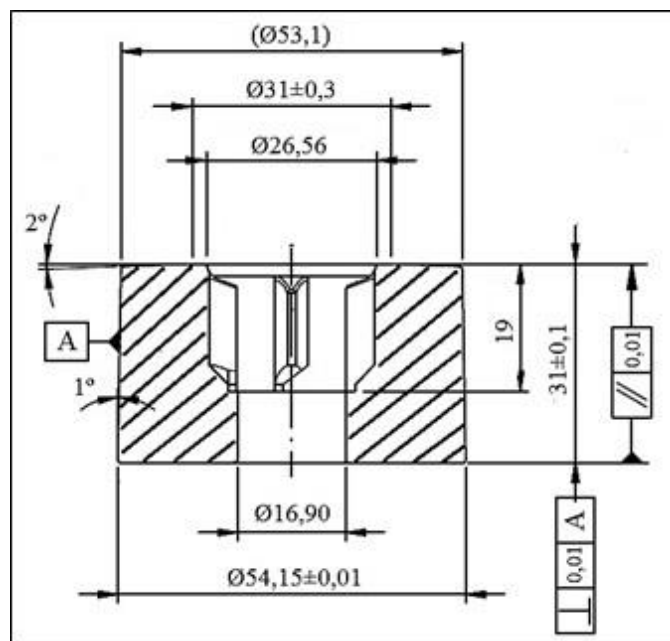


Figura 27 – Desenho da matriz MT-3673 para a extrusão de engrenagem.

3.1 EQUIPAMENTOS UTILIZADOS NO ESTUDO PARA FABRICAÇÃO DOS ELETRODOS E CAVIDADE DE MATRIZ

Na fabricação por eletroerosão a fio dos eletrodos estudados no presente projeto, foram utilizadas três máquinas com diferentes níveis de precisão. As três máquinas são modelos do portfólio da fabricante *GF Machining Solutions*, a qual é detentora da marca *Agie-Charmill*. A primeira máquina é o modelo de entrada do fabricante, modelo CUT 20 P, seguida pelos modelos CUT 2000 S e CUT 300 mS. Os dados relativos a estes equipamentos relevantes no presente estudo são mostrados nas Figuras 28, 29 e 30.



Figura 28 – Máquina de eletroerosão a fio, modelo CUT 20P [64].



Figura 29 – Máquina de eletroerosão a fio, modelo CUT 2000 S [65].



Figura 30 – Máquina de eletroerosão a fio, modelo CUT 300 mS [66].

A máquina utilizada para os ensaios de eletroerosão por penetração foi o modelo FORM X400, do mesmo fabricante. Esta máquina possui um avançado sistema de termo-estabilização o qual controla a temperatura dos pontos de aquecimento durante o processo de erosão. Isto minimiza alterações dimensionais na estrutura da máquina e o conseqüente impacto nas dimensões dos componentes após a erosão. A figura 31 ilustra de eletroerosão por penetração FORM X400.



Figura 31 – Máquina de eletroerosão por penetração, modelo FORM X400 [67].

O processo alternativo é o de microfresamento em centro de microusinagem de cinco eixos do fabricante KERN, modelo Pyramid Nano. Os dados referentes a este equipamento são mostrados na figura 32.

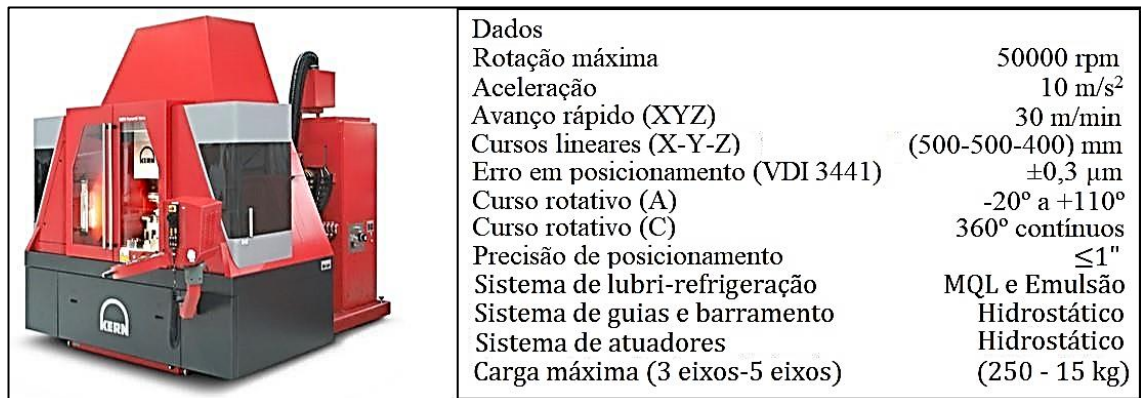


Figura 32 – Centro de microusinagem 5 eixos KERN Pyramid Nano [68].

Para uma seleção mais direcionada dos parâmetros de corte a serem utilizados nos processos de usinagem, uma análise por espectrometria de emissão óptica foi realizada em um dos tarugos de cobre. O cobre eletrolítico é seguramente o material mais utilizado para eletrodos de erosão por penetração. A composição química do tarugo em cobre eletrolítico segue na tabela 9.

3.1.1 Eletrodos fabricados por microusinagem

Foram utilizados eletrodos constituídos de cobre eletrolítico com alto grau de pureza (99,50%). De acordo com a literatura, por possuir alta ductilidade, ao ser usinado mecanicamente o cobre puro apresenta forte tendência à formação de aresta postiça de corte (APC), bem como empastamento e formação de cavacos longos e espiralados no caso do

torneamento. Por estes motivos o mesmo é considerado um material de baixa usinabilidade e, assim, requer um estudo de parâmetros de usinagem mais detalhado, em especial para operações de microfresamento.

Tabela 9 – Composição química do material para os eletrodos em cobre.

| Elemento químico | Teor (% em massa) |
|-------------------------|--------------------------|
| Cobre, Cu | 99,50 |
| Zinco, Zn | 0,06 |
| Chumbo, Pb | 0,05 |
| Manganês, Mn | 0,05 |
| Carbono, C | 0,05 |
| Estanho, Sn | 0,04 |
| Ferro, Fe | 0,03 |
| Alumínio, Al | 0,03 |
| Outros | <0,02 |

Um dos aspectos considerados críticos no microfresamento é o fato da ordem de grandeza do avanço por dente (f_z) se aproximar do valor do raio de gume da ferramenta (r_β). Quando a razão f_z/r_β se aproxima de 25%, a espessura crítica do cavaco de cobre é atingida [69][70], fazendo com que o material não seja mais removido e sim amassado sob a superfície, danificando suas características de acabamento e propiciando a formação de rebarbas.

Outro aspecto considerado crítico no processo de usinagem mecânica do eletrodo é a fixação do tarugo na máquina-ferramenta. Devido à proximidade entre o comprimento do tarugo e do eletrodo final, houve a necessidade de dimensionamento de um sistema de fixação de aço composto por pino e bucha roscados. Após a usinagem do furo central da peça (tolerado em $10,00^{+0,01}$ mm), bem como dos diâmetros externos contidos na mesma, a montagem no sistema de fixação é realizada, conforme ilustrado na figura 33. O diâmetro do pino foi retificado na medida nominal de 9,98 mm para que o encaixe seja justo o suficiente para eliminar vibrações provenientes da usinagem e não haja danificação do diâmetro interno da peça já usinado na medida final nesta etapa do processo. A única variável controlada pelo operador no processo de fixação é o torque aplicado ao pino, o qual se traduz diretamente em torção da peça e indiretamente em compressão da mesma, através do efeito da rosca.

No experimento de usinagem mecânica do eletrodo, o torque considerado suficiente para fixação segura do tarugo pelo técnico responsável foi medido com o auxílio de uma chave

equipada com torquímetro e não ultrapassou o valor de 14 Nm, o que não representa efeitos significativos na retinidade do tarugo do eletrodo.



Figura 33 - Fixação do eletrodo no microfresamento.

3.2 ELETRODOS PARA EROSÃO POR PENETRAÇÃO

O eletrodo EL-0331 faz parte de um conjunto de três eletrodos utilizados para usinar a matriz de extrusão a frio MT-3673 (fig. 27), a qual possui nove dentes, módulo (m_k) igual à 2,11 e ângulo de pressão (α_p) 12°. Cada eletrodo possui um afastamento (*offset*) específico em relação ao perfil final da cavidade da matriz, onde, os mesmos têm funções de desbaste e acabamento. A tabela 10 informa os valores de afastamento dos respectivos eletrodos.

Tabela 10 – Eletrodos utilizados na fabricação da matriz MT-3673.

| Código | Aplicação na usinagem de erosão por penetração |
|---------|--|
| EL-0331 | Desbaste inicial |
| EL-0330 | Erosão intermediária |
| EL-0987 | Acabamento |

A operação de desbaste inicial tem a função de usinar o perfil de engrenagem a partir do material da matriz, tratado termicamente, ainda em bruto. Desta forma, o eletrodo EL-0331 é o que sofre o maior desgaste. O desgaste sofrido pelo eletrodo ao longo do processo de usinagem atribui imperfeições à geometria do dente de engrenagem, na cavidade. A intensidade destas imperfeições será tão maior quanto maior for o desgaste do eletrodo. A estratégia para minimizar o desgaste do eletrodo de desbaste inicial é mudar a matéria-prima do mesmo para uma liga que apresenta maior resistência ao desgaste. Para o EL-0331, foi aplicado o cobretungstênio. Aos demais, o cobre eletrolítico foi aplicado. A figura 34 mostra o perfil do eletrodo EL-0331, sendo o responsável pela erosão de desbaste inicial. A região interna do eletrodo

possui uma face paralela ao eixo horizontal que tem a função de guia para posicionamento do eletrodo em máquina, bem como, referenciamento entre os três eletrodos utilizados em sequência. As figuras 35 e 36 mostram os eletrodos EL-0330 e EL-0987, respectivamente.

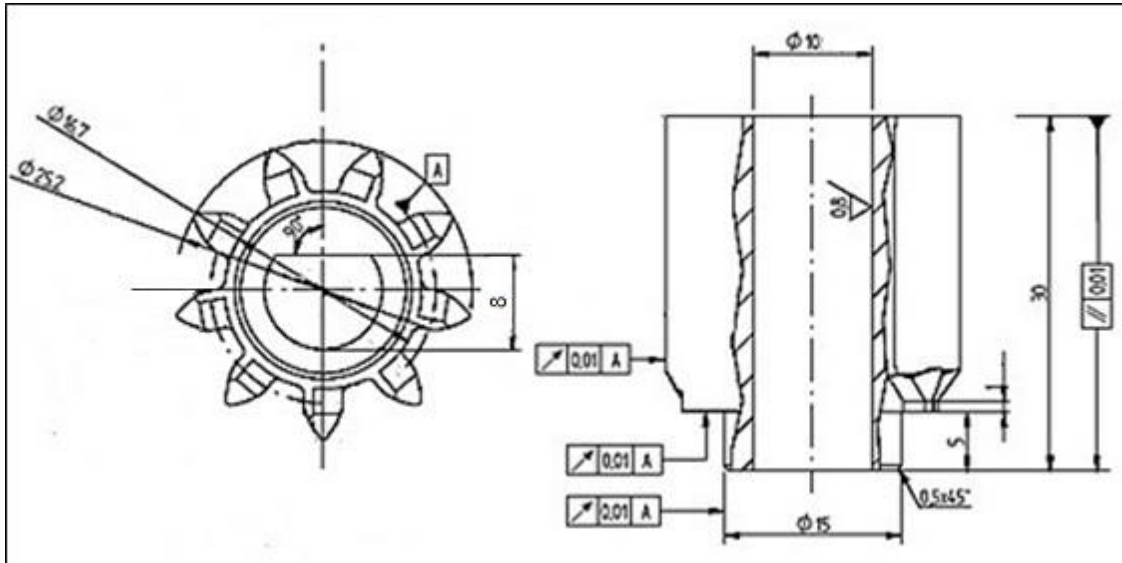


Figura 34 – Eletrodo para erosão de desbaste inicial por penetração EL-0331.

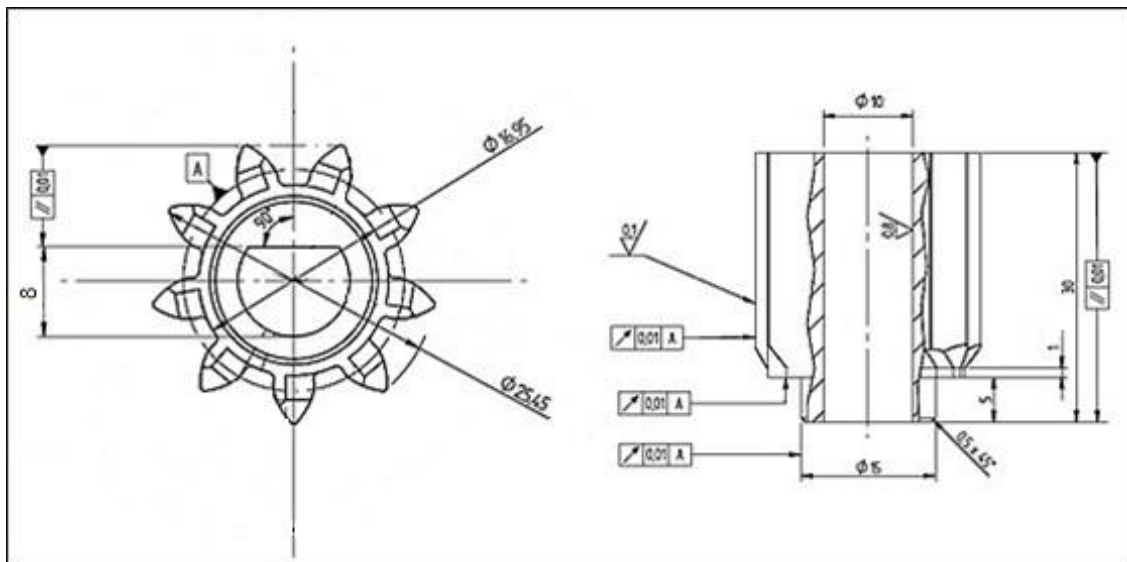


Figura 35 – Eletrodo para erosão intermediária por penetração EL-0330.

Assim, os eletrodos EL-0331, EL-0330 e EL-0987, nesta sequência, são utilizados para a fabricação da cavidade da matriz MT-3673, quando montada em seus respectivos anéis de cintamento.

3.3 ANÉIS DE CINTAMENTO CONVENCIONAIS E POR ENROLAMENTO DE TIRAS DE AÇO

Este capítulo descreve os ferramentais utilizados para fabricação, por extrusão a frio, de pinhões para impulsor de partida. O resultado comparativo entre o dimensional resultante de engrenagens obtidas por matrizes com sistema convencional de anéis de cintamento duplo e uma matriz com sistema de anéis de alta resistência obtida por enrolamento de tiras, desenvolvido pela empresa STRECON, será mostrado no capítulo que segue.

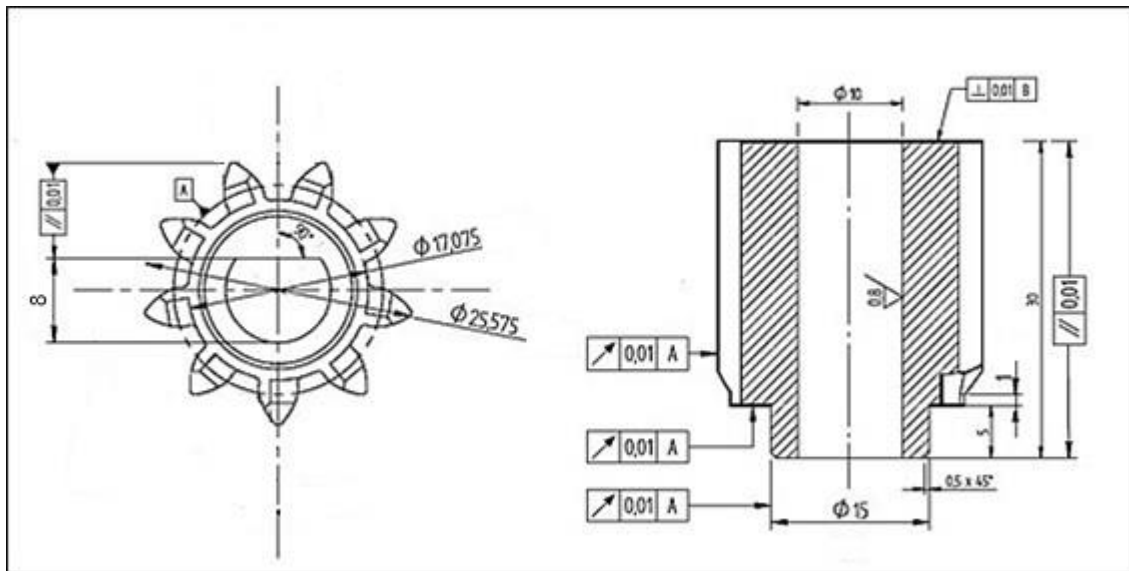


Figura 36 – Eletrodo para acabamento por penetração EL-0987.

3.3.1 Dados do processo de extrusão

A figura 37 ilustra o sistema convencional de duplo anel de cintamento utilizado nos ensaios de extrusão. Este sistema convencional de anéis de cintamento é montado com os componentes descritos na tabela 11.

A matriz possui diâmetro da cavidade (d) = 26,70 mm e diâmetro do anel externo (D) = 159,95 mm. As figuras 38a) e 38b) mostram as dimensões da geratriz, que foi definida com base nas dimensões da cavidade e massa do extrudado, e o comprimento final do pinhão extrudado. O material extrudado é o SAE 10B22, para o qual, a expressão do cálculo da tensão de escoamento (k_f) é mostrada pela equação (13).

$$k_f = C \cdot \varphi^n \quad \text{eq. (13)}$$

onde C é a constante de resistência ao escoamento, estabelecida em 539 N/mm^2 , e n o índice de encruamento é igual à 0,261 para aços baixo carbono [71].

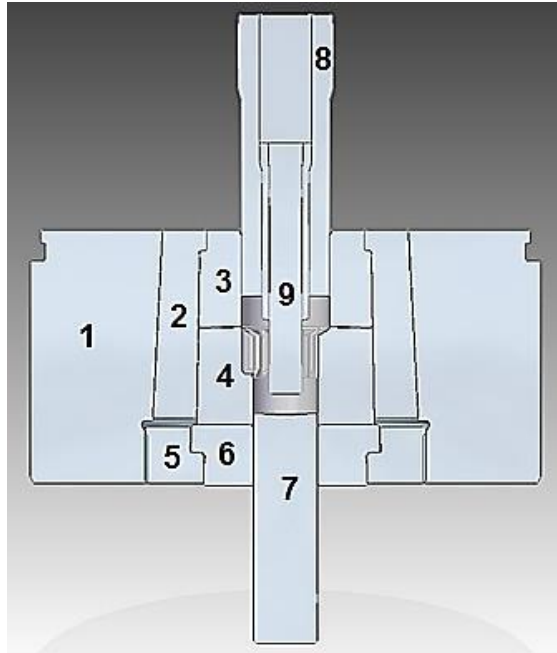


Figura 37 – Sistema convencional de anéis de cintamento duplo.

Tabela 11 – Descrição dos componentes da ferramenta com anéis de cintamento duplo.

| Posição | Descrição | Função |
|----------------|--|---|
| 1 | Anel de cintamento externo | Proporciona a interface de montagem à prensa |
| 2 | Anel de cintamento interno | Proporciona a resistência do conjunto de ferramentas |
| 3 | Matriz de extrusão do corpo cilíndrico do pinhão | Responsáveis pela conformação da geratriz |
| 4 | Matriz de extrusão da engrenagem do pinhão | Responsáveis pela conformação da geratriz |
| 5 | Placa de fixação das matrizes | Aplica o pré-tensionamento das matrizes no sentido axial |
| 6 | Placa de apoio das matrizes | Sustenta o conjunto e o apoia nas placas do porta-ferramentas |
| 7 | Extrator | Função de extração da geratriz da cavidade da matriz |
| 8 | Punção de recalque | Pressiona o material contra as paredes da cavidade da matriz |
| 9 | Punção de furação | Proporciona a forma final do furo central da peça |

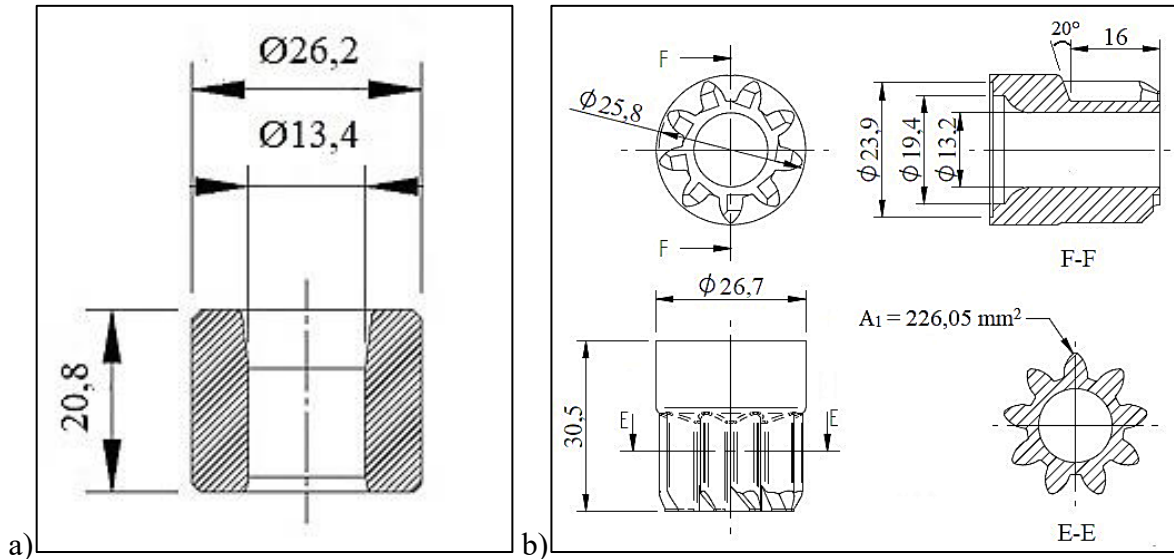


Figura 38 – Geratriz (a) e pinhão extrudado (b) a frio pela matriz MT-3673.

3.3.2 Cálculo da força de extrusão no processo

A força de extrusão necessária para a produção do pinhão da figura 38b pode ser calculada pela equação (14).

$$F = A_0 \cdot k_{fm} \cdot \varphi \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\sin(2\alpha)} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\alpha}{\varphi} \right) + \pi \cdot d_0 \cdot \mu \cdot k_{f0} \cdot h_k \quad \text{eq. (14)}$$

calcula-se as áreas inicial, A_0 , e deformada, A_1 ,

$$A_0 = \frac{\pi}{4} \cdot (26,2^2 - 13,4^2) = 397,9 \text{ mm}^2$$

$$A_1 = 226,05 \text{ mm}^2 \quad (\text{informação através do software CAD utilizado, fig. 38b})$$

Assim, o cálculo da deformação verdadeira (φ) é dado pela equação (15).

$$\varphi = \ln\left(\frac{A_0}{A_1}\right) = \ln\left(\frac{397,9}{226,05}\right) = 0,565 \quad \text{eq. (15)}$$

De acordo com as curvas fornecidas pelo software *JMatPro* para o aço 10B22, considerando a temperatura igual à 20°C e velocidade de deformação 1 s⁻¹, verifica-se no ANEXO B que $k_{f0}=190,5 \text{ N/mm}^2$ para $\varphi=0$. Desta forma, com a equação (16) calcula-se a tensão de escoamento média (k_{fm}).

$$k_{fm} = \frac{k_{f0} + k_{f1}}{2} = \frac{190,5 + 539 \cdot (0,565)^{0,261}}{2} = 327,5 \text{ N/mm}^2 \quad \text{eq. (16)}$$

Considerando o coeficiente de atrito $\mu=0,1$ (ver tabela 3), a força de extrusão necessária para a fabricação do pinhão é

$$F = 397,9 \cdot 327,5 \cdot 0,565 \left(1 + \frac{2,0,1}{\text{sen}\left(2 \cdot \left(\frac{90-20}{180}\right)\pi\right)} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\left(\frac{90-20}{180}\right)\pi}{0,565} \right) + \pi \cdot 26,2 \cdot 0,1 \cdot 190,5 \cdot 14,5$$

$$= 547.943,8 \text{ N} \approx 548 \text{ kN}$$

O trabalho de extrusão é dado pela equação (6).

$$T_r = F \cdot S_w = 548 \cdot (0,0208 - 0,0145) = 3,45 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

O aumento de temperatura devido ao trabalho de extrusão é calculado através da equação (8), sendo $c_M = 502,4 \text{ N} \cdot \text{mm}/\text{g} \cdot ^\circ\text{C}$ [72].

$$\vartheta_C = \frac{k_f \cdot \varphi}{c_M \cdot \rho} \cdot a = \frac{327,5 \text{ N}/\text{mm}^2 \cdot 0,565}{502,4 \frac{\text{Nmm}}{\text{g} \cdot ^\circ\text{C}} \cdot 7,83 \times 10^{-3} \frac{\text{g}}{\text{mm}^3}} \cdot (0,9) = 42,3 \text{ } ^\circ\text{C}$$

A tensão axial (σ_z) na cavidade da matriz é calculada pela equação (17).

$$\sigma_z = \frac{F}{A_0} = \frac{547.943,8 \text{ N}}{397,9 \text{ mm}^2} = 1.377,1 \text{ N}/\text{mm}^2 \quad \text{eq. (17)}$$

De acordo com Tresca, se pode calcular a tensão radial através da equação (18).

$$k_f = \sigma_z - \sigma_r \quad \text{eq. (18)}$$

$$\text{sendo } \sigma_z = 1.377,1 \text{ N}/\text{mm}^2 \therefore \sigma_r = \sigma_z - k_{fm} \rightarrow \sigma_r = 1.377,1 - 327,5 = -1.704,6 \text{ N}/\text{mm}^2$$

3.3.3 Dimensionamento dos anéis para sistema convencional de cintamento

Conforme informado na tabela 2, são recomendados dois anéis para tensões radiais no intervalo de 1.600 à 2.200 N/mm². De acordo com as características apresentadas da ferramenta, os diâmetros de montagem d_1 e d_2 são determinados a seguir.

$$d_1 = \sqrt{D \cdot d} = \sqrt{159,95 \cdot 26,7} = 65,3 \text{ mm}$$

$$d_2 = \sqrt{D \cdot d_1} = \sqrt{159,95 \cdot 65,3} = 102,2 \text{ mm}$$

A matriz de extrusão da engrenagem é fabricada em aço-ferramenta K340, cuja tensão de escoamento ($k_{f_{matriz}}$) é 2.700 N/mm² [73], em um intervalo de dureza de 61 a 63 HRC. Para o anel de cintamento interno é utilizado o AISI S1, com tensão de escoamento ($k_{f_{cint1}}$) igual à 1.900 N/mm² [74]. O anel de cintamento externo foi dimensionado em aço AISI H13, o qual apresenta tensão de escoamento ($k_{f_{cint2}}$) de 1.450 N/mm², endurecido à 48HRC [75]. Assume-se que o módulo de elasticidade (E) é 210.000 N/mm². As interferências de montagem z_1 e z_2 são calculadas abaixo através da equações 2 e 3.

$$z_1 = \frac{d_1 \cdot k_{f_{matriz}}}{E} \cdot \left(\frac{1}{B} - A^2 \right) = \frac{65,3 \cdot 2.700}{210.000} \left(\frac{1}{\frac{2.700}{1.900}} - \left(\sqrt{\frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{\frac{2.700}{1.900}} \right)} - \frac{2.123}{2.700} \right)^2 \right)$$

$$z_1 = 0,535 \text{ mm}$$

$$z_2 = \frac{d_2 \cdot k_{f_{cint}}}{E} \cdot \left(\frac{1}{B_c} - A_c^2 \right) = \frac{102,2 \cdot 1.900}{210.000} \left(\frac{1}{\frac{1.900}{1.450}} - \left(\sqrt{\frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{\frac{1.900}{1.450}} \right)} - \frac{2.123}{2.700} \right)^2 \right)$$

$$z_2 = 0,617 \text{ mm}$$

A interferência relativa, ε_f , entre uma matriz e um anel de cintamento ou entre anéis de cintamento não deve ser superior à 0,6% [76]. A análise é realizada através da equação (19).

$$\varepsilon_{fi} = \frac{z}{d_i} \quad \text{eq. (19)}$$

$$\text{Desta forma, } \varepsilon_{f1} = \frac{0,535}{65,3} = 0,0081 = 0,81\%; \quad \varepsilon_{f2} = \frac{0,617}{102,2} = 0,006 = 0,6\%$$

De acordo com os resultados, a interferência z_1 sugerida não atende a recomendação. A interferência z_2 satisfaz a equação (19), porém, no limite. Para as duas interferências calculadas há o risco de quebra prematura dos anéis de cintamento e/ou matriz, caso estes valores sejam seguidos.

O software *Eesy-DieOpt*, V. 2.12 [77], foi utilizado para corrigir o cálculo dos resultados. A figura 39 mostra a interface de cálculo do software. O sistema com 2 anéis (frio) foi selecionado. Os diâmetros da cavidade da matriz e o diâmetro externo do segundo anel foram os dados de entrada. O *Eesy-DieOpt* possui uma biblioteca específica de materiais, não sendo possível a edição dos mesmos. Desta forma, aços similares aos utilizados na realidade foram selecionados. Para a matriz foi utilizado o aço-rápido M2 (DIN 1.3343), para o primeiro anel o X40CrMoV51 (DIN 1.2344) com 53,9 HRC. O segundo anel foi analisado com o aço X38CrMoV51 (DIN 1.2343) com 46,4 HRC.

O resultado do software sugere um diâmetro de montagem do primeiro anel (d_1) com 50 mm e interferência (z_1) 0,385 mm. O segundo anel tem diâmetro de montagem (d_2) sugerido de 84 mm e interferência (z_2) 0,434 mm. Contudo, de acordo com a figura 27, a matriz MT-3673 possui diâmetro externo de 53,1 mm na extremidade superior. O diâmetro d_1 deve ser determinado pela matriz superior, a qual é responsável pelo corpo cilíndrico do pinhão e que

faz contato com a matriz MT-3673. O diâmetro externo da matriz superior é 52,3 mm, como pode ser visto na figura 40. Para satisfazer a equação (18) e considerando a interferência relativa de 0,55%, a interferência z_1 calculada é 0,286 mm.

| | Inserto | Anel | Capa |
|-----------------------------|----------|--------------|----------------|
| Código do Material | S-6-5-2 | X40CrMoV51 | X38CrMoV51 |
| Número do Material | 1.3343 | 1.2344 | 1.2343 |
| Módulo de Young [MPa] | 208000 | 216000 | 216000 |
| Relação de Poisson [-] | 0.28 | 0.28 | 0.28 |
| Tensão de Ruptura [MPa] | | 1500.0 | 1900.0 |
| Limite de escoam. [MPa] | | 1300.0 | 1700.0 |
| T. de Revenimento [°C] | | 640 | 520 |
| Tensão Equivalente [MPa] | 1452.9 | 1530.0 | 1170.0 |
| Tensão Tangencial [MPa] | 0.0 | 976.0 | 238.3 |
| Contração no Di = f(S1, S2) | -194 mm | Total change | no Di 0.052 mm |
| Expansão no Di = f(Pi) | 0.246 mm | | no Da 0.312 mm |

Figura 39 – Interface de cálculo do software *Eesy-DieOpt* para a matriz MT-3673.

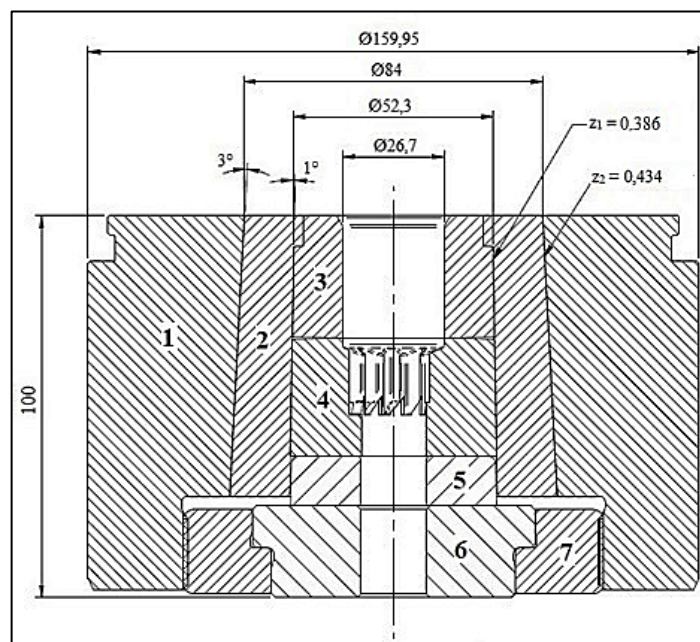


Figura 40 – Matriz MT-3673 montada em sistema de anéis de cintamento duplo.

Os diâmetros de montagem e interferências sugeridos pelo software podem ser vistos na tabela 12.

A tensão radial na cavidade da matriz calculada pelo software devido ao pré-tensionamento é $1.452,9 \text{ N/mm}^2$.

Tabela 12 – Aços utilizados na ferramenta de extrusão e interferências de montagem. Fonte: *Eesy-DieOpt 2.12*

| Posição | Componente | Material | $\varnothing_{\text{montagem}}$ (mm) | Interferência (mm) |
|---------|----------------------------|-----------|---|-----------------------|
| 1 | Anel de cintamento externo | AISI H13 | $D = 159,95$ | |
| 2 | Anel de cintamento interno | AISI S1 | $d_2 = 84,0$ | 0,434 |
| 3 | Matriz superior | M2 | $d_1 = 52,3$ | 0,286 |
| 4 | Matriz inferior | K340 | | 0,286 |
| 5 | Anel de compensação | VF 800 AT | | |
| 6 | Placa de apoio | AISI M2 | | |
| 7 | Porca de travamento | SAE 4340 | | |

3.3.4 Anéis de cintamento através do enrolamento de tiras de aço

O sistema STRECON de anéis de cintamento é montado com os componentes descritos a seguir.

1. Anel de cintamento interno primário.
 - ✓ Contato direto com as matrizes;
 - ✓ Fabricada aço-ferramenta AISI S1, 52-54 HRC.
2. Anel de cintamento interno secundário.
 - ✓ Proporciona alta rigidez ($\nu = 0,23$);
 - ✓ Em WC-Co, 13-15% Co, 85-88 HRa, $E = 540.000 \text{ N/mm}^2$.
3. Tiras de aço de alta resistência com espessura de 0,1 mm.
 - ✓ Proporciona a resistência e controla a distribuição do pré-tensionamento;
 - ✓ Feito em aço mola especial (não divulgado pela STRECON);
 - ✓ 62-64 HRC, $E = 225.000 \text{ N/mm}^2$, $k_f > 2.000 \text{ N/mm}^2$, $\nu = 0,30$.
4. Anel de cintamento externo.
 - ✓ Proporciona a interface de montagem à prensa;
 - ✓ Aço utilizado ORVAR 45-48 HRC.

O desenho esquemático do sistema STRECON aplicado nos ensaios, onde os anéis de cintamento do sistema convencional são substituídos por componentes descritos acima, pode ser visto na figura 41.

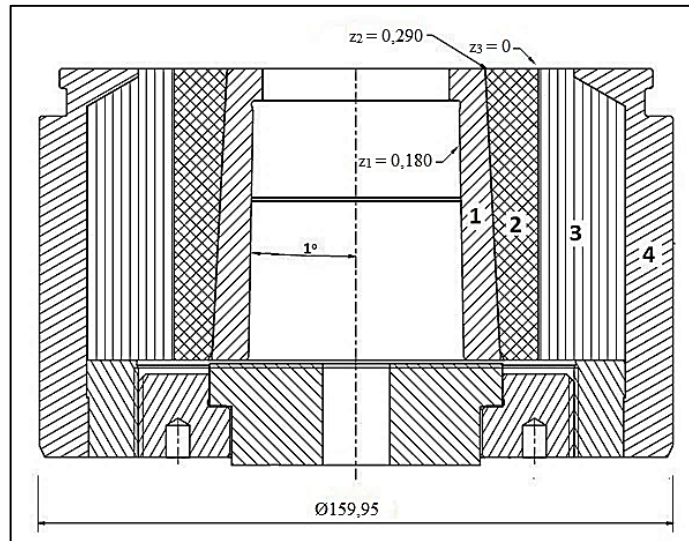


Figura 41 – Esquema dos anéis de cintamento do sistema STRECON utilizado nos experimentos.

O sistema STRECON oferece à ferramenta a resistência em duas direções: radial e axial. O pré-tensionamento radial é obtido por interferência de montagem, enquanto que, o axial é garantido pelo fechamento da ferramenta sob alta carga axial durante a montagem da ferramenta. A ferramenta é montada com um anel de compressão fabricado em WC-Co, o qual em conjunto com o conceito final deste sistema, assegura uma rigidez de aproximadamente 400 GPa. A capacidade de resistência às cargas de trabalho está entre 50 e 100% acima de sistemas com anéis convencionais.

O sistema é montado com um anel de cintamento feito por tiras de aço de alta resistência, o qual proporciona uma resistência significativamente superior ao sistema com anéis convencionais. A tensão de escoamento das tiras é aproximadamente 2.100 N/mm^2 , à temperatura ambiente, e endurecida à 62-64 HRC. Considerando ferramentas de mesma dimensão, o sistema é duas vezes mais resistente que um sistema de anel simples e 1,7 vezes, em relação ao sistema de duplo anel [78].

A redução da amplitude da tensão tangencial na superfície da cavidade da matriz pode ser obtida pelo aumento da rigidez dos anéis de cintamento. A razão baixa entre os módulos de elasticidade da matriz e dos anéis leva a uma reduzida contribuição da tensão tangencial devido à tensão radial [79].

3.3.5 Modelamento por elementos finitos do sistema por enrolamento de tiras de aço STRECON

O comportamento mecânico e o desempenho das ferramentas de extrusão podem ser analisados de diferentes formas:

1. Na simulação numérica de escoamento do material, a matriz e os anéis de cintamento são considerados como componentes deformáveis.
2. Com o objetivo de reduzir o tempo de simulação, os componentes da ferramenta podem ser considerados como corpos rígidos na simulação computacional. A distribuição de pressão resultante na superfície da matriz varia durante o processo de extrusão e é derivado da análise de escoamento do material. A distribuição de pressão máxima na superfície da matriz é, então, transferida a um modelo onde os componentes da ferramenta são (elásticos ou elasto-plásticos) corpos deformáveis.
3. Se a distribuição de pressão máxima na superfície da matriz já é conhecida através de experimentos práticos ou equações empíricas, esta variável pode ser diretamente aplicada a um modelo onde os componentes da ferramenta são corpos deformáveis.

O esquema de uma típica matriz de extrusão direta pré-tensionada pelo sistema STRECON E⁺ é mostrado na figura 42a. Os anéis de cintamento consistem em um anel interno de WC-Co, as tiras de aço e o anel externo em aço-ferramenta. As superfícies interna do núcleo e a externa da matriz são cônicas para favorecer a montagem. A figura 42b mostra a malha por elementos finitos que representa a matriz e os anéis de cintamento [80].

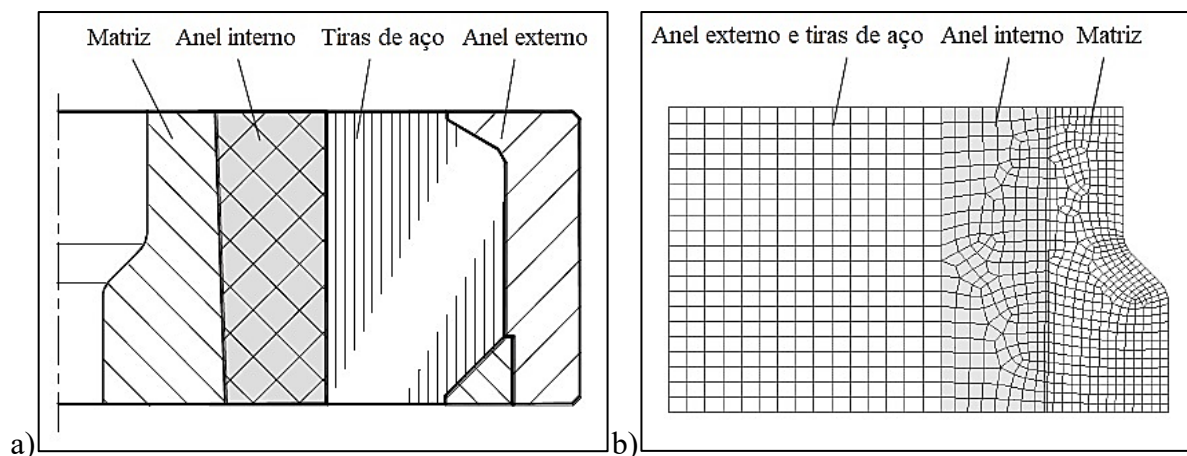


Figura 42 – Matriz de extrusão direta pré-tensionada pelo sistema STRECON E⁺. a) Esquema da matriz pré-tensionada. b) Malha por elementos finitos das tiras de aço, anel interno e externo e matriz [80].

Enquanto o anel interno é remalhado separadamente, as tiras de aço e o anel externo do sistema STRECON podem ser considerados como um corpo único. Para reproduzir os seus efeitos sobre o comportamento da matriz não há necessidade de modelá-los em separado. A simplificação do modelo ao utilizar características simétricas é recomendada. No caso de engrenagens, apenas uma seção pode ser analisada.

No sistema STRECON E⁺, o anel interno é fabricado em WC-Co. Valores típicos das propriedades mecânicas destes anéis de cintamento são vistos na seção 3.3.2.

A interferência de montagem deve ser definida considerando a melhor performance da matriz, ou seja, a redução de tensões críticas de extrusão, bem como, as tensões máximas permitidas pelos anéis de cintamento. A interferência é similar à dos anéis de cintamento convencionais, 0,4% a 0,6%. O principal benefício do sistema STRECON E⁺ é fornecido pelo anel interno, o qual aplicará um pré-tensionamento superior aos anéis convencionais. Além disto, sua alta rigidez permite uma baixa expansão dimensional da matriz e reduz a amplitude da deformação plástica cíclica, o que reduz o risco de ruptura por fadiga.

3.4 PRENSA MECÂNICA

Os ensaios de extrusão foram realizados em prensa mecânica de junta articulada (*knuckle joint press*) do fabricante Komatsu, modelo MKN 450 A. A prensa tem capacidade de força igual 450 toneladas à 10 mm do seu ponto morto inferior e velocidade angular máxima de 55 rpm. A prensa possui alimentação automática de geratrizes por calha e dispositivo de movimentação por garras. A figura 43 mostra a visão geral da máquina. A figura 44 evidencia a área de prensagem.



Figura 43 – Prensa mecânica MKN 450 A Komatsu com capacidade de força 450 toneladas.



Figura 44 – Transfer de alimentação e área de prensagem.

O pinhão da figura 38 é produzido nesta prensa a uma velocidade angular de 35 rpm. Desta forma, a velocidade angular (ω) é $35 \cdot \left(\frac{2\pi}{60}\right) = 3,67 \text{ rad/s}$. A velocidade da ferramenta (V_F) é função da velocidade tangencial (V_t) do volante e é calculada pela equação (20).

$$V_F = V_t \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{h_0 - h_k}{R_V}\right)^2} = 3,67 \cdot 450 \sqrt{1 - \left[1 - \frac{(20,8 - 14,5)}{450}\right]^2} = 275 \text{ mm/s} \quad \text{eq. (20)}$$

sendo $V_t = \omega \cdot R_V$, onde R_V é o raio do volante da prensa. $R_V = 450 \text{ mm}$ (ANEXOS G e H).

$$\text{A velocidade de deformação } (\dot{\phi}) \text{ no final da extrusão é } \dot{\phi} = \frac{V_F}{h_k} = \frac{275}{14,5} = 19 \text{ s}^{-1} \quad \text{eq. (21)}$$

3.5 MATÉRIA PRIMA UTILIZADA NOS ESTUDOS

3.5.1 Aço ao Boro SAE 10B22

O material utilizado neste estudo para obtenção do extrudado é o aço ligado ao Boro, SAE 10B22, produzido pela Gerdau Aços Finos Piratini, unidade de Charqueadas, na forma de fio máquina, bitola de diâmetro 31,2 mm. Após o processo padrão de laminação o material é submetido ao tratamento térmico de recozimento para que seja atingido o grau de esferoidização médio de 90%. O fio máquina é conformado por trefilação para atingir a bitola de utilização de 29,7 mm. Desta forma, são importantes as suas propriedades de dureza e resistência mecânica. A tabela 13 apresenta a composição química de fornecimento informada pelo fabricante em certificado de qualidade (ANEXO I). A composição química nominal do aço SAE 10B22 para os principais elementos de liga é informada na tabela 14.

Tabela 13 – Composição química do aço SAE 10B22 utilizado nos experimentos.

| | <i>C</i> | <i>Mn</i> | <i>Si</i> | <i>Cr</i> | <i>Ni</i> | <i>Mo</i> | <i>V</i> | <i>Cu</i> | <i>B</i> | <i>Co</i> | <i>Al</i> |
|--------------|----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|----------|-----------|----------|-----------|-----------|
| 10B22 | 0,19 | 0,88 | 0,24 | 0,15 | 0,08 | 0,04 | 0,005 | 0,16 | 0,0018 | 0,005 | 0,006 |

Tabela 14 – Composição química nominal do aço SAE 10B22 [81].

| | <i>C</i> | <i>Mn</i> | <i>Si</i> | <i>B</i> |
|--------------|-------------|-------------|-----------|----------------|
| 10B22 | 0,18 – 0,23 | 0,70 – 1,00 | 0,15-0,30 | 0,0005 – 0,003 |

Comparando os teores dos elementos de liga apresentados pelas tabelas 4 e 13 em relação à composição nominal da tabela 14, se verifica que o aço utilizado nos experimentos teve seu teor de carbono (C) próximo da mínima especificação. O teor de C utilizado para simulação no JMatPro foi no limite máximo. Os teores de manganês (Mn), o qual proporciona o aumento do limite de resistência à tração foram similares, bem como, o Boro (B), responsável pelo aumento da temperabilidade. Os demais elementos também tiveram seus teores similares, sendo que, alguns são residuais de fabricação.

A tabela 15 apresenta os resultados de dureza, resistência a tração (σ_{tr}), descarbonetação média de superfície e tamanho de grão (TG), além de resultados de redução de área (RA), bandejamento e grau de esferoidização de lote de fornecimento deste material após a trefilação e recozimento realizados pela usina.

Tabela 15 – Propriedades mecânicas do fio máquina em aço SAE 10B22 utilizado nos experimentos.

| | Dureza (HB) | σ_{tr} (N/mm ²) | RA (%) | Bandeamento | Grau de esferoidização (%) | Camada média descarbonetada (mm) | TG |
|------------|----------------|---------------------------------------|--------|-------------|----------------------------------|--|----|
| Resultados | Máx. 152 | 481 | 70,1 | 2 | 80 | 0,23 | 6 |

3.5.2 Curvas de escoamento verdadeiras

A determinação das curvas de escoamento verdadeiras do SAE 10B22 foi realizada com a utilização do sistema de inspeção termomecânica Gleeble 3800, localizado no Instituto de Conformação Mecânica (*IFU*), da Universidade de Stuttgart, Alemanha. As velocidades de deformação analisadas foram $0,05 \text{ s}^{-1}$, 1 s^{-1} e 10 s^{-1} para as temperaturas ambiente (20°C), 100°C , 200°C , 300°C , 400°C e 500°C . Para todos os parâmetros foram realizados três testes. Os corpos de prova cilíndricos foram aquecidos por Condução antes de serem conformados. A temperatura das amostras foi controlada por dois termopares soldados em suas superfícies. A figura 45 mostra as dimensões do corpo de prova utilizado.

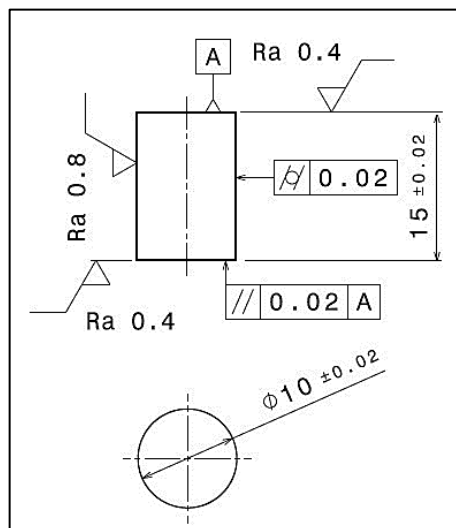


Figura 45 – Perfil do corpo de prova utilizado nos ensaios para a determinação da curva de escoamento.

Para minimizar o atrito, tiras de grafite foram colocadas entre as faces dos corpos de prova e o punção de prensagem do equipamento. O aquecimento dos corpos de prova foi à taxa de $15 \text{ }^\circ\text{C/s}$ e mantido por 10 segundos para garantir a homogeneidade de temperatura da amostra. A deformação elástica da máquina foi ajustada em função da força. Após, as curvas de escoamento verdadeiras foram calculadas utilizando o diagrama de Avanço de Ferramenta X Força e a geometria do corpo de prova. Considerando a máxima deformação verdadeira de $\phi = 0,7$, as curvas de escoamento foram obtidas de acordo com o modelo de Hollomon-Ludwik, a qual é apresentado pela equação (12). Este modelo é comumente empregado nos processos de conformação mecânica. A figura 46 mostra a região de teste do equipamento Gleeble 3800.

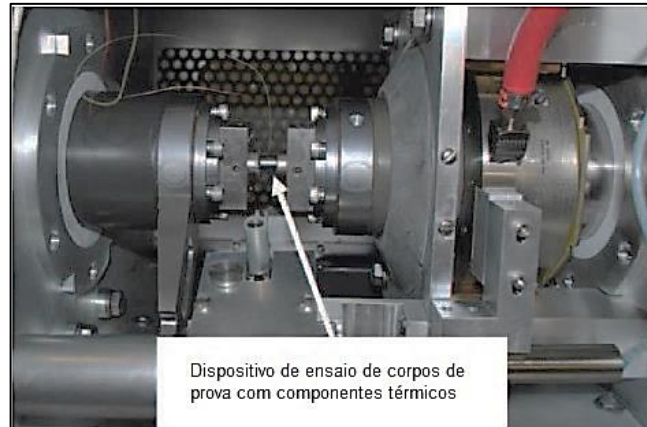


Figura 46 – Área de ensaio do equipamento Gleeble 3800. Fonte: IFU Stuttgart.

Sabe-se que, a constante de resistência ao escoamento (C) e o índice de encruamento (n) tendem a zero de acordo com o aumento da temperatura. Os valores obtidos pelo equipamento no ensaio de compressão para os corpos de prova em aço SAE 10B22 foram utilizados para traçar as curvas de escoamento verdadeiras (ANEXOS D, E e F).

As curvas de escoamento verdadeiras foram traçadas conforme valores obtidos nos ensaios de compressão. As curvas são mostradas nas figuras 47, 48 e 49.

Ao comparar-se os resultados obtidos pelo ensaio de compressão para as velocidades de deformação 1 s^{-1} e 10 s^{-1} (ANEXOS E e F) com os dados de simulação do software *JMatPro* para as mesmas velocidades de deformação (ANEXOS B e C), se verifica uma diferença significativa entre dados de simulação e resultados experimentais. Como exemplo para a deformação verdadeira igual a 0,18 na velocidade de deformação 10 s^{-1} a 20°C , a tensão de escoamento apresentada pelo *JMatPro* será $525,6 \text{ N/mm}^2$. O ensaio de compressão apresentou a tensão de escoamento igual à $678,2 \text{ N/mm}^2$ sob os mesmos parâmetros.

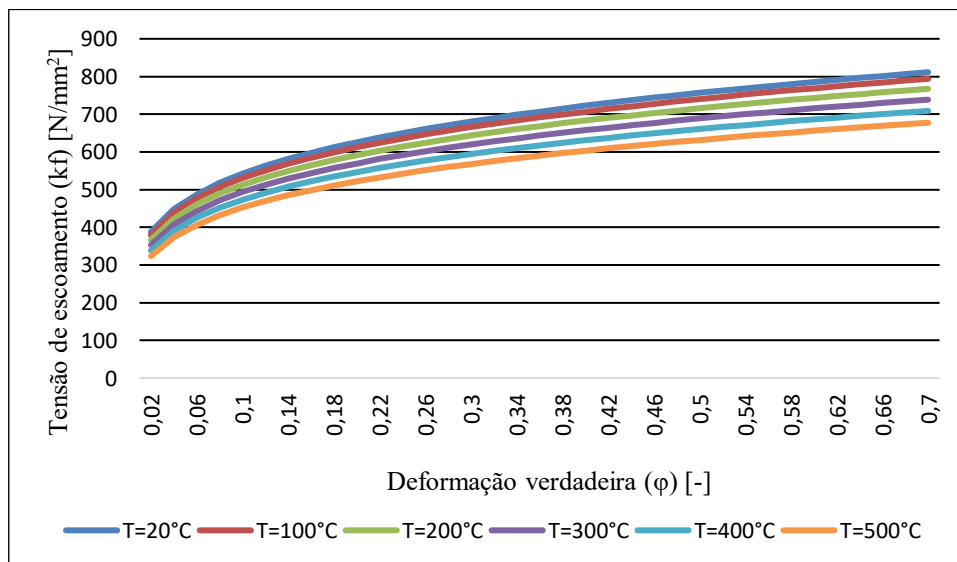


Figura 47 - Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação $0,05 \text{ s}^{-1}$. Fonte: IFU Stuttgart.

De acordo com a comparação realizada, verifica-se a necessidade da utilização de métodos experimentais para a validação das propriedades mecânicas obtidas via softwares dedicados com o objetivo de evitar resultados inconsistentes na simulação numérica computacional.

O aço SAE 10B22 foi submetido a experimentos de extrusão a frio com a utilização das matrizes e anéis de cintamento calculados nas seções anteriores. O resultado dos experimentos é mostrado nos capítulos a seguir.

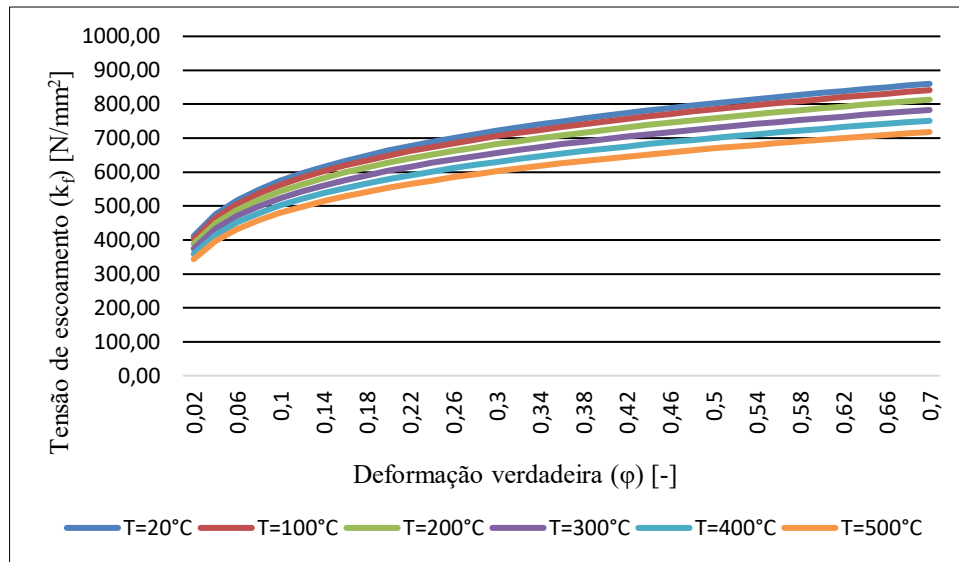


Figura 48 - Curvas de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 1 s^{-1} .
Fonte: IFU Stuttgart.

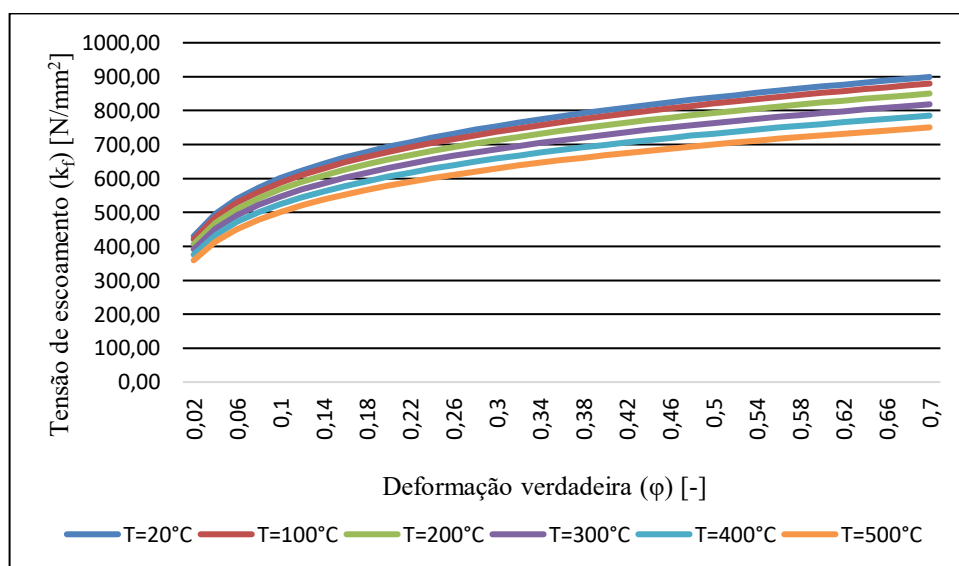


Figura 49 - Curva de escoamento verdadeiras do aço SAE 10B22. Velocidade de deformação 10 s^{-1} .
Fonte: IFU Stuttgart.

3.6 DESCRIÇÃO DE PRODUTO EXTRUDADO E FERRAMENTA DE EXTRUSÃO A FRIO

A análise por elementos finitos foi realizada sobre um pinhão utilizado em impulsor de partida para motores de arranque de automóveis do mercado original automotivo. Este pinhão possui treze dentes, módulo 2,67 e massa igual a 58 gramas. **Observa-se que este pinhão não é o mesmo abordado pela figura 38b, o qual possui nove dentes e módulo igual à 2,11.** As duas referências de pinhões foram escolhidas para os estudos por apresentarem alta demanda de produção na linha da empresa ZEN S.A.

O pinhão e suas dimensões são mostrados nas figuras 50a e 50b.

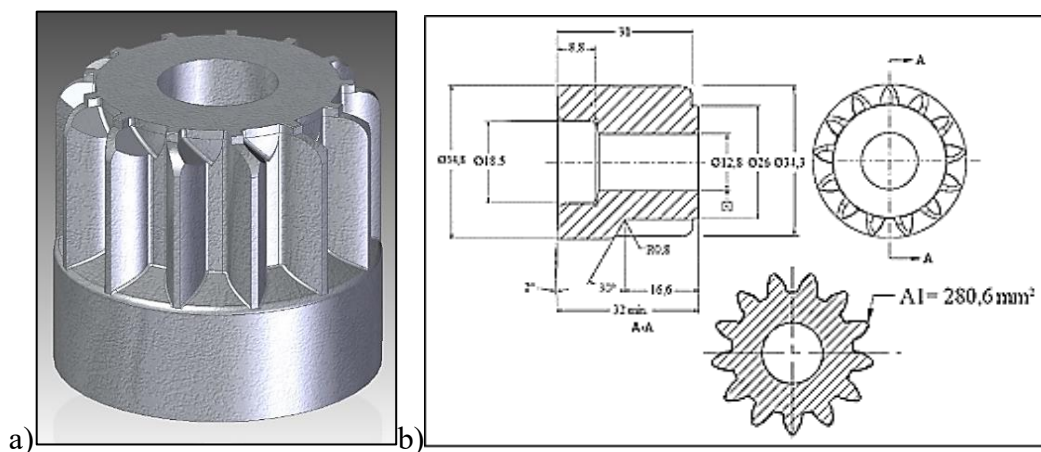


Figura 50 – Pinhão produzido por extrusão a frio. a) Modelo matemático 3D; b) Desenho 2D.

A figura 51 mostra a vista em corte da matriz que produz o referido pinhão por extrusão a frio. A matriz é definida pelo código MT-6313.

A MT-6313 é fabricada em aço Vanadis 4 Extra, com dureza situada no intervalo de 59-61 HRC. Possui a mesma sequência de fabricação da MT-3673, sendo, eletrodos usinados por eletroerosão ao fio e aplicados em máquina de erosão por penetração. Contudo, a cavidade desta matriz é fabricada por dois eletrodos, onde um é aplicado ao desbaste inicial e outro ao acabamento.

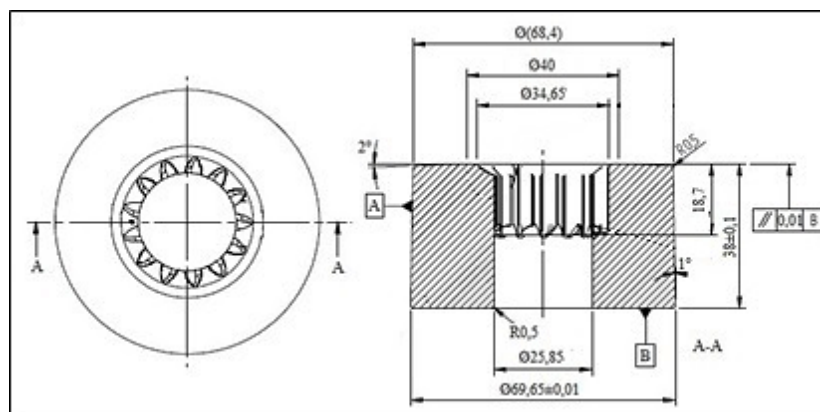


Figura 51 – Desenho da matriz MT-6313.

A figura 52 mostra a matriz MT-6313 montada com os seus respectivos anéis de cintamento.

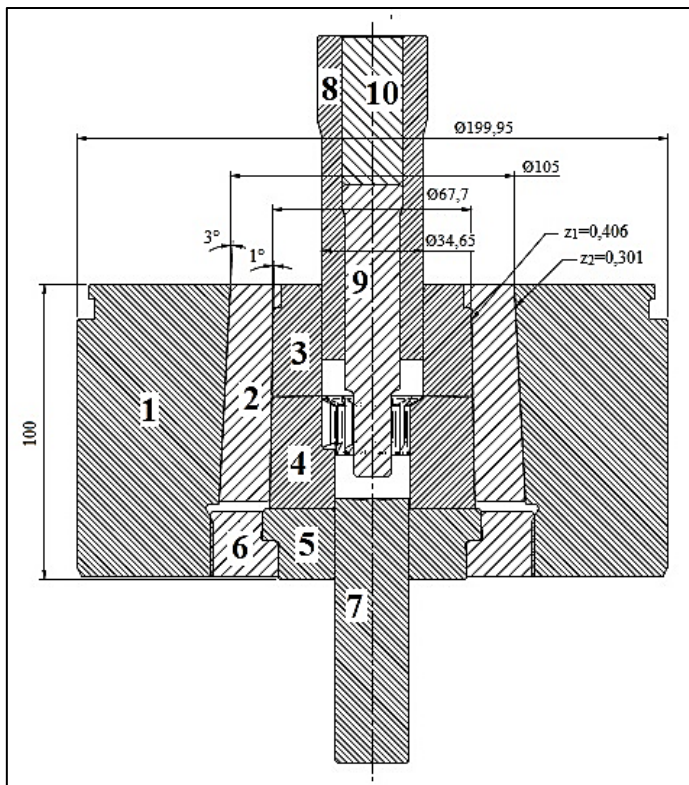


Figura 52 – Matriz MT-6313 montada em sistema de anéis de cintamento duplo.

Os diâmetros de montagem e interferências para esta matriz com sistema duplo de anéis de cintamento pode ser visto na tabela 16. Interferências foram calculadas pelo *Eesy-DieOpt* [77].

Tabela 16 – Descrição dos componentes utilizados na montagem da matriz MT-6313.

| Posição | Componente | Material | $\varnothing_{\text{montagem}}$ (mm) | Interferência (mm) |
|---------|----------------------------|--------------------|---|-----------------------|
| 1 | Anel de cintamento externo | VMO | D = 199,95 | |
| 2 | Anel de cintamento interno | AISI H13 | $d_2 = 105,0$ | 0,301 |
| 3 | Matriz superior | AISI M2 | $d_1 = 67,7$ | 0,406 |
| 4 | Matriz inferior | Vanadis 4 Extra | | 0,406 |
| 5 | Placa de apoio | AISI S1 | | |
| 6 | Porca de travamento | SAE 4340 | | |
| 7 | Extrator | SAE 4340 | | |
| 8 | Punção de recalque | AISI M2 | | |
| 9 | Punção de furação | VF 800 AT | | |
| 10 | Placa de compensação | AISI S1 | | |

O produto resultante da sequência de operações de manufatura no processo atual, conforme figura 53, apresenta variações com amplitudes que elevam o grau de qualidade da engrenagem. Cada uma das variáveis descritas no capítulo 2.7 é medida e, de acordo com o resultado, atribui

um grau de qualidade à engrenagem. A variável que sofre maior impacto é o comprimento de hélice. O grau de qualidade de engrenagem média resultante do processo de extrusão a frio se situa entre $Q9$ e $Q11$. Após o processo de usinagem e operações de tratamento térmico como cementação, têmpera e revenimento, as distorções aplicadas à peça deslocam o grau de qualidade para o intervalo entre $Q10$ e $Q12$.

Para aplicações do mercado original automotivo, engrenagens com grau de qualidade no intervalo citado anteriormente não são aceitas devido à possibilidade de ruído de engrenamento e desgaste prematuro do flanco do dente [82].

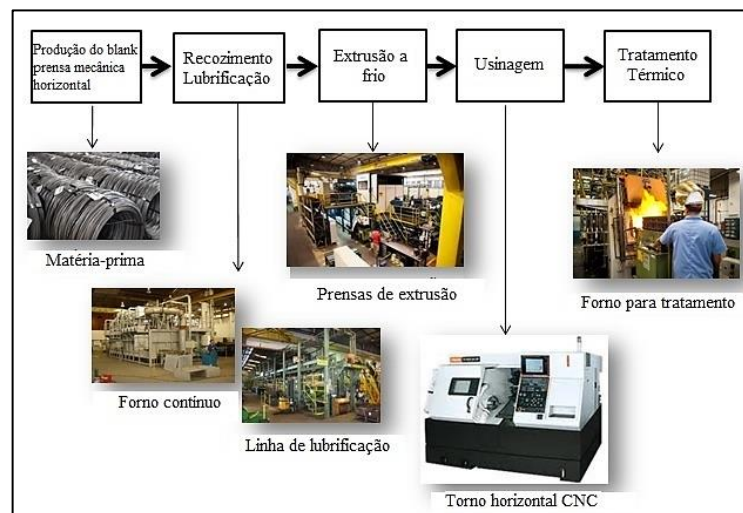


Figura 53 – Sequência de fabricação de pinhão para impulsor de partida.

A incidência de erro no extrudado surge no processo inicial: a fabricação de ferramentas. O método de fabricação, ou mesmo os equipamentos utilizados para este fim, são determinantes para a qualidade resultante da engrenagem. Aliada a materiais de alta qualidade, técnicas de corte de geratrizes e ciclos eficientes de recristalização, a fabricação de ferramentas é a chave para a extrusão de precisão.

A qualidade da engrenagem extrudada a frio deve ser melhorada para ao final do processo de manufatura o dentado apresentar o grau de qualidade de engrenagem desejado igual a $Q8$. Com base neste objetivo, a figura 54 estabelece a meta para o processo de extrusão a frio.

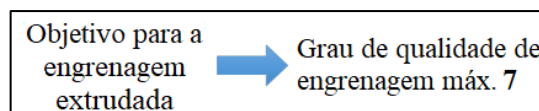


Figura 54 – Objetivo de grau de qualidade de engrenagem para a extrusão a frio conforme ISO 1328.

Entende-se que, de acordo com os erros agregados às engrenagens pelos processos posteriores à extrusão a frio, ao manter os desvios das engrenagens produzidas por extrusão a frio com classificação máxima igual à $Q7$, será possível a obtenção do grau de qualidade final $Q8$ após os processos de manufatura sequentes com seus devidos ajustes.

Estas sub-etapas são análogas aos processos de desbaste, pré-acabamento e acabamento da usinagem mecânica.

A fim de utilizar uma máquina com maior precisão de fabricação, foi utilizada a máquina de eletroerosão CUT 2000 S. Neste processo, para a fabricação para os dois modelos de tarugos (2 furos na periferia e um central e 4 furos na periferia e um furo central), o furo central e os dentes foram fabricados simultaneamente, sendo utilizadas 5 etapas de corte (MainCut e TrimCut 1 a 4).

Para buscar os melhores resultados, com a máquina CUT 2000 S foram utilizados tarugos com furos iniciais diferentes, porém, com os mesmos parâmetros. No primeiro foi utilizado o tarugo com dois furos para passagem do fio. No segundo foram utilizados 4 furos, com o objetivo de manter a peça mais rígida durante a usinagem.

Para ambas as máquinas foi utilizado fio com 0,25 mm de diâmetro, porém, para a CUT 20 P, o material do fio é de latão, e para a CUT 2000 S, o fio é de latão com revestimento de zinco Cobra Cut A. Todas as sub-etapas foram realizadas no módulo de usinagem de precisão das máquinas. Este parâmetro para início da usinagem serve apenas como balizamento para que a mesma busque em seu banco de dados tecnológico os melhores parâmetros para o corte do material da peça em questão.

Pode-se efetuar, no entanto, uma análise qualitativa das sub-etapas. Com a evolução do processo de acabamento, as seguintes tendências são notadas:

- ✓ Diminuição da corrente de descarga e da largura de pulso: como efeitos tem-se uma redução da taxa de remoção local de material, e conseqüentemente da pressão de lavagem necessária e velocidade do fio na região de corte, bem como melhora nas características geométricas e de superfície (rugosidade, camada branca, micro trincas e zona termicamente afetada) e menor risco de ruptura do fio durante o processo. A compensação da redução na taxa de remoção local do material se dá com o aumento da velocidade de avanço do cabeçote, sendo que para a máquina CUT 2000 S, as velocidades diminuem com o número de repasses de acabamento.
- ✓ Aumento da tensão do fio e redução do *offset*: com o aumento da tensão do fio, apesar de um acréscimo no risco de ruptura do mesmo durante o processo, há um ganho relevante em termos de uniformidade da região de corte e concordância com a programação de posicionamento do cabeçote. Além disso, os parâmetros elétricos e de duração do pulso causam uma redução da folga entre peça e eletrodo durante o processo, que é a grandeza

corrigida pelo sistema de controle da máquina para geração da geometria final da peça desejada. Com a folga reduzida, se reduz também a probabilidade de incidência de erros geométricos provenientes desta fonte.

A figura 84 mostra o eletrodo de acabamento cortado neste experimento pela máquina CUT 2000 S.



Figura 84 - Eletrodo resultante do ensaio na CUT 2000 S.

O modelo GF Agie-Charmilles CUT 300 mS foi utilizado na sequência. Com o seu sistema de termo-estabilização, bem como, a precisão de corte aplicada pela mesma, se teve como objetivo melhorar os resultados obtidos pelas etapas anteriores de usinagem.

Duas referências de eletrodos foram usinadas por esta máquina, sendo os eletrodos de códigos EL-0926 e EL-0330. O eletrodo EL-0926 possui onze dentes e módulo 3 e é fabricado em cobre eletrolítico. Pode ser visto na figura 85.

Para esta referência de eletrodo, três amostras foram usinadas e demonstraram avanço na precisão dos flancos de seus dentes. Os perfis de engrenagem resultantes da fabricação de cada eletrodo foram medidos em máquina tridimensional utilizando o software *Quindos Gear*, conforme a ISO 1328-1:2013. As variáveis medidas e sua descrição são apresentadas na tabela 26.

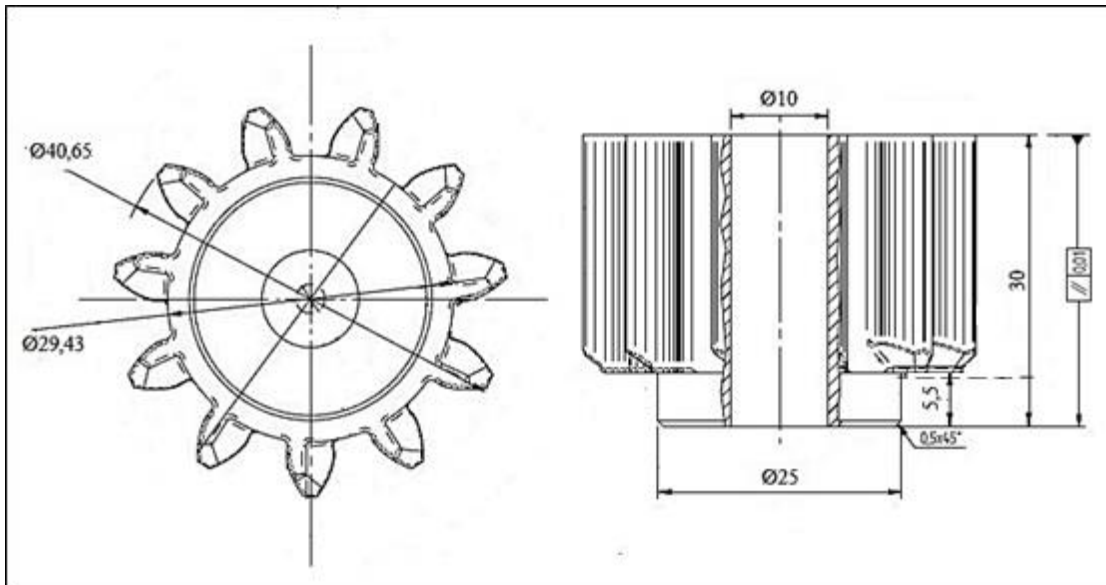


Figura 85 – Desenho do eletrodo EL-0926.

Tabela 26 – Desvios de flanco de dente de engrenagem [42].

| Simbologia (μm) | Descrição |
|--|------------------------------------|
| $f_{H\alpha}$ | Desvio angular de perfil |
| F_{α} | Desvio total de perfil |
| $f_{f\alpha}$ | Desvio de forma de perfil |
| $f_{H\beta}$ | Desvio angular de linha de flanco |
| F_{β} | Desvio total de linha de flanco |
| $f_{f\beta}$ | Desvio de forma de linha de flanco |
| f_{pt} | Desvio de passo individual |
| F_p | Desvio de passo total |
| F_r | Desvio de batimento radial |
| Q | Grau de qualidade de engrenagem |

O perfil de engrenagem do eletrodo EL-0926 tem onze dentes. Desta forma, a metodologia de coleta de dados definida foi a medição individual dos dois flancos de cada dente e a avaliação do grau de qualidade de engrenagem resultante do maior valor encontrado sobre três grupos consecutivos. O grupo 1 é formado pelos dentes 1, 2, 3 e 4. O grupo 2 é composto pelos dentes 5, 6, 7 e 8. Os demais dentes compõem o grupo 3. Foram usinadas três amostras do eletrodo EL-0926. Os eletrodos usinados na máquina CUT 300 mS são mostrados na figura 86a, 86b e 86c.



Figura 86 – Eletrodos resultantes do ensaio na máquina CUT 300 mS.
a) Amostra 1. b) Amostra 2. c) Amostra 3.

As três amostras do eletrodo são idênticas, contudo, os seus resultados de desvios dimensionais e grau de qualidade foram específicos em cada amostra. Os resultados dimensionais referente aos três eletrodos são mostrados nas tabelas 27, 28 e 29.

Tabela 27 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0926 usinado na CUT 300 mS (AMOSTRA 1).

| Grau de qualidade de engrenagem eletrodo EL-0926 | | | | | | | | | | | | |
|--|-----------------------|---|-----------------------|---|-----------------------|-----------------|-----------------------|---|-----------------------|---|-----------------------|---|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 11,10,9 $X(\mu m)$ | Q | 8,7,6,5 $X(\mu m)$ | Q | 4,3,2,1 $X(\mu m)$ | DENTE DESvio | 1,2,3,4 $X(\mu m)$ | Q | 5,6,7,8 $X(\mu m)$ | Q | 9,10,11 $X(\mu m)$ | Q |
| 3 | 2 | 4 | 3 | 3 | 2 | $f_{H\alpha}$ | 3 | 4 | 2 | 2 | 2 | 4 |
| 2 | 2 | 4 | 4 | 2 | 2 | F_{α} | 3 | 3 | 2 | 2 | 2 | 2 |
| 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | $f_{f\alpha}$ | 1 | 3 | 1 | 2 | 1 | 1 |
| 0 | 1 | 0 | 1 | 1 | 1 | $f_{H\beta}$ | 1 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 |
| 0 | 1 | 0 | 1 | 0 | 1 | F_{β} | 1 | 0 | 1 | 0 | 1 | 0 |
| 0 | 1 | 0 | 1 | 1 | 1 | $f_{f\beta}$ | 1 | 1 | 1 | 4 | 1 | 1 |
| | | 3 | | | 3 | f_{pt} | 6 | | | 4 | | |
| | | 3 | | | 6 | F_p | 6 | | | 3 | | |
| | | 5 | | | 8 | F_r^* | | | | | | |

*a variável F_r independe de flanco direito ou esquerdo.

Tabela 28 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0926 usinado na CUT 300 mS (AMOSTRA 2).

| Grau de qualidade de engrenagem eletrodo EL-0926 | | | | | | | | | | | | |
|--|-----------------------|---|-----------------------|---|-----------------------|-----------------|-----------------------|---|-----------------------|---|-----------------------|---|
| Esquerdo | | | | | | Direito | | | | | | |
| Q | 11,10,9 $X(\mu m)$ | Q | 8,7,6,5 $X(\mu m)$ | Q | 4,3,2,1 $X(\mu m)$ | DENTE DESvio | 1,2,3,4 $X(\mu m)$ | Q | 5,6,7,8 $X(\mu m)$ | Q | 9,10,11 $X(\mu m)$ | |
| 0 | 0 | 4 | 3 | 3 | 2 | $f_{H\alpha}$ | 3 | 5 | 5 | 6 | 3 | 4 |
| 0 | 1 | 3 | 3 | 1 | 2 | F_{α} | 4 | 3 | 4 | 4 | 3 | 3 |
| 1 | 1 | 2 | 2 | 2 | 1 | $f_{f\alpha}$ | 1 | 1 | 1 | 0 | 1 | 1 |
| 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | $f_{H\beta}$ | 0 | 0 | 1 | 1 | 1 | 0 |
| 1 | 1 | 0 | 1 | 1 | 2 | F_{β} | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 0 |
| 2 | 1 | 2 | 1 | 3 | 2 | $f_{f\beta}$ | 1 | 2 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| | | 2 | | | 4 | f_{pt} | 3 | | | 4 | | |
| | | 1 | | | 3 | F_p | 5 | | | 3 | | |
| | | 3 | | | 4 | F_r^* | | | | | | |

Tabela 29 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0926 usinado na CUT 300 mS (AMOSTRA 3).

| Grau de qualidade de engrenagem eletrodo EL-0926 | | | | | | | | | | | | |
|--|-----------------------|---|-----------------------|---|-----------------------|-----------------|-----------------------|---|-----------------------|---|-----------------------|---|
| Esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 11,10,9 $X(\mu m)$ | Q | 8,7,6,5 $X(\mu m)$ | Q | 4,3,2,1 $X(\mu m)$ | DENTE DESvio | 1,2,3,4 $X(\mu m)$ | Q | 5,6,7,8 $X(\mu m)$ | Q | 9,10,11 $X(\mu m)$ | |
| 5 | 2 | 3 | 2 | 3 | 2 | $f_{H\alpha}$ | 3 | 4 | 3 | 5 | 4 | 5 |
| 2 | 2 | 1 | 2 | 2 | 2 | F_{α} | 3 | 3 | 3 | 3 | 3 | 3 |
| 0 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | $f_{f\alpha}$ | 1 | 0 | 2 | 2 | 1 | 0 |
| 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | $f_{H\beta}$ | 1 | 1 | 1 | 0 | 1 | 1 |
| 1 | 1 | 1 | 1 | 0 | 1 | F_{β} | 1 | 4 | 4 | 1 | 1 | 0 |
| 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | $f_{f\beta}$ | 1 | 4 | 3 | 1 | 1 | 0 |
| | | 4 | | | 4 | f_{pt} | 3 | | | 4 | | |
| | | 3 | | | 6 | F_p | 8 | | | 4 | | |
| | | 5 | | | 8 | F_r^* | | | | | | |

O conjunto de três eletrodos EL-0330, EL-0331 e EL-0987 foi usinado na máquina CUT 300 mS. Os resultados de desvios geométricos para os eletrodos são mostrados nas tabelas 30, 31 e 32.

Tabela 30 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0331 na CUT 300 mS, em CuW.

| Grau de qualidade de engrenagem eletrodo EL-0331 | | | | | | | | | | | | |
|--|-----------------|-----|-----------------------|-----|-----------------------|---------------|-----------------------|-----|-----------------------|-----|-----------------|-----|
| Esquerdo | | | | | | Direito | | | | | | |
| Q | 9 $X(\mu m)$ | Q | 8,7,6,5 $X(\mu m)$ | Q | 4,3,2,1 $X(\mu m)$ | DENTE | 1,2,3,4 $X(\mu m)$ | Q | 5,6,7,8 $X(\mu m)$ | Q | 9 $X(\mu m)$ | Q |
| | | | | | | DESVIO | | | | | | |
| 4 | 0 | 4 | 2 | 4 | 2 | $f_{H\alpha}$ | 2 | 3 | 2 | 3 | 1 | 3 |
| 4 | 3 | 4 | 3 | 4 | 4 | F_{α} | 4 | 4 | 4 | 4 | 4 | 4 |
| 5 | 3 | 5 | 2 | 5 | 4 | $f_{f\alpha}$ | 4 | 5 | 3 | 5 | 3 | 5 |
| 3 | 1 | 3 | 1 | 3 | 2 | $f_{H\beta}$ | -1 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 |
| 8 | 3 | 8 | 14 | 8 | 14 | F_{β} | 3 | 3 | 3 | 3 | 1 | 3 |
| 9 | 2 | 9 | 14 | 9 | 14 | $f_{f\beta}$ | 3 | 4 | 3 | 4 | 1 | 4 |
| | | 4 | | | 3 | f_{pt} | 5 | | | 6 | | |
| | | 2 | | | 4 | F_p | 6 | | | 4 | | |
| | | 5 | | | 7 | F_r^* | | | | | | |

Tabela 31 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0330 na CUT 300 mS.

| Grau de qualidade de engrenagem eletrodo EL-0330 | | | | | | | | | | | | |
|--|-----------------|-----|-----------------------|-----|-----------------------|---------------|-----------------------|-----|-----------------------|-----|-----------------|-----|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 $X(\mu m)$ | Q | 8,7,6,5 $X(\mu m)$ | Q | 4,3,2,1 $X(\mu m)$ | DENTE | 1,2,3,4 $X(\mu m)$ | Q | 5,6,7,8 $X(\mu m)$ | Q | 9 $X(\mu m)$ | Q |
| | | | | | | DESVIO | | | | | | |
| 5 | 1 | 5 | 2 | 5 | 4 | $f_{H\alpha}$ | 2 | 6 | 2 | 6 | 5 | 6 |
| 5 | 2 | 5 | 3 | 5 | 6 | F_{α} | 4 | 5 | 4 | 5 | 5 | 5 |
| 6 | 2 | 6 | 2 | 6 | 5 | $f_{f\alpha}$ | 3 | 4 | 3 | 4 | 3 | 4 |
| 5 | 2 | 5 | 3 | 5 | -4 | $f_{H\beta}$ | -4 | 5 | -3 | 5 | 0 | 5 |
| 4 | 4 | 4 | 3 | 4 | 4 | F_{β} | 4 | 6 | 7 | 6 | 1 | 6 |
| 5 | 4 | 5 | 1 | 5 | 1 | $f_{f\beta}$ | 2 | 6 | 7 | 6 | 1 | 6 |
| | | 5 | | | 4 | f_{pt} | 4 | | | 5 | | |
| | | 4 | | | 7 | F_p | 4 | | | 2 | | |
| | | 5 | | | 9 | F_r^* | | | | | | |

Tabela 32 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0987 na CUT 300 mS.

| Grau de qualidade de engrenagem eletrodo EL-0987 | | | | | | | | | | | | |
|--|------------|-----|------------|-----|------------|---------------|------------|-----|------------|-----|------------|---|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESVIO | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 6 | -4 | 6 | 4 | 6 | -5 | $f_{H\alpha}$ | 5 | 6 | 3 | 6 | 3 | 6 |
| 6 | 9 | 6 | 5 | 6 | 7 | F_{α} | 6 | 5 | 6 | 5 | 3 | 5 |
| 6 | 6 | 6 | 5 | 6 | 4 | $f_{f\alpha}$ | 4 | 5 | 5 | 5 | 3 | 5 |
| 2 | -1 | 2 | -2 | 2 | 2 | $f_{H\beta}$ | 1 | 2 | 5 | 2 | 0 | 2 |
| 4 | 2 | 4 | 4 | 4 | 2 | F_{β} | 5 | 4 | 5 | 4 | 2 | 4 |
| 5 | 2 | 5 | 4 | 5 | 2 | $f_{f\beta}$ | 6 | 6 | -1 | 6 | 2 | 6 |
| | | 9 | | | 18 | f_{pt} | 15 | | | 9 | | |
| | | 7 | | | 21 | F_p | 19 | | | 7 | | |
| | | 8 | | | 22 | F_r^* | | | | | | |

A tabela 33 mostra o resultado dos desvios do eletrodo EL-0987 após a utilização do mesmo na usinagem da cavidade da matriz MT-3673.

Tabela 33 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para eletrodo EL-0987 após a erosão por penetração.

| Grau de qualidade de engrenagem eletrodo EL-0987 | | | | | | | | | | | | |
|--|------------|-----|------------|-----|------------|---------------|------------|-----|------------|-----|------------|---|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESVIO | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 7 | 6 | 7 | 7 | 8 | 12 | $f_{H\alpha}$ | 12 | 9 | 5 | 6 | 3 | 4 |
| 6 | 7 | 5 | 6 | 7 | 10 | F_{α} | 11 | 7 | 7 | 6 | 4 | 4 |
| 4 | 3 | 4 | 4 | 5 | 5 | $f_{f\alpha}$ | 7 | 7 | 7 | 5 | 5 | 5 |
| 5 | 4 | 5 | 5 | 5 | 4 | $f_{H\beta}$ | 5 | 5 | 5 | 5 | 3 | 4 |
| 4 | 4 | 4 | 5 | 4 | 5 | F_{β} | 5 | 4 | 5 | 4 | 5 | 5 |
| 2 | 2 | 5 | 4 | 5 | 4 | $f_{f\beta}$ | 4 | 5 | 4 | 5 | 5 | 6 |
| | | 7 | | | 9 | f_{pt} | 7 | | | 6 | | |
| | | 7 | | | 19 | F_p | 19 | | | 7 | | |
| | | 9 | | | 35 | F_r^* | | | | | | |

Comparando os resultados das tabelas 32 e 33, se verifica que houve piora nos desvios geométricos de engrenagem do eletrodo de acabamento. Isto significa que um possível aproveitamento para uma segunda matriz de precisão estaria descartado.

5.2 COMPARAÇÕES ENTRE ENGRENAGENS EXTRUDADAS POR SISTEMA DE ANÉIS DE CINTAMENTO CONVENCIONAL E POR ENROLAMENTO DE TIRAS DE AÇO

A análise experimental entre diferentes sistemas de anéis de cintamento foi conduzida sobre o pinhão citado na figura 38b, o qual é produzido pela matriz MT-3673 (fig. 27). O produto resultante de extrusão a frio é um pinhão utilizado em motores de partida automotivos. O modelo utilizado para análise de fabricação dos eletrodos, na seção anterior, é baseado nos dados de engrenagem deste pinhão, sendo ele com nove dentes, módulo (m_k) 2,11, ângulo de pressão (α_p) igual à 12° e comprimento de flanco de 8 mm, conforme figura 87. As ferramentas utilizadas nos ensaios são mostradas na figura 88.



Figura 87 – Pinhões para motor de partida por extrusão a frio. a) Anéis convencionais b) Anéis STRECON

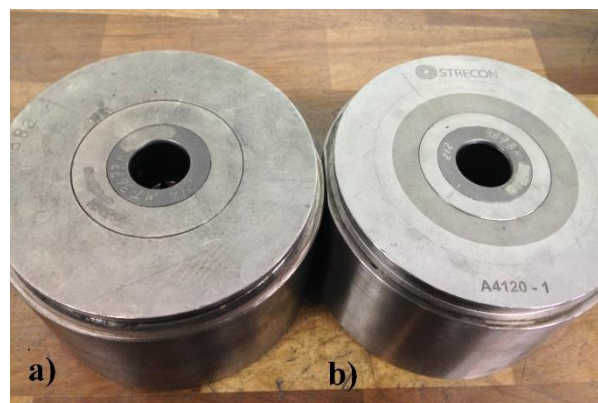


Figura 88 – Ferramentas de extrusão a frio utilizadas nos experimentos. a) Sistema convencional.
b) Sistema STRECON.

A ferramenta com sistema convencional possui dois anéis de cintamento feitos em aço AISI S1 e H13, respectivas interferências de montagem de 0,286 e 0,434 mm entre matrizes e anel 1, e anel 1 e anel 2, respectivamente.

As matrizes foram fabricadas de acordo com o mesmo procedimento, conforme mostrado no diagrama da figura 89.

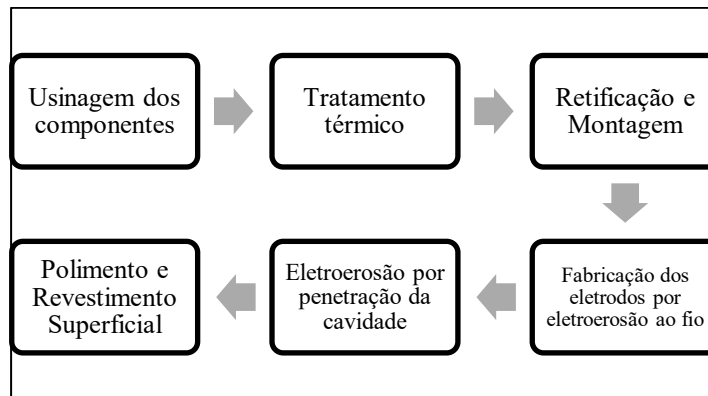


Figura 89 – Sequência de fabricação das ferramentas de extrusão a frio.

5.2.1 Resultados

Os respectivos desvios de flanco de engrenagem resultantes nas cavidades das matrizes são mostrados nas tabelas 34 e 35. As cavidades das matrizes destas tabelas foram usinadas por uma máquina de eletroerosão por penetração, modelo Agietron Advance 3, ano 2003. Para esta usinagem, foram utilizados os eletrodos fabricados pela CUT 2000 S, obtidos nos primeiros ensaios de fabricação.

De acordo com a ISO 1328-1, quanto menor a escala de grau de qualidade, maior a qualidade do perfil de engrenagem. Assim, através dos resultados das tabelas 34 e 35, é possível verificar que há uma melhoria nos resultados do ferramental com anéis de compressão de alta resistência. O grau de qualidade de engrenagem resultante do ferramental com o sistema STRECON se mostrou superior ao do sistema convencional. A maior resistência à deformação do sistema STRECON demonstrou maior precisão no resultado.

As ferramentas foram colocadas em produção em prensa excêntrica de 450 toneladas. Amostras foram medidas e mostraram uma tendência que refletiu os resultados de suas respectivas matrizes. As tabelas 36 e 37 mostram os resultados de uma amostra de pinhão obtido por cada uma das matrizes.

Tabela 34 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para cavidade de matriz com sistema de anéis de cintamento convencional.

| Grau de qualidade de engrenagem para ferramenta com anéis convencionais de cintamento | | | | | | | | | | | | |
|---|------------|-----------|------------|-----------|------------|---------------|------------|-----------|------------|-----------|------------|----------|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | Q |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESVIO | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 9 | 14 | 10 | 18 | 11 | 31 | $f_{H\alpha}$ | 21 | 10 | 20 | 10 | 11 | 8 |
| 8 | 14 | 8 | 18 | 10 | 30 | F_{α} | 21 | 9 | 21 | 9 | 13 | 7 |
| 2 | 1 | 6 | 6 | 6 | 5 | $f_{f\alpha}$ | 4 | 5 | 4 | 5 | 3 | 4 |
| 8 | 10 | 8 | 10 | 9 | 16 | $f_{H\beta}$ | 10 | 8 | 17 | 9 | 14 | 9 |
| 7 | 10 | 7 | 9 | 8 | 17 | F_{β} | 11 | 7 | 17 | 9 | 14 | 8 |
| 2 | 1 | 4 | 2 | 4 | 2 | $f_{f\beta}$ | 3 | 4 | 2 | 2 | 1 | 1 |
| | | 10 | | | 23 | f_{pt} | 24 | | | 10 | | |
| | | 11 | | | 69 | F_p | 64 | | | 10 | | |
| | | 10 | | | 52 | F_r^* | | | | | | |

Tabela 35 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para cavidade de matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON.

| Grau de qualidade de engrenagem para ferramenta com anéis de cintamento STRECON | | | | | | | | | | | | |
|---|------------|----------|------------|----------|------------|---------------|------------|----------|------------|----------|------------|----------|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | Q |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESVIO | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 0 | 1 | 8 | 11 | 6 | 5 | $f_{H\alpha}$ | 13 | 9 | 12 | 8 | 13 | 9 |
| 2 | 2 | 7 | 11 | 6 | 9 | F_{α} | 12 | 7 | 12 | 7 | 12 | 7 |
| 3 | 2 | 4 | 3 | 5 | 5 | $f_{f\alpha}$ | 3 | 4 | 2 | 3 | 1 | 1 |
| 1 | 1 | 5 | 3 | 6 | 5 | $f_{H\beta}$ | 2 | 4 | 4 | 5 | 1 | 0 |
| 3 | 2 | 4 | 4 | 5 | 5 | F_{β} | 4 | 4 | 5 | 5 | 1 | 0 |
| 3 | 2 | 2 | 1 | 3 | 2 | $f_{f\beta}$ | 2 | 2 | 2 | 3 | 1 | 0 |
| | | 7 | | | 9 | f_{pt} | 9 | | | 7 | | |
| | | 7 | | | 21 | F_p | 19 | | | 7 | | |
| | | 7 | | | 16 | F_r^* | | | | | | |

Os resultados mostram que a qualidade da cavidade, quando montada em anéis de cintamento convencionais diminui em relação aos desvios de perfil, hélice e passo. Contudo, este ensaio, bem como o apresentado pela tabela 35, foi realizado em máquina que possui erro

de posicionamento e acabamento superficial elevados. Desta forma, é possível a obtenção de melhores resultados dimensionais em caso da utilização de máquina de maior precisão.

Tabela 36 – Resultados de desvios de grau de qualidade de engrenagem para pinhão produzido com sistema de anéis de cintamento convencionais.

| Grau de qualidade de engrenagem para pinhão produzido c/ anéis convencionais de cintamento | | | | | | | | | | | | |
|--|------------|-----------|------------|-----------|------------|---------------|------------|-----------|------------|-----------|------------|-----------|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESvio | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 9 | 13 | 10 | 18 | 10 | 19 | $f_{H\alpha}$ | 20 | 10 | 21 | 10 | 20 | 10 |
| 9 | 23 | 10 | 28 | 10 | 27 | F_{α} | 26 | 10 | 24 | 9 | 28 | 10 |
| 9 | 16 | 9 | 16 | 9 | 18 | $f_{f\alpha}$ | 18 | 9 | 12 | 8 | 16 | 9 |
| 5 | 3 | 5 | 4 | 6 | 5 | $f_{H\beta}$ | 5,7 | 6 | 6 | 6 | 3 | 5 |
| 6 | 6 | 8 | 13 | 7 | 12 | F_{β} | 13 | 8 | 24 | 7 | 7 | 6 |
| 6 | 4 | 8 | 11 | 8 | 9 | $f_{f\beta}$ | 12 | 9 | 12 | 8 | 5 | 6 |
| | | 8 | | | 10 | f_{pt} | 11 | | | 8 | | |
| | | 6 | | | 13 | F_p | 11 | | | 5 | | |
| | | 9 | | | 30 | F_r^* | | | | | | |

Tabela 37 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para pinhão produzido com sistema de anéis de cintamento STRECON.

| Grau de qualidade de engrenagem para pinhão produzido com anéis de cintamento STRECON | | | | | | | | | | | | |
|---|------------|-----------|------------|-----------|------------|---------------|------------|-----------|------------|-----------|------------|-----------|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESvio | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 9 | 14 | 10 | 23 | 10 | 20 | $f_{H\alpha}$ | 24 | 11 | 24 | 11 | 20 | 10 |
| 9 | 22 | 10 | 28 | 10 | 27 | F_{α} | 32 | 10 | 28 | 10 | 25 | 9 |
| 8 | 13 | 8 | 11 | 8 | 11 | $f_{f\alpha}$ | 11 | 8 | 11 | 8 | 12 | 8 |
| 2 | 1 | 3 | 2 | 2 | 1 | $f_{H\beta}$ | 2 | 3 | 2 | 3 | 1 | 2 |
| 4 | 3 | 7 | 11 | 6 | 8 | F_{β} | 12 | 8 | 8 | 7 | 3 | 4 |
| 4 | 2 | 8 | 11 | 8 | 8 | $f_{f\beta}$ | 11 | 8 | 10 | 8 | 3 | 5 |
| | | 5 | | | 4 | f_{pt} | 3 | | | 4 | | |
| | | 3 | | | 5 | F_p | 6 | | | 4 | | |
| | | 6 | | | 9 | F_r^* | | | | | | |

Baseado nas informações das tabelas 36 e 37, uma nova alternativa de equipamento de eletroerosão por penetração foi testada. A máquina FORM X400, também do catálogo do fabricante GF Agie Charmilles, foi utilizada. A FORM X400 possui um sistema de termo-estabilização integrado que permite corrigir os pontos localizados de aquecimento, assim como

a CUT 300 mS. Em paralelo, um otimizado sistema de controle permite reduzir o desgaste do eletrodo.

A matriz MT-3673 foi novamente escopo deste teste e, os eletrodos EL-0331, EL-0330 e EL-0987, desta vez, utilizando uma máquina modelo FORM X400. A diferença aplicada neste ensaio foi a utilização de três eletrodos, sendo o primeiro para desbaste e os dois restantes para acabamento. Os eletrodos EL-0331, EL-0330 e EL-0987, apresentados nas tabelas 30, 31 e 32, foram utilizados. Neste teste, foram adicionados dispositivos de fixação do fabricante 3R. Estes dispositivos permitem realizar o *setup* dos três eletrodos em uma mesma posição de referência em relação à matriz. O objetivo foi minimizar a atribuição dos erros de posicionamento dos eletrodos entre cada etapa de usinagem. Os eletrodos foram fixados em uma haste fabricada com desvio de batimento radial máximo de 0,005 mm. Os mesmos foram fixados nas hastes e montados nos “*pallets*” 3R. A figura 82a mostra o eletrodo montado na haste e *pallet* 3R. Após a montagem do eletrodo, o conjunto foi adaptado a uma base plana montada em máquina de medição tridimensional com 0,003 mm de paralelismo entre faces inferior e superior, conforme a figura 90b.

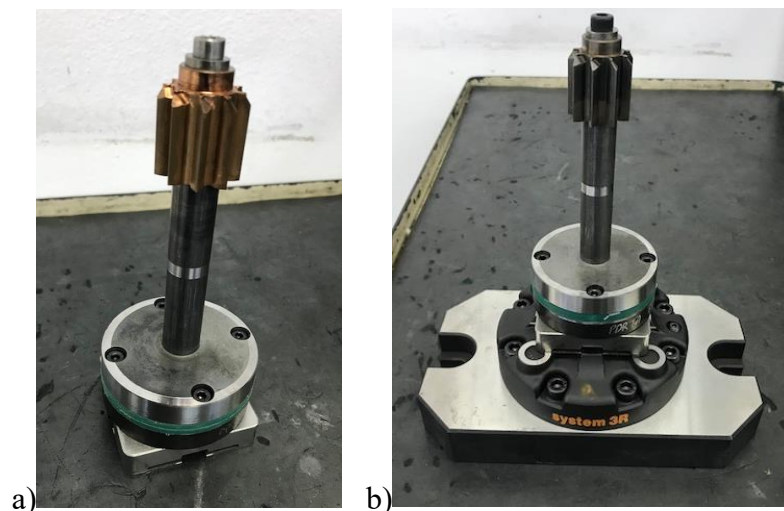


Figura 90 – a) Eletrodo montado no *pallet* 3R.
b) Eletrodo montado na base para medição em máquina tridimensional.

A medição em máquina tridimensional tem a função de encontrar os erros nos eixos X e Y do perfil de engrenagem em relação ao centro de fixação. O conhecimento destes erros permite fazer as devidas compensações dos eixos na programação da FORM X400. O procedimento é realizado para garantir que os eletrodos sejam posicionados no mesmo centro de fixação.

A erosão da cavidade da matriz MT-3673, de acordo com o procedimento citado, na máquina FORM X400 apresentou os desvios informados na tabela 38. O ANEXO J mostra o relatório de medição realizada em máquina ZEISS, através do software GEAR PRO involute.

Tabela 38 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para cavidade de matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400.

| Grau de qualidade de engrenagem para ferramenta com anéis de cintamento STRECON | | | | | | | | | | | | |
|---|------------|-----|------------|-----|------------|---------------|------------|-----|------------|-----|------------|-----|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | Q |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESIVIO | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 5 | 4 | 5 | 1 | 5 | 3 | $f_{H\alpha}$ | 2 | 4 | 2 | 4 | 0 | 4 |
| 4 | 4 | 4 | 3 | 4 | 4 | F_{α} | 3 | 3 | 3 | 3 | 1 | 3 |
| 3 | 2 | 3 | 3 | 3 | 2 | $f_{f\alpha}$ | 2 | 3 | 2 | 3 | 1 | 3 |
| 2 | 0 | 2 | -1 | 2 | 1 | $f_{H\beta}$ | 5 | 4 | -1 | 4 | 1 | 4 |
| 5 | 3 | 5 | 4 | 5 | 5 | F_{β} | 4 | 5 | 4 | 5 | 4 | 5 |
| 6 | 3 | 6 | 4 | 6 | 5 | $f_{f\beta}$ | 2 | 6 | 5 | 6 | 4 | 6 |
| | | 3 | | | 2 | f_{pt} | 4 | | | 5 | | |
| | | 2 | | | 4 | F_p | 5 | | | 3 | | |
| | | 5 | | | 8 | F_r^* | | | | | | |

A matriz foi desmontada dos anéis de cintamento por enrolamento de tiras e aplicado o revestimento PVD. Produzir amostras sem a aplicação de revestimento poderia representar dano à superfície da cavidade da matriz e comprometer a integridade da engrenagem extrudada. Após a aplicação do revestimento PVD e remontagem, houve modificação no grau de qualidade dos dentes de engrenagem. A tabela 39 mostra o grau de qualidade da cavidade da matriz após a aplicação do revestimento PVD. O anexo L mostra o relatório de medição da cavidade após o revestimento. A numeração da posição dos dentes foi mantida em relação à tabela 38.

Tabela 39 – Resultados de desvios e grau de qualidade de engrenagem para cavidade de matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400 após a aplicação do revestimento PVD.

| Grau de qualidade de engrenagem para ferramenta com anéis de cintamento STRECON | | | | | | | | | | | | |
|---|------------|-----|------------|-----|------------|---------------|------------|-----|------------|-----|------------|-----|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | Q |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESIVIO | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 5 | 2 | 5 | 3 | 5 | 3 | $f_{H\alpha}$ | 2 | 5 | 3 | 5 | -1 | 5 |
| 4 | 2 | 4 | 3 | 4 | 2 | F_{α} | 3 | 5 | 5 | 5 | 2 | 5 |
| 4 | 1 | 4 | 3 | 4 | 2 | $f_{f\alpha}$ | 2 | 5 | 4 | 5 | 1 | 5 |
| 3 | 0 | 3 | -1 | 3 | 2 | $f_{H\beta}$ | -4 | 5 | 2 | 5 | -1 | 5 |
| 5 | 4 | 5 | 5 | 5 | 6 | F_{β} | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 |
| 6 | 3 | 6 | 5 | 6 | 6 | $f_{f\beta}$ | -4 | 6 | 5 | 6 | 5 | 6 |
| | | 7 | | | 8 | f_{pt} | 8 | | | 7 | | |
| | | 6 | | | 15 | F_p | 17 | | | 6 | | |
| | | 7 | | | 18 | F_r^* | | | | | | |

A comparação entre os resultados das tabelas 38 e 39 mostra que houve um decréscimo no grau de qualidade da cavidade da matriz. A aplicação do revestimento na superfície pode ter aumentado a irregularidade de forma. A montagem da ferramenta também pode ter influenciado, bem como, o fato de os anéis de cintamento já terem passado por vários ciclos de produção, montagem e desmontagem, o que provoca a sua deformação plástica.

O desvio de forma de perfil (f_{fa}) passou de grau $Q3$ para graus $Q4$ (lado esquerdo) e $Q5$ (lado direito). O desvio angular de perfil (f_{Ha}) passou de grau $Q4$ para $Q5$ no lado direito, mantendo-se estável no lado esquerdo. O desvio angular de linha de flanco ($f_{H\beta}$) sofreu decréscimo de um ponto no grau de qualidade, passando de $Q2$ para $Q3$ (lado esquerdo) e $Q4$ para $Q5$ (lado direito). Os desvios individual de passo (f_{pt}) e batimento radial (F_r) passaram ao grau de qualidade $Q7$.

Os gráficos das figuras 91a e 91b mostram a variação do grau de qualidade (Q) em função dos desvios dimensionais de engrenagem para a MT-3673 antes e pós aplicação do PVD. O maior grau de qualidade encontrado entre os flancos direito e esquerdo foi indicado nos gráficos.

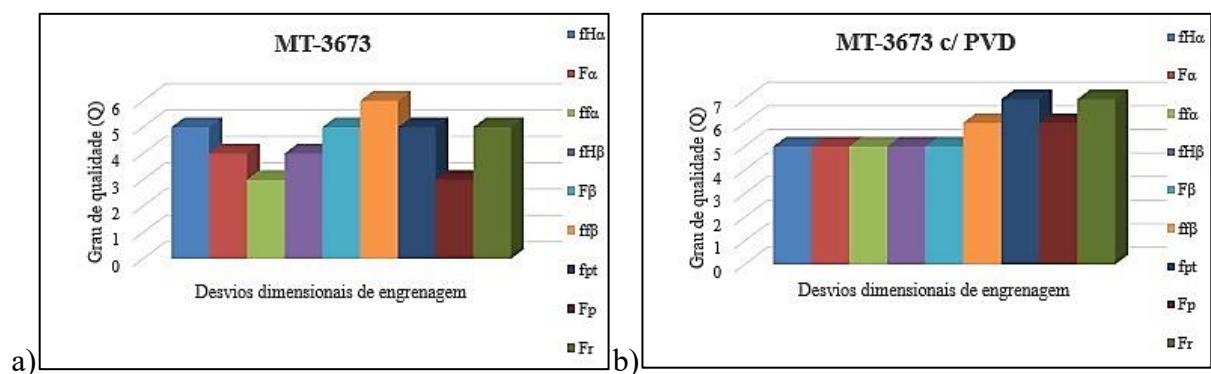


Figura 91 – Grau de qualidade (Q) X desvios dimensionais da MT-3673.

Os paretos mostrados na figura 91 indicam que na usinagem por eletroerosão da MT-3673, o desvio angular de linha de flanco ($f_{H\beta}$) sofreu a maior variação no desvio dimensional, resultando no maior grau de qualidade ($Q6$) e mantendo-se após o PVD. O desvio de forma de perfil (f_{fa}) e desvio passo total (F_p) atingiram o melhor grau de qualidade (Q), porém, após o PVD houve um decréscimo de $Q2$ e $Q3$ níveis, respectivamente, nesta variável. O desvio de passo individual (f_{pt}) e desvio de batimento radial (F_r) atingiram os maiores desvios dimensionais após o PVD e o seu grau de qualidade final foi $Q7$.

A ferramenta foi colocada na prensa excêntrica já mencionada neste trabalho e amostras de pinhões foram produzidas, tal como mostrado na figura 92.



Figura 92 – Área de montagem da ferramenta na prensa excêntrica. Amostra de pinhão produzida.

Foram produzidas 20 amostras de pinhões e a tabela 40 mostra o resultado do grau de qualidade alcançado em uma das amostras. Este resultado foi semelhante para as demais amostras. O anexo M mostra o relatório de medição do referido pinhão.

Para os desvios de perfil ($f_{f\alpha}$, $f_{H\alpha}$ e F_{α}), o pinhão atingiu o grau de qualidade $Q7$, com dois pontos acima da cavidade da matriz. Os desvios de passo (f_{pt} e F_p) reproduziram a cavidade da matriz com grau de qualidade $Q7$. Os desvios de hélice ($f_{f\beta}$, $f_{H\beta}$ e F_{β}) atenderam ao grau de qualidade $Q6$. Importante observar que até a tabela 37, os resultados foram através do software Quindos, onde o grau de qualidade era atribuído a cada grupo de quatro dentes. O GEAR PRO verifica o maior desvio entre os nove dentes e atribui o grau a partir deste resultado.

Tabela 40 – Resultados de desvios e grau de qualidade de pinhão produzido por cavidade de matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400.

| Grau de qualidade de engrenagem para pinhão com anéis de cintamento STRECON | | | | | | | | | | | | |
|---|------------|-----|------------|-----|------------|---------------|------------|-----|------------|-----|------------|-----|
| esquerdo | | | | | | direito | | | | | | |
| Q | 9 | Q | 8,7,6,5 | Q | 4,3,2,1 | DENTE | 1,2,3,4 | Q | 5,6,7,8 | Q | 9 | Q |
| | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | DESVIO | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | | $X(\mu m)$ | |
| 7 | -1 | 7 | 7 | 7 | 8 | $f_{H\alpha}$ | 6 | 7 | -6 | 7 | -7 | 7 |
| 7 | 8 | 7 | 12 | 7 | 12 | F_{α} | 10 | 7 | 9 | 7 | 9 | 7 |
| 7 | 7 | 7 | 8 | 7 | 9 | $f_{f\alpha}$ | 7 | 7 | 4 | 7 | 5 | 7 |
| 6 | -3 | 6 | 5 | 6 | 6 | $f_{H\beta}$ | -2 | 4 | -3 | 4 | 2 | 4 |
| 6 | 4 | 6 | 8 | 6 | 8 | F_{β} | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 |
| 6 | 4 | 6 | 5 | 6 | 6 | $f_{f\beta}$ | 4 | 6 | 6 | 6 | 5 | 6 |
| | | | | | 10 | f_{pt} | 9 | | | | | 7 |
| | | | | | 20 | F_p | 23 | | | | | 7 |
| | | | | | 20 | F_r^* | | | | | | |

O gráfico da figura 93 mostra o grau de qualidade (Q) devido aos desvios dimensionais de uma amostra de pinhão produzido pela MT-3673 com a aplicação de PVD. Os desvios de perfil ($f_{H\alpha}$, $f_{H\alpha}$, F_{α}) atingiram o grau $Q7$, os desvios de linha de flanco ($f_{f\beta}$, $f_{H\beta}$, F_{β}) resultaram em grau $Q6$ e os desvios de passo (f_p , F_p), o grau $Q7$. O desvio de batimento radial (F_r) apresentou $Q8$.

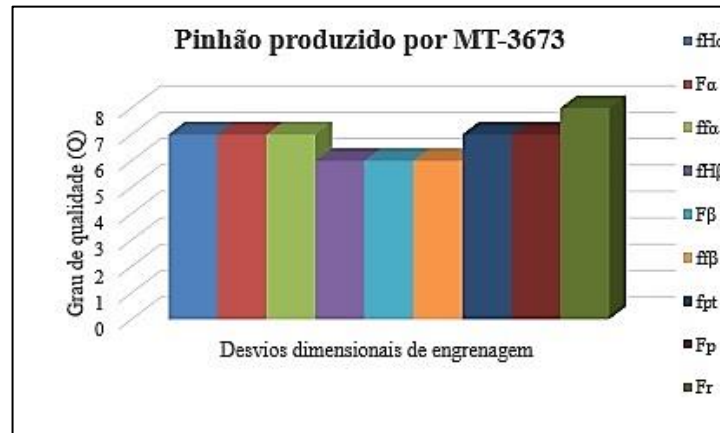


Figura 93 – Grau de qualidade (Q) X desvios dimensionais de pinhão produzido pela MT-3673.

A Tabela 41 apresenta os resultados de comparação entre um eletrodo de referência, de código EL-0330, o qual é usinado por eletroerosão em processo atual, e os eletrodos usinados por microusinagem e por eletroerosão a fio (utilizando as três máquinas e os dois diferentes tarugos para a CUT 2000 S), tendo como base para comparação as informações fornecidas na medição de cada um dos principais parâmetros. Foram analisados os dados de todos os dentes medidos (ambos os lados, direito e esquerdo) e o respectivo grau de qualidade máximo atingido para cada um dos parâmetros relevantes. As medições foram realizadas nas dependências da empresa ZEN, onde foi utilizada uma máquina tridimensional com o software *Quindos*. Para comparação, os eletrodos foram enviados para a Fundação CERTI e medidos em máquina ZEISS e software *GearPRO*.

Tabela 41 - Comparação do grau de qualidade dos eletrodos de acordo com cada parâmetro de medição.

| Desvio | | Grau de qualidade do eletrodo | | | | | | CUT 300 mS |
|----------------------|---------------|-------------------------------|-----------------|-------------------------|-------------------------|----------------------------------|------------------|------------------|
| | | Referência (EL-0330) | Microfresamento | Eletroerosão CUT 20P | Eletroerosão CUT 2000 S | | | |
| | | | | | Tarugo 2 furos | Tarugo 4 furos Medição ZEN | Medição Certi | |
| Perfil | $f_{H\alpha}$ | 9 | 11 | 11 | 7 | 7 | 6 | 5 |
| | F_{α} | 8 | 10 | 10 | 6 | 6 | 7 | 5 |
| | $f_{h\alpha}$ | 7 | 9 | 8 | 7 | 7 | 6 | 5 |
| Hélice | $f_{H\beta}$ | 4 | 4 | 7 | 2 | 3 | 1 | 2 |
| | F_{β} | 8 | 4 | 7 | 3 | 6 | 1 | 1 |
| | $f_{f\beta}$ | 7 | 5 | 7 | 4 | 6 | 1 | 0 |
| Passo | F_p | 4 | 4 | 12 | 5 | 4 | 2 | 4 |
| | f_p | 5 | 7 | 11 | 8 | 6 | 5 | 4 |
| Batimento radial | F_r | 6 | 4 | 12 | 7 | 4 | 3 | 5 |
| Grau de qualidade | | 9 | 11 | 12 | 8 | 7 | 7 | 5 |

Para avaliar a qualidade superficial dos perfis obtidos, três medições de rugosidade foram realizadas em dois dentes de cada um dos eletrodos. Este procedimento é ilustrado na figura 94.

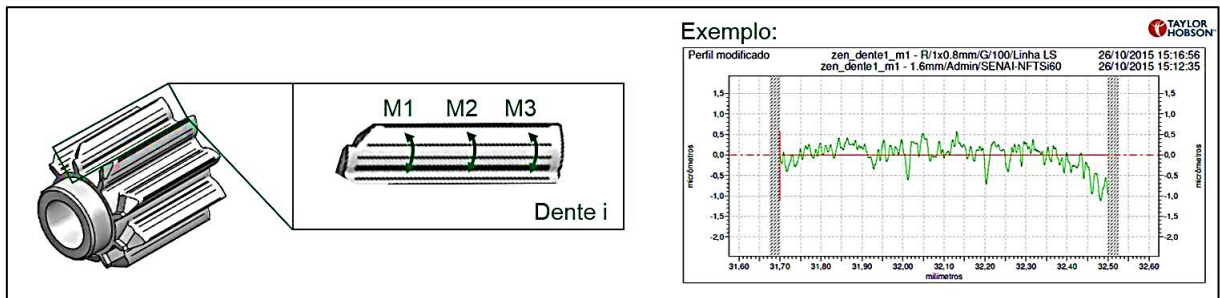


Figura 94 - Procedimento de medição de rugosidade no perfil do dente dos eletrodos usinados.

Devido à curvatura do perfil evolvente, apenas um comprimento limitado (~1 mm) pôde ser aferido no perfilômetro. A Tabela 42 apresenta os resultados de rugosidade para eletrodo.

Tabela 42 – Medição da rugosidade média (R_a) dos flancos de dentes dos eletrodos EL-0330 usinados.

| R_a (μm) | Microfresamento | | Eletroerosão a fio | |
|-------------------------|-----------------|---------|--------------------|---------|
| | Dente 1 | Dente 2 | Dente 1 | Dente 2 |
| M1 | 0,6214 | 0,5482 | 0,2154 | 0,3095 |
| M2 | 0,5082 | 0,5452 | 0,2477 | 0,2488 |
| M3 | 0,5298 | 0,4979 | 0,2833 | 0,2418 |
| Média | 0,5418 | | 0,2578 | |

Os resultados das tabelas 41 e 42 mostram que o processo de microfresamento é promissor para a fabricação de eletrodos em cobre, porém, necessita de maior pesquisa e otimização de seus parâmetros, onde os passes consecutivos e deslocados lateralmente (a_e) têm impacto no crescente desvio de forma de perfil dos dentes da engrenagem.

No caso dos eletrodos referência e usinado por microfresamento, o desvio angular de perfil ($f_{H\alpha}$) é a característica mais crítica e, portanto, determinante do grau de qualidade geral do eletrodo. Para a fabricação por eletroerosão com a CUT 20 P, o desvio de passo acumulado (F_p), o batimento radial (F_r) e desvio angular ($f_{H\alpha}$) são as características mais críticas. Já a fabricação por eletroerosão com a CUT 2000 S, o maior desvio foi no passo (F_r), sendo que provavelmente houve um deslocamento da peça durante a sua usinagem.

A inclusão da máquina CUT 300 mS nesta pesquisa proporcionou resultados superiores em relação aos obtidos pelas máquinas anteriores. Os resultados das tabelas 27 a 32 evidenciam a superioridade do processo desenvolvido para a usinagem com este modelo de máquina. A CUT 300 mS, além de possuir maior precisão de posicionamento e acabamento em relação às demais máquinas, também possui sistema interno de estabilização de temperatura em relação ao ambiente. Estas características, aliadas à conceitos particulares de projeto de engrenagem, contribuem para a obtenção de uma melhor qualidade de engrenagem dos eletrodos.

6 DISCUSSÕES DOS RESULTADOS

O desenvolvimento da ferramenta de extrusão de engrenagens de precisão a frio considerou etapas que passaram pela simulação numérica do comportamento dos anéis de cintamento e o seu resultado no produto de extrusão, definição das etapas de usinagem por eletroerosão para a fabricação de eletrodos e cavidade de matriz e a determinação das curvas de escoamento do aço SAE 10B22, utilizado na fabricação dos pinhões para impulsor de partida citados descritos neste trabalho.

As curvas mostradas nas figuras 17, 18 e 19 referentes ao aço SAE 10B22 e obtidas através do software *JMatPro* quando comparadas com as curvas obtidas através do ensaio de compressão (fig. 47, 48 e 49) mostram divergências no comportamento tensão-deformação, o que demonstra que ensaios experimentais são importantes para validar os resultados de simulação computacional. Considerando a deformação verdadeira (ϕ) de 0,02 à $T=20^{\circ}\text{C}$ e velocidade de deformação ($\dot{\phi}$) de 1 s^{-1} , o software *JMatPro* indica a tensão de escoamento igual a $343,4\text{ N/mm}^2$. O ensaio de compressão mostrou uma tensão de escoamento de $411,1\text{ N/mm}^2$. No caso da utilização das curvas do *JMatPro* nas simulações, os esforços de extrusão seriam menores, visto que, as o erro destas curvas em relação às obtidas por ensaio é deslocado em direção a zero, ou seja, as tensões de escoamento simuladas são menores. Isto pode causar erro no dimensionamento do projeto da ferramenta e, principalmente, dos anéis de cintamento.

Kang *et al.* (2007) [84] estudou o efeito da deformação elástica sobre matrizes de extrusão. A deformação elástica ocorre devido às etapas de carregamento, descarregamento e extração da peça. Portanto, a dimensão final da engrenagem será diferente daquela fabricada para a cavidade da matriz. O conceito de pré-tensionamento de matrizes por enrolamento de tiras proporciona maior resistência às altas tensões de extrusão direta a frio em comparação com os sistemas convencionais e, conseqüente, redução da deformação elástica da matriz, como estudado por Groenbaek e Nielsen (1997) [78].

A simulação computacional mostrou que quanto maior o estado de tensões compressivas da matriz, com a ação dos anéis de cintamento, menor será a sua deformação elástica. Os desvios dimensionais devido à expansão da matriz são reduzidos. Aliado a maior precisão na fabricação de geometria da cavidade da matriz por eletroerosão, os desvios de flanco da engrenagem extrudada a frio serão minimizados. A tabela 17 mostrou que o deslocamento ocorrido nas matrizes e anéis de cintamento após o pré-tensionamento foi superior para a ferramenta montada com os anéis por enrolamento de tiras, havendo uma maior contração nas matrizes internas de $0,05\text{ mm}$ em relação às matrizes pré-tensionadas pelo sistema de duplo anel.

As tensões tangencial (σ_t), axial (σ_z) e radial (σ_r) são superiores para a ferramenta por enrolamento de tiras. Desta forma, a tensão equivalente (σ_e) na região interna da cavidade da matriz é aproximadamente quatro vezes superior ao sistema de duplo anel. Esta característica proporciona uma menor deformação elástica dos componentes da ferramenta durante o ciclo de extrusão da engrenagem. A tensão equivalente (σ_e) calculada pela teoria de von Mises correspondeu aos resultados de simulação numérica, o que mostra o alinhamento com a teoria.

A simulação numérica do pinhão extrudado pela matriz por enrolamento de tiras mostrou o ponto 2, onde há a transição do perfil da geratriz para formação do dente, como o de concentração das maiores tensões e, desta forma, maior tensão equivalente (σ_e).

Pode-se notar que, no atual estágio de maturidade do processo, apenas o eletrodo fabricado pelo processo de eletroerosão a fio utilizando a máquina CUT 300 mS obteve resultado melhor ($Q5$) quando comparado com o eletrodo referência ($Q9$). Diversos fatores contribuíram para este resultado, sendo um deles quando utilizado o eletrodo com mais pontos de entrada do fio para a erosão. Isto se deve ao fato de com mais pontos de ancoragem da engrenagem no material que será removido, a peça se mantém mais rígida, garantindo melhor qualidade do corte por eletroerosão.

- A máquina de erosão por penetração FORM X400 proporcionou evolução nos resultados dimensionais. O desvio de perfil (α), o qual era o de mais baixa qualidade, teve melhora significativa. O desvio de forma de flanco ($f_{f\beta}$) sofreu uma variação em um dos dentes e apresentou grau $Q6$. Os demais desvios de Passo (F_p) e Batimento Radial (F_r) atingiram o grau de qualidade $Q5$.
- A utilização do terceiro eletrodo com afastamento reduzido em relação ao perfil final da cavidade foi fundamental na melhoria dos resultados. Este eletrodo teve a função de remover uma mínima camada de material e corrigir as deformações maiores provenientes das etapas anteriores.
- Os pinhões reproduzidos atenderam ao grau de qualidade $Q7$, havendo um desvio, como esperado, em relação ao grau de qualidade obtido na cavidade da engrenagem após a extração. Verificou-se que o grau de qualidade da cavidade da matriz sofreu piora com a desmontagem e aplicação do revestimento PVD. Esta etapa do processo necessita de ajustes para poder aplicar o menor erro possível ao resultado da usinagem por penetração da cavidade. Em paralelo, a melhoria no posicionamento dos eletrodos e referências de usinagem da ferramenta podem melhorar o grau de qualidade da cavidade, reduzir seus erros após o revestimento PVD, e obter um pinhão com maior precisão.

7 CONCLUSÕES

Os resultados das tabelas 34, 35, 36 e 37 evidenciaram que a diferença média de dois graus de qualidade de engrenagem da cavidade das matrizes e o seu produto de extrusão. A deformação elástica do ferramental, a qual proporciona uma deformação plástica no extrudado são fatores que contribuem para variação do grau de qualidade do perfil de engrenagem do pinhão.

Individualmente, a matriz montada com os anéis de compressão STRECON e usinada na máquina FORM X400 apresentou desvios de perfil (Q de 10 para 5), desvios de linha de flanco (Q de 8 para 5), desvios de passo (Q de 8 para 3) e batimento radial (Q de 9 para 5) reduzidos em relação a com anéis convencionais e usinados pela máquina Agietron Advance 3, o que resultou em grau de qualidade de engrenagem de maior precisão. Os resultados dos pinhões produzidos pela ferramenta do processo original, com anéis de cintamento convencionais e máquina de erosão de menor precisão, quando comparados com os pinhões dos anéis por enrolamento de tiras e matriz usinada pela FORM X400, tiveram melhora significativa. Os desvios de perfil tiveram seu grau de qualidade melhorado de $Q10$ para $Q7$, desvios de linha de flanco de $Q8$ para $Q6$. Os desvios de passo (Q de 8 para 7) e batimento radial (Q de 9 para 8) foram prejudicados pela etapa de desmontagem e revestimento da matriz, que elevou estes desvios da cavidade.

A simulação numérica foi realizada em uma primeira etapa para verificação do efeito dos anéis de cintamento no produto de extrusão. A segunda etapa de simulação, onde o aumento do pré-tensionamento na ferramenta foi aplicado devido ao aumento da interferência de montagem, mostrou que é possível minimizar o efeito do comportamento elástico da ferramenta com o correto dimensionamento dos anéis de cintamento. A análise por simulação numérica dos dois sistemas de pré-tensionamento mostrou que o sistema por enrolamento de tiras proporciona uma rigidez global superior ao sistema convencional de duplo anel. O efeito dos anéis por enrolamento de tiras foi fundamental na melhoria da qualidade de engrenagem extrudada a frio.

Estudos indicaram que a usinagem de precisão de eletrodos e cavidade da matriz, baseado na geometria dos flancos e a conseqüente redução dos seus desvios podem resultar em graus de qualidade de engrenagem superiores nos produtos de extrusão a frio. Estes conceitos, apoiados pela tecnologia adequada de fabricação de ferramentas, a qual está relacionada ao maquinário utilizado para fabricação, bem como, a medição correta do que é fabricado, são fundamentais para atingir o grau de qualidade de engrenagem desejada.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O processo proposto para a fabricação de ferramentas de precisão mostrou-se robusto e eficiente. Contudo, outras técnicas de fabricação de eletrodos podem ser estudadas, principalmente, a tecnologia de microfresamento vista neste estudo, porém, pouco explorada. O microfresamento para a fabricação de eletrodos apresentou potencial e pode ser refinado. Este é um estudo sugerido para continuidade.

A tecnologia de pré-tensionamento de ferramentas desenvolvida pela empresa STRECON é eficiente e atribui maior resistência ao ferramental. Entretanto, o sistema é considerado de alto custo, se comparado com o sistema de anéis convencionais. O estudo por simulação computacional e ensaios práticos para definição de uma tecnologia de mais baixo custo e rendimento similar estaria no escopo dos próximos trabalhos.

A velocidade de deformação tem impacto direto na qualidade resultante da engrenagem extrudada. A aplicação de prensas com sistema de servo-acionamento, onde as curvas de atuação da prensa podem ser programadas, em conjunto com uma ferramenta fabricada com alta precisão, é um escopo de próximos estudos a serem realizados.

Outro importante ingrediente é o custo envolvido da ferramenta. O custo das matrizes está entre 10 e 15% do custo do extrudado, entretanto, o custo indireto pode ser superior à 70%. Isto inclui o custo dos materiais e usinagem das matrizes. O custo variável na conclusão das matrizes é importante. Se a qualidade da matriz for comprometida, isto pode parar uma produção. Em resumo, a redução de sucata e a longa vida útil de ferramentas são a mais efetiva forma de redução de energia e custos, os quais são objetivo de qualquer especialista de processos ou supervisor de planta. Metas como estas são essenciais para a sobrevivência de forjarias em longo prazo, bem como, a sustentabilidade de uma nova geração de componentes próximos de sua forma final com alta precisão.

O controle de custos de fabricação relacionado com gerenciamento da vida útil de ferramentas de extrusão é escopo para estudos futuros.

9 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] MATSUBARA, S., KUDO, H., *Devising and calibration of a simple sensor for determining pressure distribution on tool-workpiece interfaces*, J. Jpn. Soc. Technol. Plasticity 32, p. 589-596, 1991.
- [2] MATSUBARA, S., KUDO, H., *Non-uniform pressure distribution on punch nose surface in axisymmetric cold forging process*, J. Jpn. Soc. Technol. Plasticity 32, p. 874-879, 1991.
- [3] MURATA, Y., *Measurement of die deformation in forging by capacitive displacement transducer*, in: Proceedings on the Fourth International Conference on Technology of Plasticity, pp. 1216-1221, 1993.
- [4] HILLERY, M.T., *An embedded-strain-gauge technique of stress analysis in rod drawing*, Journal of Materials Processing Technology 47, p. 1-12, 1993.
- [5] RADDAD, B., KOCANDA, A., *On the strength criteria for high stressed ring-shaped dies*, in: Proceedings of the Fourth International Conference on Technology of Plasticity, p. 5-9, 1993.
- [6] LEE, Y.S.; LEE, J.H.; *Experimental and analytical evaluation for elastic deformation behaviors of cold forging tool*, Journal of Materials Processing Technology 127, p. 73–82, 2002.
- [7] LEE, Y.S.; LEE, J.H.; *Analysis of the elastic characteristics at forging die for the cold forged dimensional accuracy*, Journal of Materials Processing Technology 130/131, p. 532–539, 2002.
- [8] LEE, Y.S.; LEE, J.H.; *Finite element modeling approaches to the accurate dimensional prediction for a cold-forged part*, J. Eng. Manuf. 218, p. 1709–1722, 2004.
- [9] ROSOCHOWSKI, A.; BALENDRA, R.; *Secondary yielding of forged components due to unloading*, Journal of Materials Processing Technology 115, p. 233–239, 2001.
- [10] BRESCIANNI, E. *et al.*; *Conformação Plástica dos Metais*, 4a. Edição, Editora da Unicamp, Campinas, 1991.
- [11] ALTAN, T.; *Conformação de Metais: Fundamentos e Aplicações*, Publicação EESCUSP, São Carlos/SP, 1999.
- [12] SCHULER, *Metal Forming Handbook*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1998.

- [13] BILLIGMANN, J.; FELDMANN, H. D.; *Estampado y prensado a máquina*, 2ª edição, Ed. Reverté, 1979.
- [14] DIETER, G. E.; *Metalurgia Mecânica*, 2ª Edição, Editora Guanabara Dois, RJ, 1981.
- [15] MEIDERT, M.; HANSEL, M.; *Net-shape cold forging to close tolerances under QS 9000 aspects.*, Journal of Materials Processing Technology. v. 98, p. 150-154, 2000.
- [16] LANGE, K.; CSER, L.; GEIGER, M.; KALS, J.A.G.: *Tool Life and Tool Quality in Bulk Metal Forming*. CIRP Annals 41, p. 667-675, 1992.
- [17] VDI 3186; *Tools for Cold Extrusion of Steels, Design, Manufacturing, Maintenance of Punches and Mandrels*; Verein Deutscher Ingenieure, vol. 2, 1974.
- [18] VDI 3185; *Calculation of the obtained punch force and the greatest extrusion force for rod and solid extrusion of steel at room temperature*, Verein Deutscher Ingenieure, 1970.
- [19] VDI 3138; *Cold Forging of Steel – Application, Examples of Products, Economical Views*; Verein Deutscher Ingenieure, vol. 3, 1999.
- [20] VDI 3176; *Prestressed Dies for Cold Forging*; Verein Deutscher Ingenieure, vol. 3, 1985.
- [21] VDI 3186; *Tools for Cold Extrusion of Steels, Design, Manufacturing, Maintenance, Calculation of Dies (Dies Assemblies)*; Verein Deutscher Ingenieure, vol. 3, 1974.
- [22] SCHAEFFER, L.; *Forjamento – Introdução ao Processo*; Porto Alegre, Imprensa Livre, 2006.
- [23] TSCHÄTSCH, H.; *Handbuch Umformtechnik*; Darmstadt, Hoppenstedt Technik Tabellen Verlag, 1984.
- [24] DRAKE, R.; THROOP, J.; *Source Book on Cold Forming*, American Society for Metals, Metals Park, Ohio, 1975.
- [25] VETTER, J. *et al.*; *Hard coatings for lubrication reduction in metal forming*, Surface and Coatings Technology, vol. 86-87, p. 739-747, 1996.
- [26] SMITH, L.; *Thin-Film Deposition: Principles and Practice*, p. 3-4, 1995.
- [27] OERLIKON BALZERS; Disponível em <https://www.oerlikon.com/ecomaXL/files/balzers/oerlikon_HQ163EN_BALINIT_DUPLEX_Serie.pdf>. Acessado em agosto de 2018.
- [28] JAHNKE, H.; RETZKE, R.; WEBER, W.; *Umformen und Schneiden*. VEB Verlag Technik, Berlin, 1972.

- [29] BOWDEN, F. B.; TABOR, D.; *The Friction and Lubrication of Solids*, Part 1, Oxford University Press, Oxford, 1950.
- [30] ERINOSHO, M. F.; AKINLABI, E. T.; *Study of Friction during Forging Operation*, Proceedings of the World Congress on Engineering, Vol. II, June, 29 – July, 1st, London, 2016.
- [31] GARCÍA-DOMÍNGUEZ, A.; CLAVER, J.; CAMACHO, A. M.; SEBASTIÁN, M. A.; *Comparative Analysis of Extrusion Processes by Finite Element Analysis*, 25th DAAAM International Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation, 2014, published by Procedia Engineering, vol. 100, p. 74–83, 2015.
- [32] ZHANG, Q.; FELDER, E.; BRUSCHI, S.; *Evaluation of friction condition in cold forging by using T-shape compression test*, Journal of Materials Processing Technology, 209, p. 5720-5729, 2009.
- [33] GEIGER, R.; WOSKA, R.; *Fliesspressen*. Carl Hansen Verlag. Munchen Wien, 1984.
- [34] RODRIGUES, J.; MARTINS, P.; *Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica*, vol. 1 – Fundamentos Teóricos. Lisboa. Escolar editora, 2005.
- [35] LUND, E.; ANDRESEN, H.; JEPSEN, C.; *Tool Optimization by Means of Effective Prestressing System*, STRECON A/S, Sonderborg, Denmark, 2015.
- [36] TEKKAYA, E. *et. al.*: *History and Future of Cold Forging in Europe*, Presentation at the 40th International Cold Forging Group, Plenary Meeting, Padova, Italy, September 2007.
- [37] NICHIDAI CORPORATION; Disponível em <<http://www.nichidai.jp/english/catalog/pdf/Strecon.pdf>>. Acesso em agosto de 2018.
- [38] ANDRESEN, H.; LUND, E.; *Tooling Solutions for Cold and Warm Forging Applications for Automotive and other Segments*, Uddeholm Automotive Seminar, 2008.
- [39] MODIANO, S.; CARREÑO, J. A.; FUGIVA RA, C. S.; BENEDETTI, A. V.; *Effect of hydrogen charging on the stability of SAE 10B22 steel surface in alkaline solution*. Electrochimica Acta, Brazil, v. 51, n. 4, p. 641-648, 2005.
- [40] CASARIN, S., J.; *Caracterização da temperabilidade de aço C-Mn microligado ao Boro, através de dilatometria e curvas de transformação de fases por resfriamento contínuo*. EESC, USP, 1996.
- [41] SENTE SOFTWARE; Disponível em <<https://www.sentesoftware.co.uk>>. Acesso em agosto de 2018.

- [42] ISO 1328-1, *Cylindrical Gears - ISO system of flank tolerance classification, Part 1. Definitions and allowable values of deviations relevant to flanks of gear teeth*, 2013.
- [43] ISO 1328-2; *Cylindrical Gears - ISO system of accuracy – Part 2. Definitions and allowable values of deviations relevant to radial composite deviations and runout information*, 1997.
- [44] QUALITY TRANSMISSION COMPONENT, *Elements of Metric Gear Technology*. Disponível em: <http://www.qtcgears.com/>
- [45] DUDLEY, D. W.; *Handbook of Practical Gear Design*. McGRAW-HILL, New York, First Edition, 1954.
- [46] DUDLEY, D. W.; *Gear Handbook. The Design Manufactured and Application of Applications*. New York: McGRAW-HILL, First Edition, 1962.
- [47] NBR 12230; *Sistema Internacional*. Prescrição para sua aplicação. Rio de Janeiro: ABNT, 24 p., 1992.
- [48] VDI/VDE 2613; *Pitch Testing on Gearings – Spur Gear (Cylindrical Gear), Worm wheels, Bevel gears*, 1983.
- [49] VDI/VDE 2612; *Testing of Involute Cylindrical Gears -Tooth trace testing. Part 2*, 1980.
- [50] SANTOS JUNIOR, M. J; IRIGOYEN, E. R. C.; *Metrologia Dimensional: teoria e prática*, Porto Alegre, Ed. Universidade/UFRGS, ISBN 85-7025-308-7, 1995, 222 p.
- [51] PINTO, A., *Velocidade Periférica de Engrenagens*. Recife. 2001. Disponível em: <<http://www.upemecanica.hpg.ig.com.br/velperif.pdf>>. Acesso em agosto 2016.
- [52] KRANZ, R.; WENDL, F.; WUPPER; *Influence of EDM conditions on the toughness of tool steels*. Thyssen Edelst. Techn. Ber, 5, p. 100-105, 1990.
- [53] MARAFONA, J. D.; *Processos de electroerosão por penetração e fio*, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, 2002.
- [54] McGEOUGH, J. A.; *Advanced Methods of Machining*, Chapman and Hall, Cambridge, 1988.
- [55] FERRARESI, D.; *Usinagem dos metais*, São Paulo: EdgardBlücher, 1v, 1970-2000.
- [56] AMORIM, F. L.; *Tecnologia de Eletroerosão por Penetração da Liga de Alumínio AMP 8000 e da Liga de Cobre CuBe para Ferramentas de Moldagem de Materiais Plásticos*, Tese

(Doutorado em Engenharia Mecânica). Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC, Florianópolis, Brasil, 147f, 2002.

[57] FLAÑO, O.; AYESTA, I.; IZQUIERDO, B.; SÁNCHEZ, J. A.; RAMOS, J. M.; *Experimental study on the influence of electrode geometry and electrode path on wear pattern in EDM*. 19th CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining, Spain, Procedia CIRP 68, p. 405 – 410, 2018.

[58] GUITRAU, E. P., *The EDM Handbook*, Hanser Gardner Publications, Cincinnati, 1997.

[59] DAVIM, J. P., *Princípios da Maquinagem*, Livraria Almedina, Coimbra, 1995.

[60] HENTZ, E. A.; SCHAEFFER, L.; KNOLL, P. K.; *Influência da Curva de Escoamento na Simulação Computacional do Processo de Forjamento a Quente da Liga de Titânio Ti-6al-4v*. Ciência & Engenharia, v. 16, n. 1/2, p. 53-59, 2007.

[61] CLOUGH, R.; *The Finite Element Method in Place Stress Analysis*. In: Anais da 2. Conference on Electronic Method. International Computation.”, Pittsburgh: American Society of Civil Engineers., p. 345-378, 1960.

[62] TURNER M.; CLOUGH, R.; MARTIN, H.; TOPP, I.; *Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures*. Journal of the Aeronautical Sciences, v. 23, n. 9, p. 805-821, 1956.

[63] SNAPE, G.; CLIFT, S.; BRAMLEY, A.; *Parametric sensitivity analyze for FEA of hot steel forging*. Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam, v. 125-126, p. 353-360, 2002.

[64] GF MACHINING SOLUTIONS; Disponível em <http://www.gfms.com/country_BR/en/Products/EDM/wire-cut-edm/high-speed-machining/cut-20-p.html>. Acessado em agosto de 2016.

[65] GF MACHINING SOLUTIONS; Disponível em <http://www.gfms.com/country_BR/en/Products/EDM/wire-cut-edm/high-speed-machining/cut-2000-p.html>. Acessado em setembro de 2016.

[66] GF MACHINING SOLUTIONS; Disponível em <http://www.gfms.com/country_BR/en/Products/EDM/wire-cut-edm/high-speed-machining/cut-300-ms.html>. Acessado em fevereiro de 2017.

[67] GF MACHINING SOLUTIONS; Disponível em <http://www.gfms.com/content/dam/gfac/proddb/edm/die-sinking/de/agiecharmilles-form-x-400-600_de.pdf>. Acessado em janeiro de 2018.

[68] KERN-MICROTECHNIK; Disponível em <<http://www.kern-microtechnik.com/en/machine-tool-manufacture/products/kern-pyramid-nano/>>. Acessado em junho de 2016.

- [69] LAI, X. et al: Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 48 (2008) 1-14.
- [70] SON, S. M. et al: Effects of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 45 (2005) 529535.
- [71] DIETER, G. E.; *Mechanical Metallurgy*. McGraw-Hill Book Co., 3rd edition, 1988.
- [72] ENGINEERS EDGE; Disponível em <https://www.engineersedge.com/materials/specific_heat_capacity_of_metals_13259.htm>. Acessado em fevereiro de 2019.
- [73] AÇOS BÖHLER-UDDEHOLM; Disponível em <<http://www.bohler-uddeholm.com.br/media/K340DE.pdf>>. Acessado em agosto de 2018.
- [74] NIAKI, K. S.; VAHDAT, S. E.; *Optimization of Tensile Properties of AISI S1 Tool Steel*, The Indian Institute of Metals – IIM, 2015.
- [75] JONES, B. V.; *Temperature and Stress Effect Modeling in Fatigue of H13 Tool Steel at Elevated Temperatures with Applications in Friction Stir Welding*, Brigham Young University, Department of Mechanical Engineering, 2015.
- [76] JAHNKE, H.; RETZKE, R.; WEBER, W.; *Umformen und Schneiden*, VEB Verlag Technik, Berlin, 1973.
- [77] CPM GmbH; Disponível em <<https://www.cpmgmbh.com>>. Software licenciado.
- [78] GROENBAEK, J.; NIELSEN, E. B.; *Stripwound containers for combined radial and axial prestressing*, STRECON Technology, *Journal of Materials Processing Technology* *Journal of Materials Processing Technology*, 71, p. 30-35, 1997.
- [79] GROENBAEK, J.; NIELSEN, E. B.; *New Developments in the Design of High Performance, Stripwound Cold Forging Tools*, *Journal of Materials Processing Technology*, 46 p. 87-97, 1994.
- [80] HINSEL, C.; BISGAARD, A.; ANDRESEN, H.; *How to model STRECON stripwound containers in the FE analysis of forging dies*, STRECON A/S, 2013.
- [81] CRUZ, M.; OLIVEIRA, C.; *Efeito da composição química, da atmosfera cementante e dos ciclos termoquímicos na microestrutura e dureza de aços baixo carbono cementados e temperados*, Dissertação de Mestrado, UFSC, Florianópolis, 2014.

- [82] CASTRO, R. M.; *Critério de projeto para engrenagens helicoidais aplicadas em transmissões mecânicas veiculares*, 2005, 220 f., Dissertação (Mestrado Profissionalizante em Engenharia Automotiva), Escola Politécnica da USP, São Paulo, 2005.
- [83] ASM HANDBOOK; *Failure Analysis and Prevention*; ASM International, vol. 11, 2002.
- [84] KANG, J. H.; LEE, K. O.; JE, J. S.; KANG S. S.; *Spur Gear Forging Tool Manufacturing Method considering Elastic Deformation due to Shrink Fitting*, Journal of Materials Processing Technology, p. 187-188, 2007.
- [85] HO, K. H.; NEWMAN, T. S.; *State of the art electrical discharge machining (EDM)*. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 43, p. 1287 – 1300, 2003.
- [86] STEVE, C.; SOMMER, P.; *Complete EDM Handbook*. www.ReliableEDM.com, 2015.
- [87] REBELO, J. C.; MORAO DIAS, A.; KREMER, D.; LEBRUN, J. L.; *Influence of EDM pulse energy on the surface integrity of martensitic steels*. Journal of Materials Processing Technology, 84, p. 90-96, 1998.
- [88] MENDANHA, A.; *Estudo da resistência à fratura do aço ferramenta para trabalho a frio do aço AISI D2*. Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da USP, 2004.
- [89] CUSANELLI, G.; HESSLER-WYSER, A.; BOBARD, F.; DEMELLAYER, R.; PEREZ, R.; FLÜKIGER, R.; *Microstructure at submicron scale of the white layer produced by EDM technique*. Journal of Materials Processing Technology, 149, p. 289-295, 2004.
- [90] BÜLENT EKMEKCI; *Residual stresses and white layer in electric discharge machining (EDM)*. Applied Surface Science, 253, p. 9234-9240, 2007.
- [91] PINEDO, C. E.; MEDANHA, A.; GOLDENSTEIN, H.; *Influência da microestrutura da matéria-prima e do tratamento térmico na resistência à fratura do aço AISI D2*. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, p. 54-64, 2006.
- [92] AMORIM, F. L. e WEINGAERTNER, W.L., *The behavior of graphite and copper electrodes on the finish die-sinking electrical discharge machining (EDM) of AISI P20 tool steel*, Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, J. Braz. Soc. Mech. Sci. & Eng. vol.29 no.4 Rio de Janeiro, 2007.
- [93] ARANTES, L. J., *Avaliação do Desempenho de Fluidos Dielétricos no Processo de Usinagem por Descarga Eléctricas*, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, MG, 2001.

- [94] BUTTON, S.; *Planejamento do processo e projeto de ferramentas para o forjamento a frio*, UNICAMP, Dpto. de Engenharia Mecânica, 1999.
- [95] JHA B., RAM K., eRAO M., *An overview of technology and research in electrode design and manufacturing in sinking electrical discharge machining*, Journal of Engineering Science and Technology Review 4 (2) pg. 118-130, 2011.
- [96] DROZDA, T. J.; WICK, C., *Tool and manufacturing engineers handbook*. 4. ed. Dearborn: Society of Manufacturing Engineers, 5 v, 1983.
- [97] KLOCKE, F. KÖNIG, W., *Fertigungsverfahren 1, Drehen, Fräsen, Bohren*, 8° Auflage, Springer, Berlin, 2008.
- [98] KRATOCHVIL, R., *Fresamento de Acabamento em Altas Velocidades de Corte para Eletrodos de Grafita Industrial*, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, 2004.
- [99] SOMMER, C; SOMMER, S., *Complete EDM Handbook*, Advance Pub, <http://www.reliableedm.com/Complete-EDM-Handbook.php>, 2005.
- [100] OSAKADA, K.: *Cold Forging in Japan*, Presentation at the 40th International Cold Forging Group, Plenary Meeting, Padova, Italy, September 2007.
- [101] GROENBAEK, J; HINSEL, C.; *Improved Fatigue Life and Accuracy of Precision Forging Dies by Advanced Stripwound Prestressing System*, SME Clinic on Precision Forging Technology, Columbus, Ohio, USA, Nov. 10, 2000.
- [102] GROENBAEK, J.; HINSEL, C.; *Optimization of Tool Life & Performance Through Advanced Material and Prestress Design*, NACFG Conference, Columbus, Ohio, USA, September, 2003.
- [103] HÄNSEL, M. e GEIGER, R.; *Leightweight Construction Using Near-Net-Shape Cold Forgings*. Technische Mitteilungen Krupp 2, p. 83-90, 1995.
- [104] SCHAEFFER, L.; *Conformação dos Metais – Metalurgia & Mecânica*. Editora Riegel, 1995.
- [105] BIGNETTI, R.A.; *Comparação entre Simulações pelos Métodos de Elementos Finitos (FEM) e das Tiras (Slab Method) e Resultados Experimentais no Forjamento a Frio em Aço Inoxidável AISI 304*. Dissertação de Mestrado. PPGEM/UFRGS. 1995.

- [106] KUDO, H; NAKAGAWA, T.; TAMURA, K.; *Cropping of Steel Bar – its mechanism and practice*. ICFG - International Cold Forging Group 1967-1992 Objectives History Published Documents CIRP, Paris, 1992.
- [107] KRÜGER, L.N.; *Análise de Parâmetros na Obtenção de Curvas de Escoamento*. Dissertação de Mestrado. PPGEM/UFRGS. 1995.
- [108] GILAPA, G.M.M.; *Conformação de Precisão do Aço Inoxidável Austenítico ABNT 304*. Dissertação de Mestrado. PPGEM/UFRGS. 1995.
- [109] ESPINOZA, M.M.; *Influência dos Tratamentos Térmicos na Plasticidade do Aço AISI 1050, para a Conformação a Frio*. Dissertação de Mestrado. PPGEM/UFRGS. 1997.
- [110] ROBERTS, G.A. CARY, R.A.; *Tool Steels*. 4ª. Ed. ASM, p. 493 – 494, 1980.
- [111] KAMMERER, M.; *Produção de Peças Extrudadas Complexas com Materiais não Convencionais*. Anais do IX Seminário Nacional de Forjamento. Volume V. Editores: Paulo Regner e L. Schaeffer, Porto Alegre, pg. 66-80, 1988.
- [112] GEIGER, R.; *State of the Art and Future Developments in Precision Cold Forging*. Anais do IX Seminário Nacional de Forjamento. Volume V. Editores: Paulo Regner e L. Schaeffer, Porto Alegre, pg. 92-110, 1988.
- [113] BEHRENS, B.-A.; MATTHIAS, T.; CZORA, M.; POELMEYER, J.; AHRENS, M.: *Improving the accuracy of numerical investigations of multi-stage sheet metal processes by coupling a process FE analysis with the machine simulation*. In: Denkena, B. (edtr.): Proc. 1st Int. Conf. on Process Machine Interactions PMI, Hannover, Germany, p. 133-139, 2008.
- [114] BERGER, C.; SCHEERER, H.; ELLERMEIER, J.: *Modern materials for forming and cutting tools – overview*. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 41, p. 5-1, 2010.
- [115] BOBZIN, K.; LUGSCHEIDER, E.; PIÑERO, C.: *New PVD-coating concepts for highly stressed tools for environmentally compatible manufacturing processes*. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 35, 10/11, p. 851-857, 2004.
- [116] BRECHER, C.; SCHAPP, L.; TANNERT, M.; *Simulation-aided optimization of multistage dies – Coupled simulation of forging processes with non-linear-elastic machine models*. In: Denkena, B. (edtr.): Proc. 1st Int. Conf. on Process Machine Interactions PMI, Hannover, Germany, p. 167-174, 2008.

- [117] ENGEL, U.; GEIGER, M.; KROISS, T.; VÖLKL, R.; *Process-machine interactions in cold forging – calculation of press / tooling stiffness and its integration into FE process simulation*. In: Yang, D.Y. (edtr.): Proc. of the 9th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP), Gyeongju, Korea, p. 1735-1740, 2008.
- [118] GENSERT, H.: *Thread forming*. In: Proc. 43rd ICFG Plenary Meeting, 13.-14, Darmstadt, Germany, Sep, 2010.
- [119] GROSSMANN, K., WIEMER, H.; *Maschine, Werkzeug und Prozess – ein ganzheitliches System*. In: Proc. 6th Sächsische Fachtagung Umformtechnik, Dresden, Germany, p. 210-227, 1999.
- [120] GROSSMANN, K.; HARDTMANN, A.; WIEMER, H.; *An advanced forming process model including the interactions between machine, tool and process*. In: Denkena, B. (edtr.): Proc. of 1st Int. Conf. on Process Machine Interactions PMI, Hannover, Germany, p. 125-132, 2008.
- [121] GROENBAEK, J.; *RAP – Robot Assisted Polishing – roboterunterstütztes Polieren von Umformwerkzeugen*, 23. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer, VDI, Düsseldorf; Jan 2008. English Powerpoint version: Workshop “Steel polishing” Fraunhofer Institute for Production Technology, Aachen, Oct 2008.
- [122] GROENBAEK, J; AYGEN, M; *High performance die technology that supports high service life and parts of high accuracy*, JSTP Forging Group Meeting, 21, Nagoya, JPN, 2009.
- [123] HÄNSEL, M.; *Der Werkzeugbau im Spannungsfeld von Markt- und Kundenanforderungen in der Kaltmassivumformung*. 3. Böhler Werkzeugstahl-Symposium, Neue Entwicklungen im Werkzeugbau, Heidelberg, DE, 15.-16. Mar, 2006.
- [124] HINSEL, C.; *Anforderungen an Werkzeugstähle in der Massivumformung hinsichtlich Fertigung und Einsatzbedingungen*. 4. Böhler Werkzeugstahl-Symposium, Mannheim, Germany, 8.-9. April 2008.
- [125] HINSEL, C.; *Surface characterization of cold forging tools*. ICFG Workshop “Surface Finishing of Cold Forging Tools”, Sonderborg, Denmark, 16 April 2008.
- [126] HOFMANN, T.; RAEDT, H.-W.; *Net shape splines and near net shape gears by forging*. In: Yoshida, Y.; Matsumoto, R.: Proc. 5th JSTP International Seminar on Precision Forging, Kyoto, Japan, 16-19, p. 87-92, March 2009.

- [127] TOOL LIFE & TOOL QUALITY IN COLD FORGING – *Part One: General Aspects of Tool Life* (ICFG Doc. No. 14/02), Bamberg: Meisenbach 2002.
- [128] TOOL LIFE & TOOL QUALITY IN COLD FORGING – *Part Two: Quality Requirements for Tool Manufacturing* (ICFG Doc. No. 16/04), Bamberg: Meisenbach 2004.
- [129] TOOL LIFE & TOOL QUALITY IN COLD FORGING – *Part Three: Application of PM- steel and tungsten carbide material for cold forging tools - a comparison between Europe & Japan* (ICFG Doc. No. 17/06), Bamberg: Meisenbach 2006.
- [130] KLOCKE, F.; GERSCHWILER, K.; CORDES, S.; FRITSCH, R.: *PVD coating systems for environmentally friendly machining*. In: International Symposium on Friction, Wear and Wear Protection, 09.-11. April 2008, p. 541-546, Aachen 2009.
- [131] KROISS, T.; ENGEL, U.; MERKLEIN, M.; *Modelling of the behavior of a cold forging process considering the deflection of tooling system and press*, In: Altintas, Y. (edtr.): Proc. 2nd Int. Conf. on Process Machine Interactions PMI, Vancouver, Canada 2010.
- [132] KUGLER, P.; GROPP, S.; DIERKEN, R.; GOTTSCHLING, S.; *Temperature controlled surface hardening of industrial tools—experiences with 4 kW-diode-laser*. In: Geiger, M.; Otto, A.: Proc. 3rd Laser Assisted Net Shape Eng. LANE, Erlangen, Germany, p. 191–198, 2001.
- [133] MERKLEIN, M.; *Manufacturing of complex functional components with variants by using a new sheet metal forming process*. In: Ruan, X.-Y. (edtr.): Proc. of 42nd ICFG Plenary Meeting, Shanghai, 2009.
- [134] MERKLEIN, M.; KOCH, J.; SCHNEIDER, T.; OPEL, S.; VIERZIGMANN, U.: *Manufacturing of complex functional components with variants by using a new metal forming process – sheet-bulk metal forming*. Int. J. Material Forming 3, p. 347-350, 2010.
- [135] www.utfscience.de III/2011 Engel, U. et al: Tooling solutions p. 24/24 Verlag Meisenbach GmbH, Franz-Ludwig-Straße 7a, 96047 Bamberg www.umformtechnik.net.
- [136] QUINTENZ, G.; RAEDT, H.-W.; *Global manufacturing excellence of lightweight transmission components*. 3rd CTI Symposium Automotive Transmission North America, Detroit (MI), USA, 12-14 May 2009.
- [137] RAEDT, H.-W.; *Advanced design and manufacturing of forged components for automotive applications*. JSAE Spring Congress, Pacifico, Yokohama, Japan, 23 May 2008.

10 ANEXOS

ANEXO A

Dados simulados das curvas de escoamento verdadeiras p/ o aço SAE 10B22 ($\dot{\phi}=0,01 \text{ s}^{-1}$). Fonte: JMatPro

| Deformação verdadeira (ϕ) | Velocidade de deformação $0,01 \text{ s}^{-1}$ ($\dot{\phi}$) | | | | | |
|-------------------------------------|---|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | Tensão de escoamento (N/mm^2) | | | | | |
| | T = 20°C | T = 100°C | T = 200°C | T = 300°C | T = 400°C | T = 500°C |
| 0 | 170,7 | 122,2 | 90,4 | 74,4 | 65,8 | 61,4 |
| 0,02 | 323,1 | 273,2 | 235,1 | 210,7 | 192,4 | 177,1 |
| 0,06 | 398,9 | 348,9 | 308,4 | 280,3 | 257,0 | 235,5 |
| 0,10 | 440,6 | 391,3 | 350,3 | 320,3 | 294,2 | 269,0 |
| 0,12 | 456,6 | 407,8 | 366,5 | 335,9 | 308,8 | 282,2 |
| 0,16 | 483,0 | 435,1 | 393,8 | 362,2 | 333,2 | 304,2 |
| 0,20 | 504,6 | 457,6 | 416,4 | 384,0 | 353,6 | 322,5 |
| 0,22 | 514,1 | 467,6 | 426,5 | 393,7 | 362,6 | 330,7 |
| 0,26 | 531,2 | 485,6 | 444,6 | 411,3 | 379,1 | 345,4 |
| 0,30 | 546,3 | 501,6 | 460,8 | 427,1 | 393,8 | 358,6 |
| 0,32 | 553,3 | 508,9 | 468,3 | 434,4 | 400,6 | 364,8 |
| 0,36 | 566,2 | 522,7 | 482,3 | 448,0 | 413,3 | 376,2 |
| 0,40 | 578,1 | 535,3 | 495,2 | 460,5 | 425,1 | 386,7 |
| 0,42 | 583,6 | 541,2 | 501,3 | 466,5 | 430,6 | 391,7 |
| 0,46 | 594,1 | 552,5 | 512,8 | 477,7 | 441,2 | 401,1 |
| 0,50 | 603,9 | 563,0 | 523,6 | 488,3 | 451,1 | 410,0 |
| 0,60 | 626,0 | 586,7 | 548,1 | 512,2 | 473,5 | 430,1 |
| 0,70 | 645,2 | 607,6 | 569,6 | 533,4 | 493,3 | 447,8 |

ANEXO B

Dados simulados das curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\phi}=1 \text{ s}^{-1}$). Fonte: JMatPro

| Deformação verdadeira (ϕ) | Velocidade de deformação 1 s^{-1} ($\dot{\phi}$) | | | | | |
|----------------------------------|--|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | Tensão de escoamento (N/mm^2) | | | | | |
| | T = 20°C | T = 100°C | T = 200°C | T = 300°C | T = 400°C | T = 500°C |
| 0 | 190,5 | 137,1 | 101,9 | 84,0 | 74,3 | 69,2 |
| 0,02 | 343,4 | 290,7 | 250,5 | 224,8 | 205,5 | 189,3 |
| 0,06 | 419,8 | 367,8 | 325,9 | 296,7 | 272,5 | 250,1 |
| 0,10 | 461,6 | 410,8 | 368,7 | 337,9 | 311,0 | 285,0 |
| 0,12 | 477,5 | 427,4 | 385,3 | 353,9 | 326,0 | 298,6 |
| 0,16 | 503,9 | 455,0 | 413,1 | 380,9 | 351,2 | 321,4 |
| 0,20 | 525,3 | 477,7 | 436,1 | 403,2 | 372,2 | 340,3 |
| 0,22 | 534,8 | 487,7 | 446,3 | 413,1 | 381,5 | 348,7 |
| 0,26 | 551,7 | 505,8 | 464,7 | 431,2 | 398,4 | 363,9 |
| 0,30 | 566,7 | 521,8 | 481,2 | 447,2 | 413,5 | 377,5 |
| 0,32 | 573,6 | 529,2 | 488,8 | 454,6 | 420,4 | 383,8 |
| 0,36 | 586,4 | 543,0 | 502,9 | 468,5 | 433,5 | 395,6 |
| 0,40 | 598,1 | 555,6 | 516,0 | 481,3 | 445,5 | 406,4 |
| 0,42 | 603,6 | 561,6 | 522,1 | 487,4 | 451,2 | 411,5 |
| 0,46 | 614,0 | 572,9 | 533,8 | 498,8 | 462,0 | 421,2 |
| 0,50 | 623,7 | 583,4 | 544,7 | 509,6 | 472,1 | 430,3 |
| 0,60 | 645,3 | 607,1 | 569,4 | 533,9 | 495,0 | 450,9 |
| 0,70 | 664,3 | 627,8 | 591,1 | 555,4 | 515,2 | 469,1 |

ANEXO C

Dados simulados das curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\varphi}=10 \text{ s}^{-1}$). Fonte: JMatPro

| Deformação verdadeira (φ) | Velocidade de deformação 10 s^{-1} ($\dot{\varphi}$) | | | | | |
|-------------------------------------|--|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | Tensão de escoamento (N/mm^2) | | | | | |
| | T = 20°C | T = 100°C | T = 200°C | T = 300°C | T = 400°C | T = 500°C |
| 0,00 | 201,2 | 145,1 | 108,2 | 89,2 | 78,9 | 73,5 |
| 0,02 | 354,1 | 299,8 | 258,5 | 232,1 | 212,3 | 195,7 |
| 0,06 | 430,6 | 377,5 | 334,8 | 305,1 | 280,5 | 257,7 |
| 0,10 | 472,3 | 420,8 | 378,0 | 346,8 | 319,6 | 293,1 |
| 0,12 | 488,2 | 437,4 | 394,8 | 363,1 | 334,8 | 306,9 |
| 0,16 | 514,4 | 465,1 | 422,9 | 390,4 | 360,4 | 330,1 |
| 0,20 | 535,8 | 487,8 | 446,0 | 412,9 | 381,6 | 349,3 |
| 0,22 | 545,2 | 497,8 | 456,2 | 422,9 | 391,0 | 357,8 |
| 0,26 | 562,1 | 515,9 | 474,8 | 441,1 | 408,1 | 373,3 |
| 0,30 | 576,9 | 532,0 | 491,3 | 457,3 | 423,4 | 387,1 |
| 0,32 | 583,8 | 539,4 | 499,0 | 464,8 | 430,4 | 393,5 |
| 0,36 | 596,5 | 553,1 | 513,2 | 478,8 | 443,6 | 405,4 |
| 0,40 | 608,1 | 565,7 | 526,3 | 491,7 | 455,8 | 416,3 |
| 0,42 | 613,5 | 571,7 | 532,5 | 497,8 | 461,5 | 421,5 |
| 0,46 | 623,8 | 582,9 | 544,2 | 509,3 | 472,4 | 431,4 |
| 0,50 | 633,4 | 593,4 | 555,1 | 520,2 | 482,6 | 440,6 |
| 0,60 | 654,9 | 617,0 | 579,9 | 544,6 | 505,7 | 461,4 |
| 0,70 | 673,6 | 637,7 | 601,6 | 566,2 | 526,1 | 479,8 |

ANEXO D

Resultados do ensaio para as curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\phi}=0,05 \text{ s}^{-1}$).

| Deformação verdadeira (ϕ) | Velocidade de deformação $0,05 \text{ s}^{-1}$ ($\dot{\phi}$) | | | | | |
|----------------------------------|---|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | Tensão de escoamento (N/mm^2) | | | | | |
| | T = 20°C | T = 100°C | T = 200°C | T = 300°C | T = 400°C | T = 500°C |
| 0,02 | 387,8 | 379,4 | 366,7 | 353,0 | 338,6 | 323,7 |
| 0,06 | 487,2 | 476,6 | 460,7 | 443,5 | 425,4 | 406,7 |
| 0,10 | 541,7 | 529,9 | 512,2 | 493,1 | 473,0 | 452,2 |
| 0,14 | 580,8 | 568,3 | 549,3 | 528,8 | 507,2 | 484,9 |
| 0,18 | 612,0 | 598,7 | 578,7 | 557,1 | 534,4 | 510,9 |
| 0,20 | 625,5 | 611,9 | 591,5 | 569,4 | 546,2 | 522,2 |
| 0,22 | 638,0 | 624,2 | 603,3 | 580,8 | 557,1 | 532,6 |
| 0,26 | 660,5 | 646,2 | 624,6 | 601,3 | 576,8 | 551,4 |
| 0,30 | 680,4 | 665,7 | 643,5 | 619,4 | 594,2 | 568,0 |
| 0,34 | 698,3 | 683,2 | 660,4 | 635,7 | 609,8 | 583,0 |
| 0,38 | 714,6 | 699,2 | 675,8 | 650,6 | 624,1 | 596,6 |
| 0,40 | 722,3 | 706,6 | 683,1 | 657,5 | 630,7 | 603,0 |
| 0,42 | 729,6 | 713,8 | 690,0 | 664,2 | 637,2 | 609,1 |
| 0,46 | 743,6 | 727,5 | 703,2 | 676,9 | 649,3 | 620,7 |
| 0,50 | 756,5 | 740,2 | 715,4 | 688,7 | 660,6 | 631,6 |
| 0,54 | 768,7 | 752,1 | 727,0 | 699,8 | 671,3 | 641,7 |
| 0,58 | 780,2 | 763,3 | 737,8 | 710,3 | 681,3 | 651,3 |
| 0,60 | 785,7 | 768,7 | 743,0 | 715,3 | 686,1 | 655,9 |
| 0,62 | 791,1 | 774,0 | 748,1 | 720,2 | 690,8 | 660,4 |
| 0,66 | 801,4 | 784,1 | 757,9 | 729,6 | 699,8 | 669,0 |
| 0,70 | 811,3 | 793,7 | 767,2 | 738,5 | 708,4 | 677,2 |

ANEXO E

Resultados do ensaio para as curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\phi}=1 \text{ s}^{-1}$).

| Deformação verdadeira (ϕ) | Velocidade de deformação 1 s^{-1} ($\dot{\phi}$) | | | | | |
|-------------------------------------|--|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | Tensão de escoamento (N/mm^2) | | | | | |
| | T = 20°C | T = 100°C | T = 200°C | T = 300°C | T = 400°C | T = 500°C |
| 0,02 | 411,1 | 402,2 | 388,8 | 374,3 | 359,0 | 343,2 |
| 0,06 | 516,5 | 505,3 | 488,4 | 470,2 | 451,0 | 431,1 |
| 0,10 | 574,3 | 561,8 | 543,1 | 522,8 | 501,5 | 479,4 |
| 0,14 | 615,8 | 602,5 | 582,3 | 560,6 | 537,7 | 514,1 |
| 0,18 | 648,8 | 634,7 | 613,5 | 590,6 | 566,5 | 541,6 |
| 0,20 | 663,1 | 648,8 | 627,1 | 603,7 | 579,1 | 553,6 |
| 0,22 | 676,4 | 661,7 | 639,6 | 615,7 | 590,6 | 564,6 |
| 0,26 | 700,2 | 685,1 | 662,2 | 637,5 | 611,5 | 584,6 |
| 0,30 | 721,4 | 705,7 | 682,2 | 656,7 | 629,9 | 602,2 |
| 0,34 | 740,4 | 724,3 | 700,1 | 674,0 | 646,5 | 618,0 |
| 0,38 | 757,6 | 741,2 | 716,5 | 689,7 | 661,6 | 632,5 |
| 0,40 | 765,8 | 749,2 | 724,2 | 697,1 | 668,7 | 639,2 |
| 0,42 | 773,6 | 756,8 | 731,5 | 704,2 | 675,5 | 645,8 |
| 0,46 | 788,3 | 771,2 | 745,5 | 717,6 | 688,4 | 658,1 |
| 0,50 | 802,1 | 784,7 | 758,5 | 730,2 | 700,4 | 669,6 |
| 0,54 | 815,0 | 797,3 | 770,7 | 741,9 | 711,7 | 680,3 |
| 0,58 | 827,2 | 809,2 | 782,2 | 753,0 | 722,3 | 690,5 |
| 0,60 | 833,0 | 815,0 | 787,8 | 758,3 | 727,4 | 695,4 |
| 0,62 | 838,7 | 820,5 | 793,1 | 763,5 | 732,4 | 700,1 |
| 0,66 | 849,6 | 831,2 | 803,5 | 773,5 | 741,9 | 709,3 |
| 0,70 | 860,1 | 841,5 | 813,4 | 783,0 | 751,1 | 718,0 |

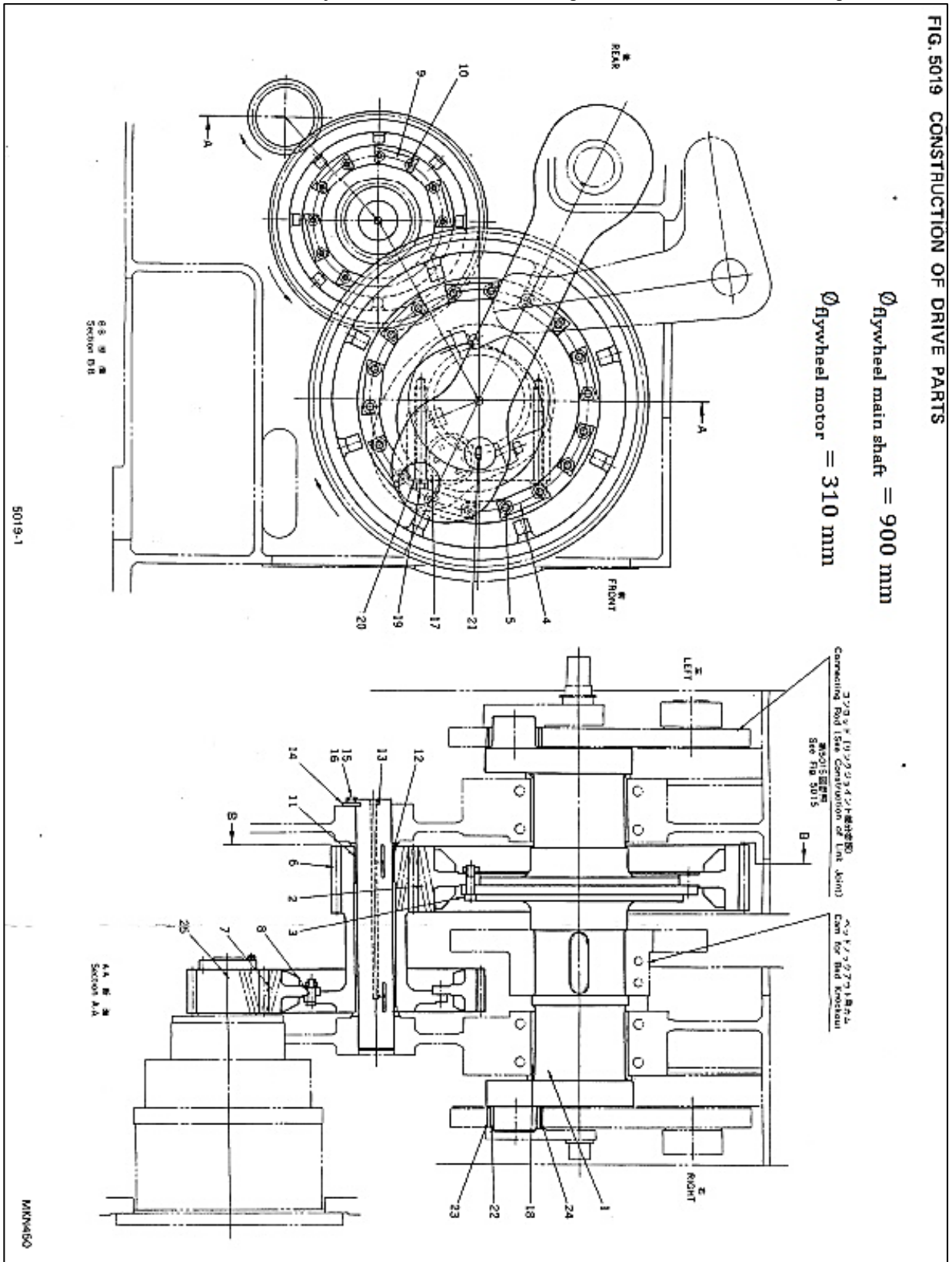
ANEXO F

Resultados do ensaio para as curvas de escoamento verdadeiras para o aço SAE 10B22 ($\dot{\phi}=10 \text{ s}^{-1}$).

| Deformação verdadeira (ϕ) | Velocidade de deformação 10 s^{-1} ($\dot{\phi}$) | | | | | |
|----------------------------------|---|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | Tensão de escoamento (N/mm^2) | | | | | |
| | T = 20°C | T = 100°C | T = 200°C | T = 300°C | T = 400°C | T = 500°C |
| 0,02 | 429,85 | 420,54 | 406,50 | 391,31 | 375,37 | 358,84 |
| 0,06 | 539,96 | 528,26 | 510,63 | 491,55 | 471,52 | 450,76 |
| 0,10 | 600,36 | 587,36 | 567,75 | 546,54 | 524,26 | 501,18 |
| 0,14 | 643,79 | 629,85 | 608,82 | 586,08 | 562,19 | 537,44 |
| 0,18 | 678,27 | 663,58 | 641,43 | 617,46 | 592,30 | 566,22 |
| 0,20 | 693,27 | 678,25 | 655,61 | 631,12 | 605,40 | 578,74 |
| 0,22 | 707,12 | 691,81 | 668,71 | 643,73 | 617,49 | 590,31 |
| 0,26 | 732,07 | 716,22 | 692,31 | 666,44 | 639,28 | 611,14 |
| 0,30 | 754,15 | 737,81 | 713,18 | 686,53 | 658,56 | 629,56 |
| 0,34 | 774,00 | 757,23 | 731,95 | 704,61 | 675,89 | 646,14 |
| 0,38 | 792,08 | 774,92 | 749,05 | 721,06 | 691,68 | 661,23 |
| 0,40 | 800,55 | 783,22 | 757,07 | 728,78 | 699,08 | 668,31 |
| 0,42 | 808,70 | 791,19 | 764,77 | 736,20 | 706,20 | 675,11 |
| 0,46 | 824,12 | 806,27 | 779,35 | 750,24 | 719,66 | 687,98 |
| 0,50 | 838,51 | 820,35 | 792,96 | 763,33 | 732,23 | 699,99 |
| 0,54 | 852,01 | 833,56 | 805,73 | 775,63 | 744,02 | 711,26 |
| 0,58 | 864,74 | 846,02 | 817,77 | 787,22 | 755,14 | 721,89 |
| 0,60 | 870,85 | 851,99 | 823,55 | 792,78 | 760,47 | 726,99 |
| 0,62 | 876,80 | 857,81 | 829,17 | 798,19 | 765,66 | 731,96 |
| 0,66 | 888,25 | 869,02 | 840,00 | 808,62 | 775,67 | 741,52 |
| 0,70 | 899,17 | 879,69 | 850,32 | 818,56 | 785,20 | 750,63 |

ANEXO G

Desenho do sistema de acionamento de junta articulada do martelo da prensa mecânica utilizada nos experimentos.



Fonte: Manual Komatsu MKN 450 A.




ANEXO H

Lista de peças do sistema de acionamento do martelo da prensa.

| CONSTRUCTION OF DRIVE PARTS | | | | | |
|-----------------------------|---------------|-----------------------|-------------|-------------|---------------|
| Fig & Index No. | Part No. | Description | Q'ty | Serial No. | Remarks |
| 5019 - 1 | 92-2-5001430 | DRIVE GEAR ASS'Y | | 10078-10099 | SIZE A2 |
| | 92-2-5003090 | ECCENTRIC SHAFT ASS'Y | | 10078-10099 | SIZE A2 |
| | 91-1-0034860 | DRIVE GEAR ASS'Y | | 10060-10077 | SIZE A1 |
| | 91-1-0036894 | DRIVE GEAR ASS'Y | | 10057-10059 | SIZE A1 |
| | 92-2-5002360 | SHAFT | 1 | 10078-10099 | |
| | 91-2-0046901 | SHAFT | 1 | 10057-10077 | |
| | 92-2-5000540 | GEAR | 1 | 10078-10099 | |
| | 91-2-0049632 | GEAR | 1 | 10078-10099 | SORPH |
| | 91-2-0050311 | GEAR | 1 | 10060-10077 | |
| | 91-2-0047006 | GEAR | 1 | 10057-10059 | |
| | 01084-02480 | BOLT | 18 | 10078-10099 | |
| | 01010-52470 | BOLT | 6 | 10057-10077 | |
| | 04022-25050 | DOWEL PIN | 12 | 10057-10077 | |
| | 941-00-72260 | LOCK | 9 | 10078-10099 | CORRECTION 1 |
| | 01582-12419 | NUT | 18 | 10078-10099 | |
| | 01580-12419 | NUT | 6 | 10057-10077 | |
| | 92-2-5000530 | GEAR | 1 | 10078-10099 | |
| 91-3-0114999 | GEAR | 1 | 10078-10099 | SORPH | |
| 91-2-0047007 | GEAR | 1 | 10057-10077 | | |
| 92-2-5002340 | GEAR | 1 | 10078-10099 | | |
| 91-2-0047085 | GEAR | 1 | 10057-10077 | | |
| 01084-01865 | BOLT | 12 | 10078-10099 | | |
| 01010-51860 | BOLT | 4 | 10057-10077 | | |
| 04022-20045 | DOWEL PIN | 8 | 10057-10077 | | |
| 941-00-52261 | LOCK | 6 | 10078-10099 | | |
| 01582-11815 | NUT | 12 | 10078-10099 | | |
| 01580-11815 | NUT | 4 | 10057-10077 | | |
| 92-4-5002750 | BUSHING | 2 | 10078-10099 | | |
| 91-4-0264402 | BUSHING | 2 | 10057-10077 | | |
| 01310-20612 | SCREW | 4 | | | |
| 92-3-5001570 | SHAFT | 1 | 10078-10099 | | |
| 91-3-0117655 | SHAFT | 1 | 10060-10077 | | |
| 91-3-0105560 | SHAFT | 1 | 10057-10059 | | |
| 04082-00609 | LOCK | 1 | 10078-10099 | | |
| 01010-51635 | BOLT | 2 | 10078-10099 | | |
| 01602-21648 | SPRING WASHER | 2 | 10078-10099 | | |
| 92-4-5010420 | CAP | 2 | 10078-10099 | | |
| MKN450 | | 5019 - 2 | | | |
| CONSTRUCTION OF DRIVE PARTS | | | | | |
| Fig & Index No. | Part No. | Description | Q'ty | Serial No. | Remarks |
| 5019 - 17 | 91-4-0295501 | CAP | 2 | 10057-10077 | |
| 18 | 960-15-11530 | BUSHING | 2 | 10078-10099 | #92-3-5004400 |
| | 91-3-0105064 | BUSHING | 2 | 10057-10077 | |
| 19 | 92-4-5010430 | BOLT | 8 | 10078-10099 | |
| | 91-4-0295502 | BOLT | 8 | 10057-10077 | |
| 20 | 01602-22783 | SPRING WASHER | 8 | | |
| | 04021-01235 | DOWEL PIN | 2 | | |
| 22 | 92-4-5010440 | BUSHING | 2 | 10078-10099 | |
| | 91-4-0295683 | BUSHING | 2 | 10057-10077 | |
| 23 | 92-3-5004620 | BUSHING | 4 | 10078-10099 | |
| | 91-3-0105073 | BUSHING | 4 | 10057-10077 | |
| 24 | 01310-20812 | SCREW | 8 | | |
| 25 | 92-3-5004520 | GEAR | 1 | 10078-10099 | |
| | 91-3-0108164 | GEAR | 1 | 10057-10077 | |
| 5019 - 3 | | MKN450 | | | |

ANEXO I

Certificado de material do aço 10B22 utilizado nos experimentos. Emitido pela Gerda Aços Finos Piratini em julho de 2018.

| | | | | | | | | | | | | | | | | |
|--|--|---|--------------------------------|---|-----------------------|--------------------------|------------------------|---------|--------|---------|--------|--------|--------|--------|--------|-------|
| GERDAU | |    | | CERTIFICADO DE QUALIDADE QUALITY CERTIFICATE CERTIFICADO DE CALIDAD | | Page 2/ | | | | | | | | | | |
| NOTA FISCAL/INVOICE 0000314176 | PESO/WEIGHT (KG) 5.182,000 | QM MANAGEMENT SYSTEM IS CERTIFIED TO ISO 9001 / 13485 / 45001 | | PRODUTO/PRODUCT AÇAO CALIBRADO ARRONDO ESFEROIDIZADO TREFILADO | CÉD. S* 0000055137 | LOTE/BATCH 2208959621 | CORRIDA/HE 22089575 | | | | | | | | | |
| PART NUMBER 639753 | PEDIDO/CLST. ORDER 6163807 - 8112961559 | QM NUMBER/QUALIDE SAE 10322 | MATERIAL/WATERIAL 707000633 | BITOLA/SIZE 29,70 mm | | | | | | | | | | | | |
| CLIENTE/CLIENT ZEN S A INDUSTRIA METALURGICA | | | | | | | | | | | | | | | | |
| NORMA/SPECIFICATION 13.26.011 09 10.10.2017 | | | | | | | | | | | | | | | | |
| ANALISE QUIMICA/CHEMICAL COMPOSITION | | | | | | | | | | | | | | | | |
| C | Si | P | S | Cr | Mn | V | Cu | Sn | Al | Ti | Nb | N | B | Pb | | |
| % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | | |
| 0,150 | 0,88 | 0,24 | 0,014 | 0,003 | 0,15 | 0,08 | 0,04 | 0,0050 | 0,160 | 0,0080 | 0,0060 | 0,0382 | 0,0110 | 0,0086 | 0,0018 | 0,002 |
| Ca | H | Co | As | Se | Sb | Zn | Al+Si | Ti/N | P+S | DI | B (at) | | | | | |
| % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | % | | | | | |
| 0,0006 | 0,0030 | 0,0050 | 0,0040 | 0,0010 | 0,0002 | 0,0010 | 0,0170 | 4,44106 | 0,0270 | 64,2100 | 0,0015 | | | | | |
| ENSAIOS MECANICOS/MECHANICAL PROP Dureza LR EA HB HRA 152,00 481 70,1 | | | | | | | | | | | | | | | | |
| ENSAIOS METALOGRAFICOS/METALLOGRAPHIC TESTS TG Austen. Nivel Seg.C ES 101 (M40) DS Par (M40) Bardenheimo Grau de Part. | | | | | | | | | | | | | | | | |
| 6 | 0 | 0,00 | 0,23 | 2,00 | 80 | | | | | | | | | | | |
| MICROINCLUSOES/INCLUSION RATING NUMBER | | | | | | | | | | | | | | | | |
| ASTM/SAE/ISO | A - SF | A - SG | B - SF | B - SG | C - SF | C - SG | D - SF | D - SG | | | | | | | | |
| | 1,0 | 0,5 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,5 | 0,5 | | | | | | | | |
| MACROGRAFIA/MACROGRAPHY Fractura Não (H) | | | | | | | | | | | | | | | | |
| OBSERVAÇÕES/OBSERVATIONS RECOMENDAÇÕES MANUTENÇÃO RELACIONADAS AO PRODUTO: Fazer que possamos trabalhar com o meio ambiente e o desenvolvimento sustentável de nossa cadeia produtiva, recomendamos a nossos clientes que destinem corretamente os resíduos de nossas peças, inserindo-os em agregados e etc, conforme a legislação ambiental vigente de sua região, país. | | | | | | | | | | | | | | | | |
| DEPARTAMENTO DA QUALIDADE / QUALITY DEPARTMENT PIRATININGA/PIRATINI, 23.07.2018 | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Samuel Henrique Feres Reisler | | | | | | | | | | | | | | | | |

ANEXO J

Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400. Pg1

Data: 14.06.2019 15:02:27
Pág.: 1 / 4

| | | |
|--------------------------|--|-------------------------------|
| ZEISS | 7 | Não OK |
| GEAR PRO involute | Operador: JOEL | Cliente: |
| | Numero Peça: MT-3673 ALTURA DIFERENTE | Numero Desenho: |
| | z: -9 | α_n : 12,000° |
| | m_n : 2,117 mm | β : 0,000° |
| | b: 10,000 mm | x: -0,699 |
| | Interna/Vão | d_f/d_a : 23,000/ 17,200 mm |
| | d_b : 18,634 mm | b_b/b_o : -9,000/ -1,000 mm |

λ_c : 0,08

ϕ : 0,50

v: 2 mm/s

ISO 1328

0,38 mm

40,0 μm

250:1

Perfil

+ left - - right +

reference height f_{Ha} : 22,564-20,650

Desvio na Seção Transversal

ISO 1328

40,0 μm

250:1

| | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------|-------|-------|---|---|---|---|-------|-------|---|---|---|---|-------|-------|
| | Q_n | [...] | 4 | 3 | 2 | 1 | Q_a | Q_b | 1 | 2 | 3 | 4 | Q_n | [...] |
| F_{α} μm | 12 | 75 | 4 | 4 | 3 | 3 | 4 | 3 | 3 | 3 | 2 | 2 | 12 | 75 |
| $f_{f\alpha}$ μm | 12 | 58 | 2 | 2 | 2 | 2 | 3 | 3 | 1 | 1 | 2 | 2 | 12 | 58 |
| $f_{H\alpha}$ μm | 12 | ±47 | 3 | 3 | 2 | 3 | 5 | 4 | 2 | 2 | 0 | 1 | 12 | ±47 |

λ_c : 0,08

ϕ : 0,50

v: 6 mm/s

ISO 1328

1,93 mm

40,0 μm

250:1

Hélice

+ left - - right +

reference width $f_{H\beta}$: 8,000

DIN 3960:1987-03

Fundo

Desvio na Seção Transversal

ISO 1328

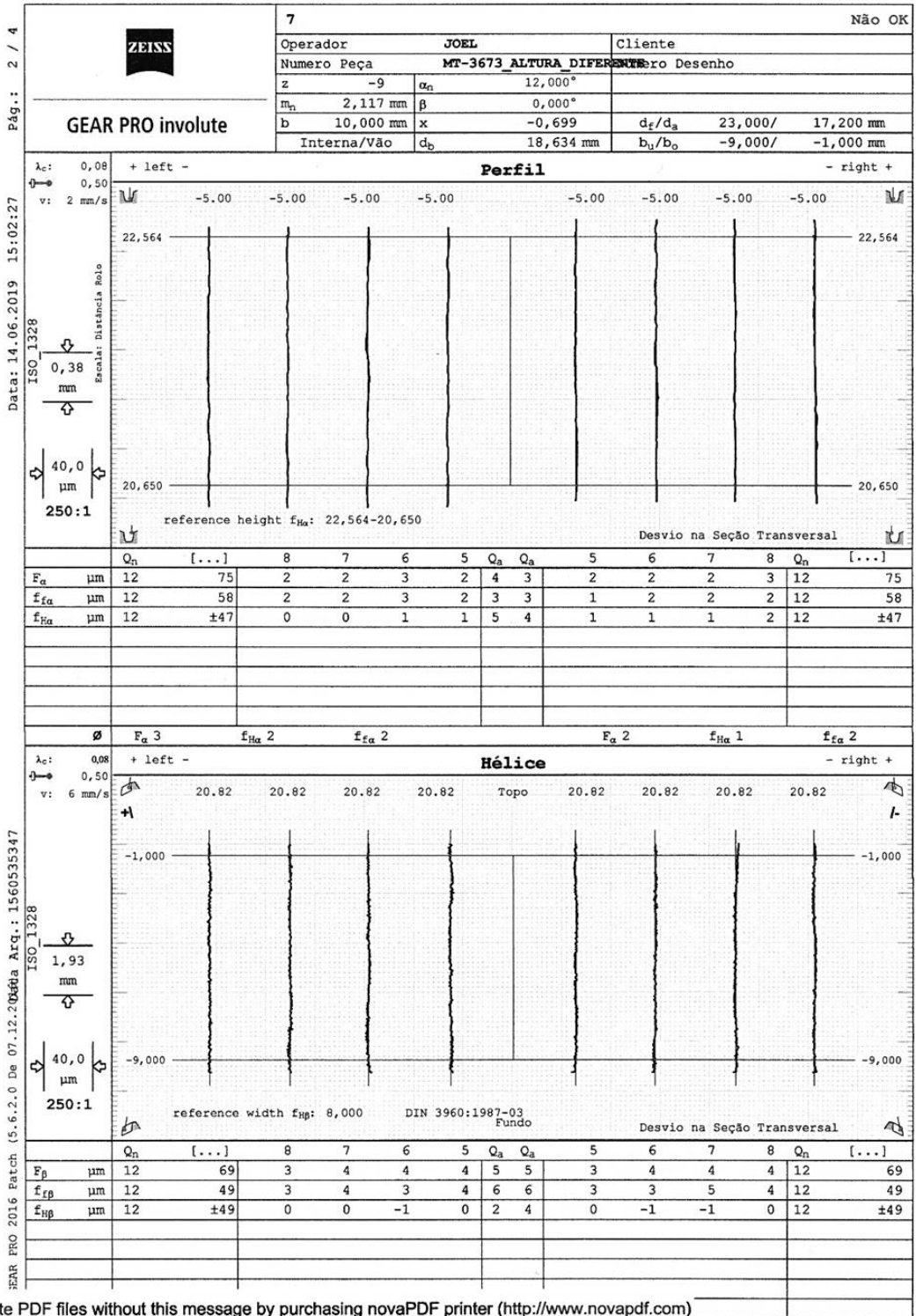
40,0 μm

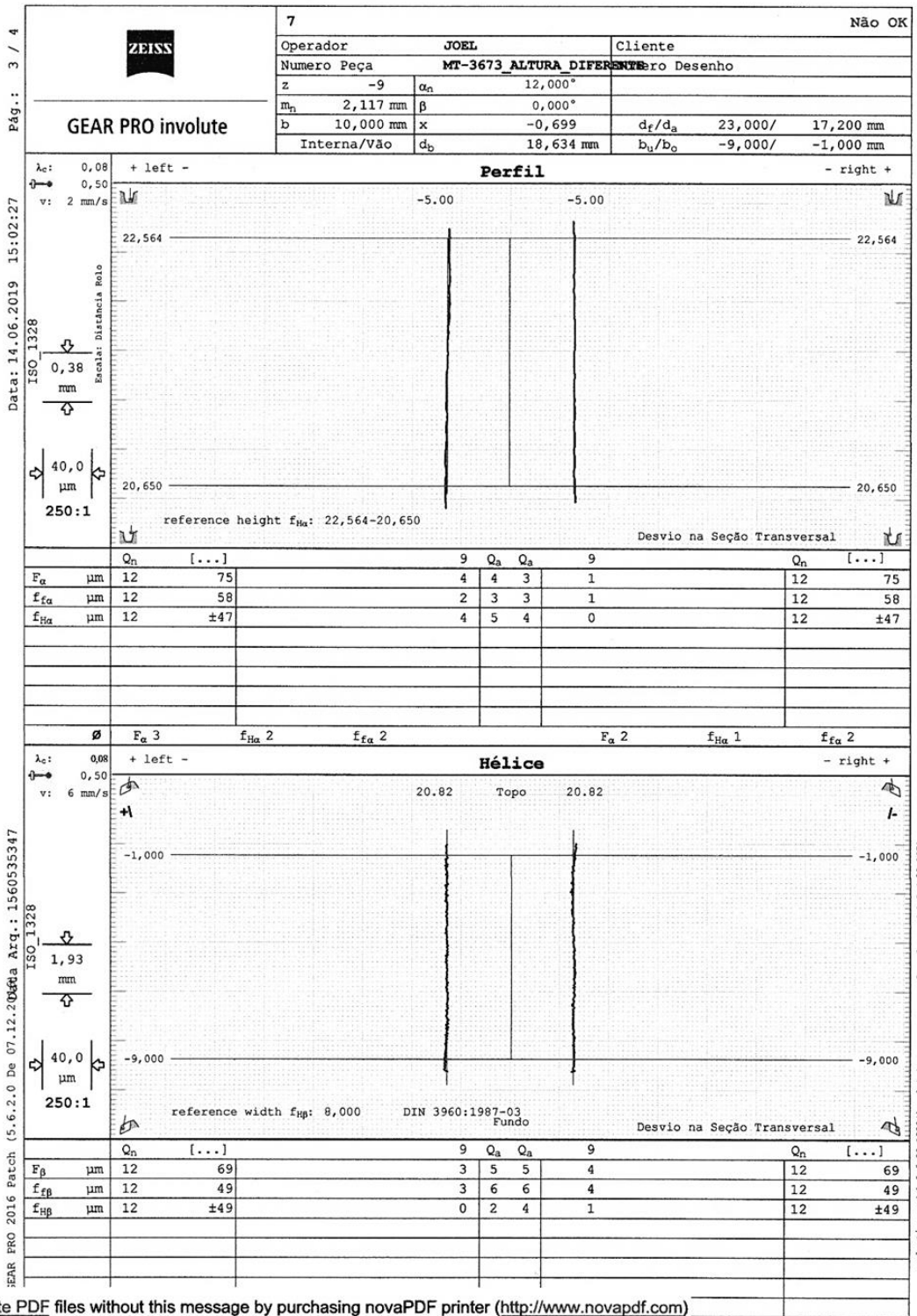
250:1

| | | | | | | | | | | | | | | |
|-----------------|-------|-------|---|---|---|---|-------|-------|----|---|---|----|-------|-------|
| | Q_n | [...] | 4 | 3 | 2 | 1 | Q_a | Q_b | 1 | 2 | 3 | 4 | Q_n | [...] |
| F_{β} μm | 12 | 69 | 4 | 5 | 4 | 3 | 5 | 5 | 4 | 5 | 3 | 4 | 12 | 69 |
| $f_{f\beta}$ μm | 12 | 49 | 4 | 5 | 4 | 3 | 6 | 6 | 4 | 4 | 3 | 4 | 12 | 49 |
| $f_{H\beta}$ μm | 12 | ±49 | 1 | 0 | 0 | 0 | 2 | 4 | -2 | 2 | 0 | -1 | 12 | ±49 |

Create PDF files without this message by purchasing novaPDF printer (<http://www.novapdf.com>)

Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400. Pg2





Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400. Pg4

| | | | | | |
|-------------|-------------|-----------|--------------------------|------------|--|
| | 7 | | Não OK | | |
| | Operador | | JOEL | | Cliente |
| | Numero Peça | | MT-3673_ALTURA_DIFERENTE | | |
| | z | | -9 | α_n | 12,000° |
| m_n | | 2,117 mm | β | 0,000° | |
| b | | 10,000 mm | x | -0,699 | |
| Interna/Vão | | d_b | 18,634 mm | b_u/b_o | 23,000/ 17,200 mm -9,000/ -1,000 mm |

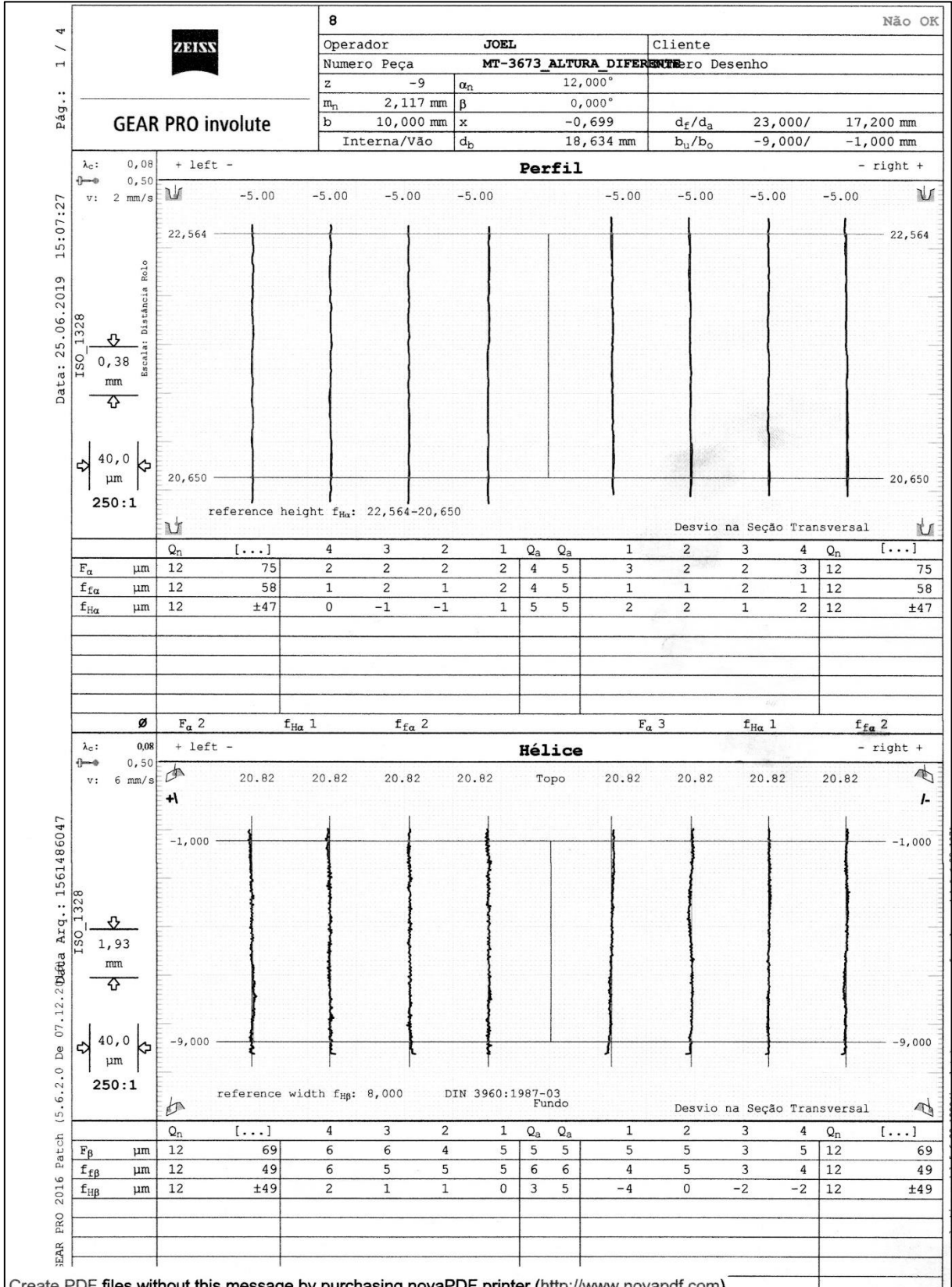
| | | | | | | |
|---|-------------------|-----|-----------------------------|-------|------------------|--------|
| Pág.: 4 / 4 Data: 14.06.2019 15:02:27 ISO_1328 40,0 μ m 250:1 40,0 μ m 250:1 40,0 μ m 250:1 | left | | Passo | | right | |
| | pos: 20.82 -5.00 | | Desvio na Seção Transversal | | pos: 20.82 -5.00 | |
| | | | | | | |
| | - Flanco Único - | | | | | |
| | Q_a [...] Q_n | | Q_a [...] Q_n | | | |
| | f_p | 2 3 | 59 12 | f_p | 4 5 | 59 12 |
| | | | | | | |
| | Q_a [...] Q_n | | Q_a [...] Q_n | | | |
| | F_p | 4 2 | 133 12 | F_p | 5 3 | 133 12 |

| | | | | | |
|-----------------------|-------------------|--------|-------------|--|--|
| 40,0 μ m 250:1 | Batimento | | | | |
| | | | | | |
| | Q_a [...] Q_n | | \emptyset | | |
| F_r | 8 5 | 106 12 | 3,438 | | |

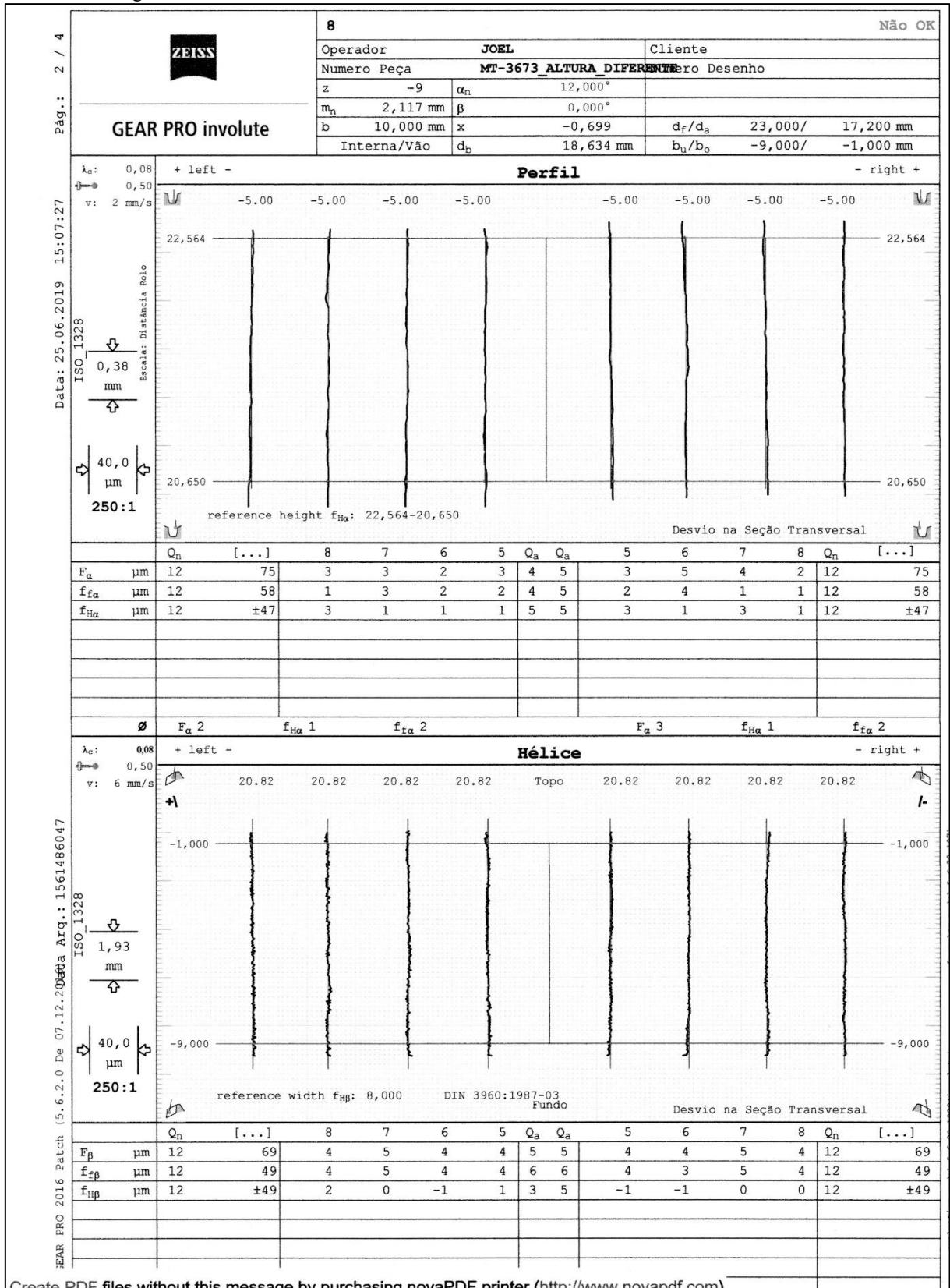
| | |
|--|--|
| A_s [...] $!AE_s$ [...] $M_{FK} \emptyset$ [...] | |
| | |
| S_s [...] E_s [...] $M_{dK} \emptyset$ [...] | |
| | |
| w_k 2 [...] Medição-Circulo [...] $M_{dR} \emptyset$ [...] | |
| | |
| | |

ANEXO L

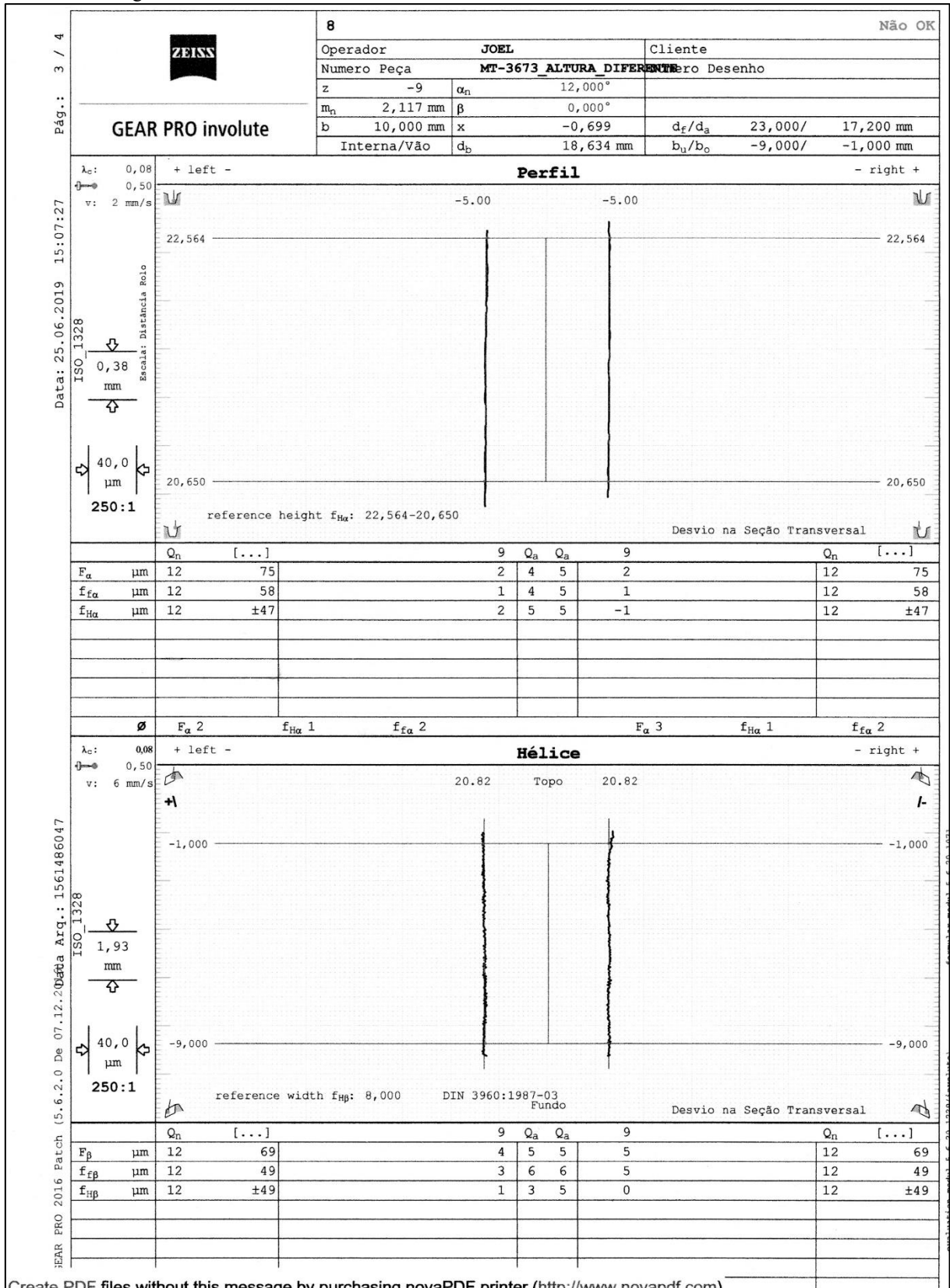
Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400. Pós-revestimento. Pgl.




Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400. Pós-revestimento. Pg2.

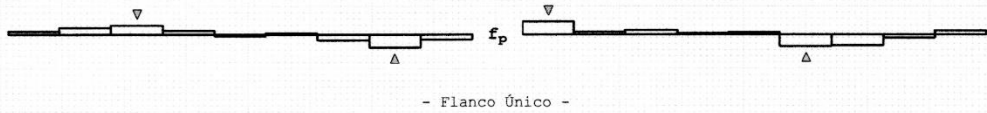
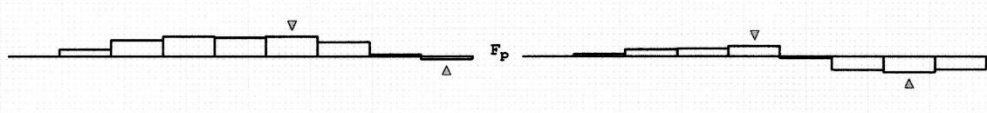


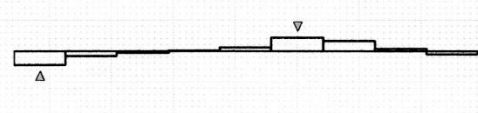
Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400. Pós-revestimento. Pg3.












Relatório de medição do grau de engrenagem de cavidade da MT-3673 fabricada em máquina FORM X400. Pós-revestimento. Pg4.

| | | | | |
|---|---|---------|----------------|-----------------------------|
|  | 8 | | Não OK | |
| | Operador JOEL | | Cliente | |
| | Numero Peça MT-3673 ALTURA DIFERENTE | | Numero Desenho | |
| | z | -9 | α_n | 12,000° |
| m_n | 2,117 mm | β | 0,000° | |
| b | 10,000 mm | x | -0,699 | |
| Interna/Vão | | d_b | 18,634 mm | b_i/b_o -9,000/ -1,000 mm |

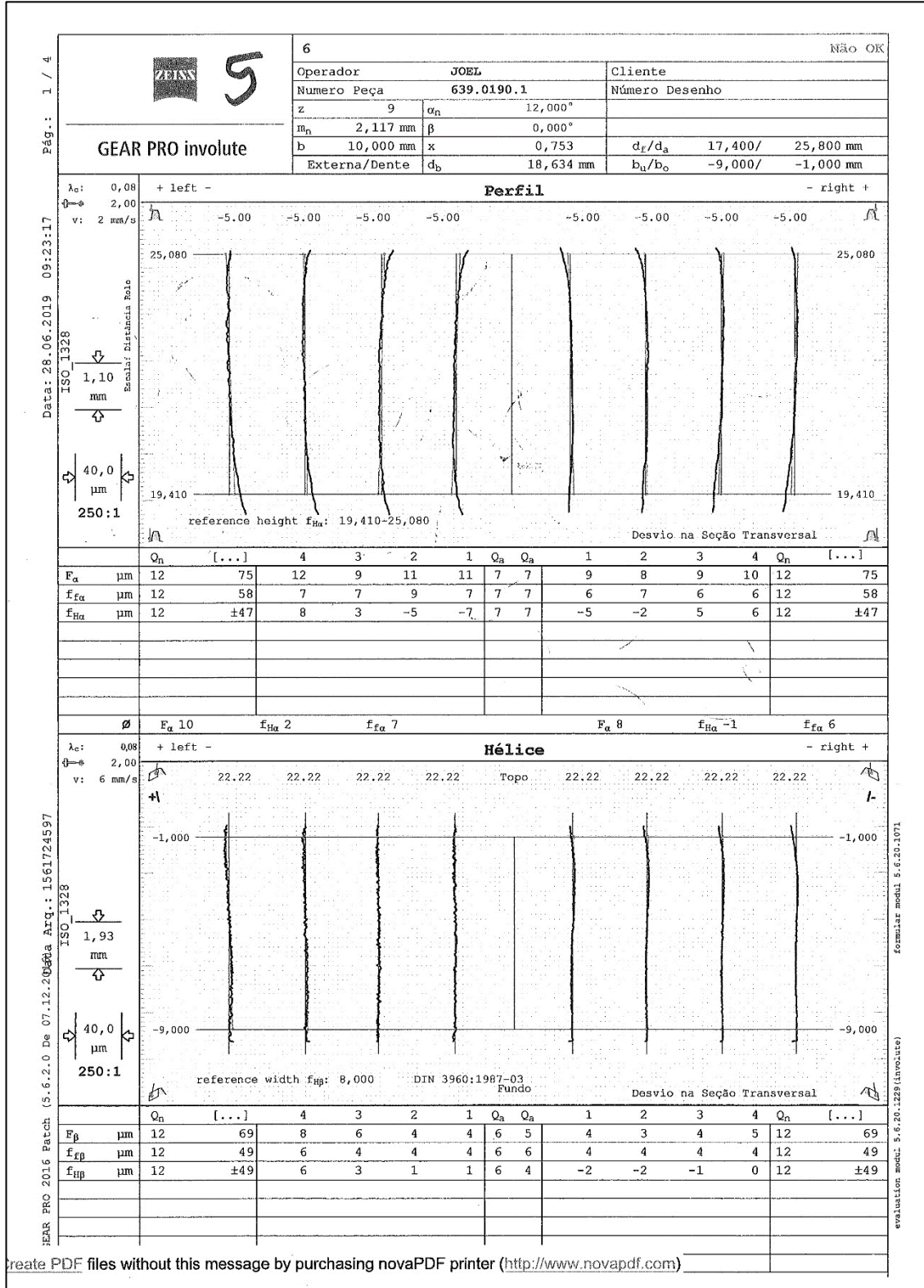
| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|---|--|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|----|---|-----|----|-------|----|---|-----|----|
| Pág.: 4 / 4 Data: 25.06.2019 15:07:27 ISO_1328 40,0 μ m 250:1 | Passo | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| | left pos: 20.82 -5.00 Desvio na Seção Transversal right pos: 20.82 -5.00 | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| |  | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| | - Flanco Único - | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td></td> <td>Q_a</td> <td>[...]</td> <td>Q_n</td> <td></td> <td>Q_a</td> <td>[...]</td> <td>Q_n</td> </tr> <tr> <td>f_p</td> <td>8</td> <td>7</td> <td>59</td> <td>12</td> <td>f_p</td> <td>8</td> <td>7</td> <td>59</td> <td>12</td> </tr> </table> | | Q_a | [...] | Q_n | | Q_a | [...] | Q_n | f_p | 8 | 7 | 59 | 12 | f_p | 8 | 7 | 59 | 12 |
| | Q_a | [...] | Q_n | | Q_a | [...] | Q_n | | | | | | | | | | | | |
| f_p | 8 | 7 | 59 | 12 | f_p | 8 | 7 | 59 | 12 | | | | | | | | | | |
| |  | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td></td> <td>Q_a</td> <td>[...]</td> <td>Q_n</td> <td></td> <td>Q_a</td> <td>[...]</td> <td>Q_n</td> </tr> <tr> <td>F_p</td> <td>15</td> <td>6</td> <td>133</td> <td>12</td> <td>F_p</td> <td>17</td> <td>6</td> <td>133</td> <td>12</td> </tr> </table> | | Q_a | [...] | Q_n | | Q_a | [...] | Q_n | F_p | 15 | 6 | 133 | 12 | F_p | 17 | 6 | 133 | 12 |
| | Q_a | [...] | Q_n | | Q_a | [...] | Q_n | | | | | | | | | | | | |
| F_p | 15 | 6 | 133 | 12 | F_p | 17 | 6 | 133 | 12 | | | | | | | | | | |

| | | | | | | | | | | | | | |
|-----------------------|--|--|-------|-------|-------------|-------|-------------|-------|----|---|-----|----|-------|
| 40,0 μ m 250:1 | Batimento | | | | | | | | | | | | |
| |  | | | | | | | | | | | | |
| | | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td></td> <td>Q_a</td> <td>[...]</td> <td>Q_n</td> <td>\emptyset</td> </tr> <tr> <td>F_r</td> <td>18</td> <td>7</td> <td>106</td> <td>12</td> <td>3,438</td> </tr> </table> | | Q_a | [...] | Q_n | \emptyset | F_r | 18 | 7 | 106 | 12 | 3,438 |
| | | Q_a | [...] | Q_n | \emptyset | | | | | | | | |
| F_r | 18 | 7 | 106 | 12 | 3,438 | | | | | | | | |
| | | | | | | | | | | | | | |

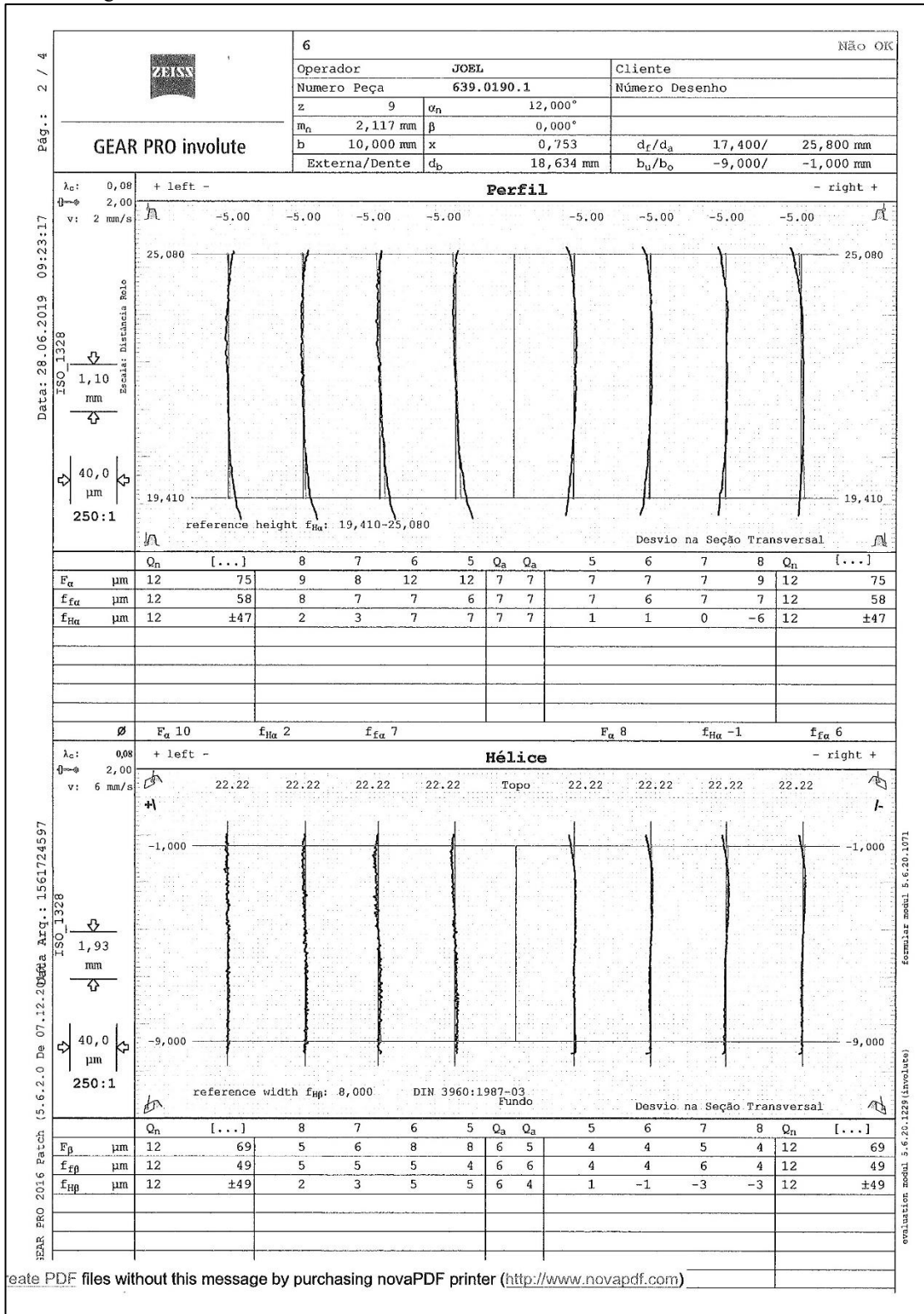
| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|---|--------|---|-------|---|-----|--------|--------|--|--------|---------|--|-----|------------------------|-------|-------------|---|-------------|--------------------|---|-----|--------------------|-------|-----|--|-----|--|
|  | |  | |  | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>A_s</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>Máx</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Mín</td> <td></td> </tr> </table> | | A_s | [...] | Máx | | Mín | | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>$!AE_s$</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>Máx</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Mín</td> <td></td> </tr> </table> | | $!AE_s$ | [...] | Máx | | Mín | | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>$M_{rK} \emptyset$</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>Máx</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Mín</td> <td></td> </tr> </table> | | $M_{rK} \emptyset$ | [...] | Máx | | Mín | | | | |
| A_s | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Máx | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Mín | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| $!AE_s$ | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Máx | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Mín | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| $M_{rK} \emptyset$ | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Máx | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Mín | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|  | |  | |  | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>S_s</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>Máx</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Mín</td> <td></td> </tr> </table> | | S_s | [...] | Máx | | Mín | | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>E_s</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>Máx</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Mín</td> <td></td> </tr> </table> | | E_s | [...] | Máx | | Mín | | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>$M_{dK} \emptyset$</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>Máx</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Mín</td> <td></td> </tr> </table> | | $M_{dK} \emptyset$ | [...] | Máx | | Mín | | | | |
| S_s | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Máx | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Mín | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| E_s | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Máx | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Mín | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| $M_{dK} \emptyset$ | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Máx | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Mín | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|  | |  | |  | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>w_k</td> <td>2</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>Máx</td> <td>10,390</td> <td>10,430</td> </tr> <tr> <td>Mín</td> <td>10,392</td> <td>10,450</td> </tr> </table> | | w_k | 2 | [...] | Máx | 10,390 | 10,430 | Mín | 10,392 | 10,450 | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>Medição-Circulo</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>$D_{a,max}$</td> <td></td> </tr> <tr> <td>$D_{a,min}$</td> <td></td> </tr> </table> | | Medição-Circulo | [...] | $D_{a,max}$ | | $D_{a,min}$ | | <table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>$M_{dR} \emptyset$</td> <td>[...]</td> </tr> <tr> <td>Máx</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Mín</td> <td></td> </tr> </table> | | $M_{dR} \emptyset$ | [...] | Máx | | Mín | |
| w_k | 2 | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Máx | 10,390 | 10,430 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Mín | 10,392 | 10,450 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Medição-Circulo | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| $D_{a,max}$ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| $D_{a,min}$ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| $M_{dR} \emptyset$ | [...] | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Máx | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Mín | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |

ANEXO M

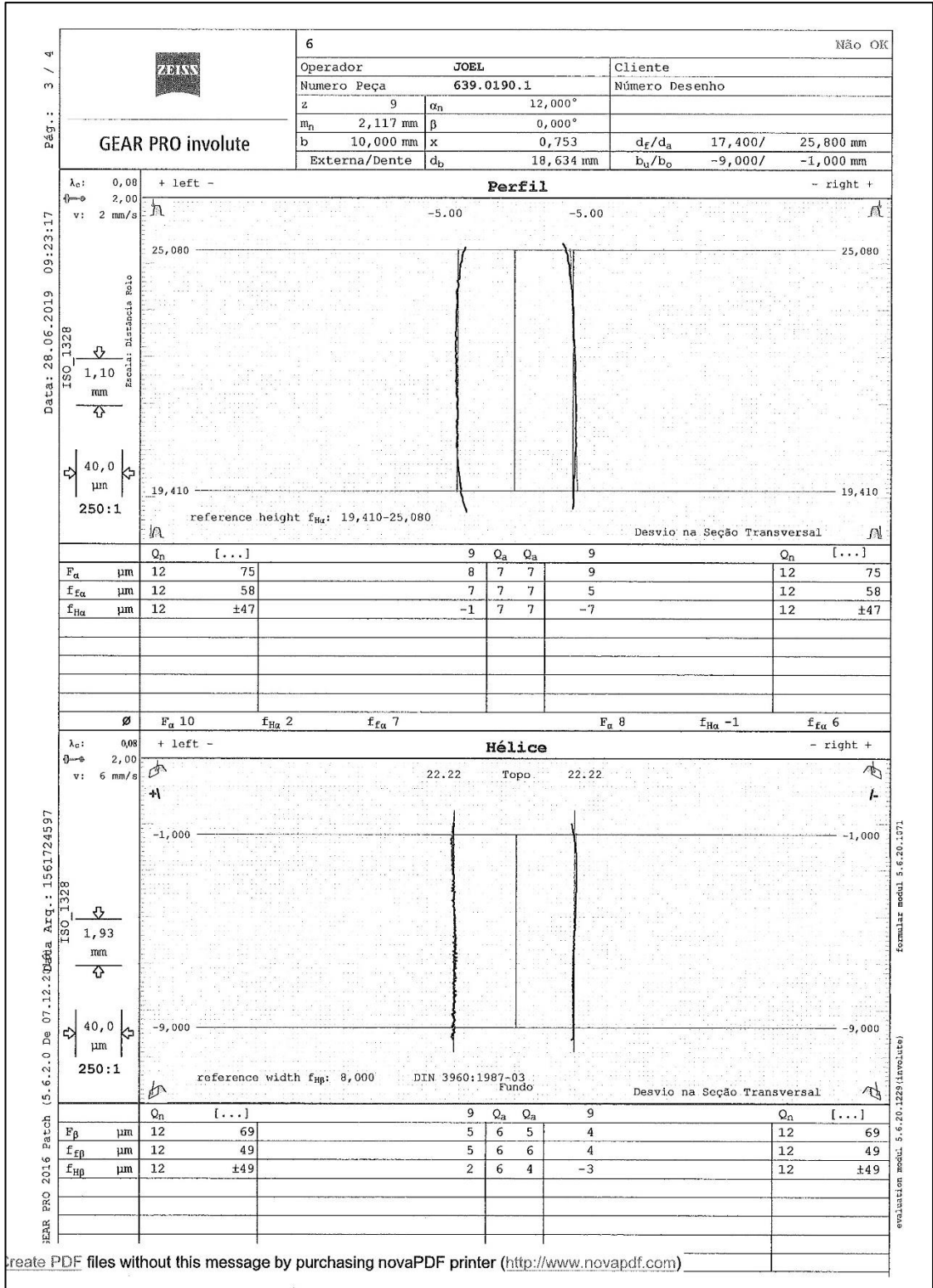
Relatório de medição do pinhão obtido por matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400. Pg1.



Relatório de medição do pinhão obtido por matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400. Pg2.



Relatório de medição do pinhão obtido por matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400. Pg3.



Relatório de medição do pinhão obtido por matriz com sistema de anéis de cintamento STRECON fabricada na FORM X400. Pg4.

| | | | | |
|----------------|------------------------|-----------------------------|----------------|--|
| | 6 | | Não OK | |
| | Operador JOEL | | Cliente | |
| | Número Peça 639.0190.1 | | Número Desenho | |
| | z 9 | α_n 12,000° | | |
| m_n 2,117 mm | β 0,000° | | | |
| b 10,000 mm | x 0,753 | d_f/d_a 17,400/ 25,800 mm | | |
| Externa/Dente | d_b 18,634 mm | b_u/b_o -9,000/ -1,000 mm | | |

| | | | | | | | | | |
|------------------|------------------|-------|-----------------------------|-------|------------------|-------|-------|----|----|
| | left | | Passo | | right | | | | |
| | pos: 21.60 -5.00 | | Desvio na Seção Transversal | | pos: 21.60 -5.00 | | | | |
| | | | | | | | | | |
| - Flanco Único - | | | | | | | | | |
| | | Q_a | [...] | Q_n | Q_a | [...] | Q_n | | |
| f_p | 10 | 7 | 59 | 12 | f_p | 9 | 7 | 59 | 12 |

| | | | | | | | | | |
|-------|------------------|-------|-----------------------------|-------|------------------|-------|-------|-----|----|
| | left | | F_p | | right | | | | |
| | pos: 21.60 -5.00 | | Desvio na Seção Transversal | | pos: 21.60 -5.00 | | | | |
| | | | | | | | | | |
| | | Q_a | [...] | Q_n | Q_a | [...] | Q_n | | |
| F_p | 20 | 7 | 133 | 12 | F_p | 23 | 7 | 133 | 12 |

| | | | | | |
|-------|------------------|---|-----|----|-------------------|
| | Batimento | | | | |
| | | | | | |
| F_z | 20 | 8 | 106 | 12 | \emptyset 6,564 |

| | | | | | |
|-------|-------|-----------------|-------------|--------------------|----------|
| A_s | [...] | IAE_s | [...] | $M_{FK} \emptyset$ | [...] |
| | A_s | | IAE_s | | M_{FK} |
| | Máx | | Máx | | Máx |
| | Mín | | Mín | | Mín |
| S_s | [...] | E_s | [...] | $M_{dK} \emptyset$ | [...] |
| | S_s | | E_s | | M_{dK} |
| | Máx | | Máx | | Máx |
| | Mín | | Mín | | Mín |
| W_k | [...] | Medição-Circulo | [...] | $M_{dR} \emptyset$ | [...] |
| | W_k | | $D_{a,max}$ | | M_{dR} |
| | Máx | | $D_{a,min}$ | | Máx |
| | | | | | Mín |

Passo sem Considerar Avaliação Flanco

formular modul. 5.6.20.1071

evaluation modul. 5.6.20.1229 (Involute)