

Estudo do coeficiente de atrito durante o processo de Estampagem

Vitor Manuel Pires Fernandes

Dissertação para a obtenção do Grau de Mestre em

Engenharia Mecânica

Júri

Presidente: Professora Doutora Marta Oliveira

Orientadores: Professor Doutor Amílcar Ramalho

Professora Doutora Marta Oliveira

Vogais: Professor Doutor Luís Filipe Menezes

Doutor Padmanabhan Raghupathy

Agosto 2008

AGRADECIMENTOS

O trabalho aqui apresentado, só foi possível graças à colaboração e ao apoio incondicional de algumas pessoas, às quais aqui agradeço;

Ao Professor Doutor Amilcar Lopes Ramalho, pelo desafio que me proporcionou, pelas elevadas competências científicas que possui. Um agradecimento muito especial pelo apoio ao longo do trabalho, pela paciência e compreensão para os momentos menor empenho e concentração devido à minha divisão entre Faculdade e trabalho e ainda pela confiança depositada. Os meus sinceros e profundos agradecimentos.

À Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira, pelo desafio, pelo apoio ao longo da realização deste projecto de investigação pelo tempo que despendeu comigo. Um agradecimento especial pelo encorajamento e disponibilidade, principalmente nesta difícil recta final, pelos conhecimentos transmitidos e em particular pela paciência na construção do relatório final.

O meu muito obrigado.

A toda a minha família, especial aos meus Pais, pelo apoio incondicional nos estudos e orgulho pelo meu percurso académico. Pela amizade e compreensão da minha ausência durante alguns momentos nomeadamente nesta recta final. Sem vocês não conseguiria chegar até aqui.

O meu muito Obrigado.

À minha namorada, um agradecimento muito especial pelo teu incondicional apoio, pela compreensão nos momentos mais difíceis de ausência e de angústia pelas imensas viagens que fiz para Coimbra directo do Trabalho. Pela Alegria e bons momentos que vivemos e dão à vida uma razão e sentido a seguir.

O meu obrigado por tudo.

Aos meus Amigos, sem precisar mencionar nomes, o meu profundo agradecimento pelo apoio e por me terem aturado nos meus bons e principalmente maus momentos. Pelo incentivo e sobretudo pelo convívio e pelas saídas acompanhadas sempre pela boa disposição!

Aos Directores, Chefias e colegas de trabalho, pela oportunidade de pertencer a esta Empresa, fazer parte desta equipa de trabalho e lutar por um objectivo comum. Agradecer o apoio e compreensão nos estudos, principalmente nesta fase tão complicada para mim. Pelo incentivo e motivação para a concretização dos estudos.

Obrigado

Aos restantes membros do grupo de Tecnologia, pelo ambiente de boa disposição e acolhimento durante a concretização deste trabalho.

Obrigado

RESUMO

A maioria dos modelos de atrito utilizados na simulação numérica do processo de estampagem deriva do modelo básico de *Amontons-Coulomb*. Contudo, a experiência mostra que o atrito dificilmente pode ser completamente explicado por qualquer um dos modelos disponíveis. Do ponto de vista da qualidade dos resultados da simulação numérica de processos de conformação de chapa, o ideal seria recorrer a modelos de atrito que dependam do estado de tensões e deformações local. No entanto, os modelos de atrito disponíveis actualmente são modelos de análise global.

O objectivo fundamental deste estudo é aumentar a compreensão do fenómeno de contacto com atrito nos processos de conformação de chapas metálicas. Para tal, o trabalho desenvolvido baseia-se na análise local e global da variação do atrito, visando estabelecer a ponte de conhecimento entre a modelação dos problemas de conformação e a determinação experimental dos parâmetros de contacto com atrito.

Numa primeira etapa realizou-se um estudo experimental com a técnica de *load scanning* que permitiu estabelecer uma correlação entre o coeficiente de atrito e o estado de tensão ou deformação. De seguida, avaliou-se o impacto das variações locais do coeficiente de atrito, detectadas experimentalmente, no ensaio de atrito com freio. Este ensaio foi seleccionado por ser tipicamente utilizado para avaliar o coeficiente de atrito global em processos de estampagem. A avaliação da sensibilidade do ensaio global às variações locais do coeficiente de atrito foi determinada com o auxílio de estudos numéricos do ensaio. Os resultados obtidos revelam que o ensaio é sensível, em particular se o modelo implementado definir essa variação em função da deformação plástica do material. Com base nestes resultados procedeu-se ao projecto de todos os componentes para um protótipo do ensaio de atrito com freio. O projecto foi definido admitindo que os ensaios serão realizados com o auxílio de um equipamento existente, uma máquina de ensaios de tracção. O dimensionamento de todos os componentes do protótipo foi elaborado com base na estimativa de esforços máximos previstos nas simulações numéricas realizadas no decurso deste trabalho. Na sequência do trabalho realizado será construído um equipamento para avaliação do atrito em diferentes condições de operação.

Palavras-chave: Coeficiente de Atrito, Distribuição local de Tensões, Modelo global de Atrito, Estudos Experimentais, Simulação Numérica, Estampagem.

ABSTRACT

Most friction coefficient models used in numerical simulation of deep-drawing processes are based on the simple *Amontons-Coulomb* model. However, experience shows that friction phenomena cannot be completely explained with any of the available models. From the numerical simulation of sheet metal forming point of view, in order to guarantee the accuracy of the results the ideal friction model should depend on the local stress and strain fields. Nonetheless, the friction models available nowadays are global analysis models.

The main objective of the work presented here is to increase the knowledge database regarding the contact with friction phenomena that occur on sheet metal forming processes. To achieve this, the work developed is based on local and global analysis of the friction variations, trying to link the modeling of forming processes with the experimental evaluation of contact with friction parameters.

An experimental study with the load scanning technique was performed in the first task of this work, which allowed to establish a correlation between the friction coefficient and the stress strain fields in the contact area. The next task was to evaluate the impact of local variations of the friction coefficient, experimentally evaluated, on the global drawbead test. This test was selected once it is typically used to evaluate the global friction coefficient for deep-drawing processes. A sensitivity analysis study of the global friction coefficient to its local variations was performed with the aid of numerical simulation of the test. The results indicate that the test is sensitive to this local changes, in particular if the implemented model defines the friction coefficient as a function of the plastic deformation. Based on these results, the design of a prototype for the drawbead test was performed. It was assumed that the prototype should be used on an existent uniaxial tensile test machine. The project of all prototype components was based on the estimated values of the maximum forces determined in the numerical simulations performed in the previous task. The purpose of this prototype is to built an equipment that will allow to evaluate the friction coefficient in different operation conditions.

Keywords: Friction Coefficient, Local Stress Distribution, Global Friction Model, Experimental Study, Numerical Simulation, *Deep-drawing* process.

ÍNDICE

Índice de figuras.....	viii
Índice de quadros.....	x
Nomenclatura.....	xi

CAPÍTULO UM

1.1. Enquadramento.....	pág. 1
1.2. Objectivos.....	pág. 2
1.3. Esquema da Dissertação.....	pág. 3

CAPÍTULO DOIS

2.1. Enquadramento.....	pág. 4
2.2. Determinação das propriedades mecânicas do material	
2.2.1. Tensão de Cedência.....	pág. 5
2.2.2. Módulo de Elasticidade e módulo de Rigidez.....	pág. 6
2.3. Ensaio de deslizamento com variação de carga normal	
2.3.1. Enquadramento.....	pág. 12
2.3.2. Procedimento.....	pág. 13
2.3.3. Resultados obtidos.....	pág. 14
2.3.4. Discussão dos resultados.....	pág. 16
2.4. Cálculo das Tensões	
2.4.1. Abordagem teórica.....	pág. 17
2.4.2. Percentagem de domínio plástico para a carga máxima.....	pág. 20
2.4.3. Carga de transição para 50% domínio plástico.....	pág. 21

CAPÍTULO TRÊS

3.1. Enquadramento.....	pág. 23
3.2. Ensaio de atrito	
3.2.1. Descrição do modelo conhecido.....	pág. 27

3.2.2. Modelação do ensaio de atrito.....	pág. 30
3.2.3. Apresentação e discussão dos resultados.....	pág. 31
3.3. Análise global dos resultados obtidos com o ensaio de atrito.....	pág. 35

CAPÍTULO QUATRO

4.1. Dimensionamento do protótipo.....	pág. 36
4.1.1. Dimensionamento dos rolamentos.....	pág. 37
4.1.2. Dimensionamento do veio de fixação dos rolamentos.....	pág. 39
4.1.2.1. Cálculo do veio à Resistência.....	pág. 40
4.1.2.2. Cálculo do veios à Deformação.....	pág. 41
4.1.3. Dimensionamento das placas.....	pág. 41
4.1.4. Dimensionamento do suporte do veio dos cilindros.....	pág. 43
4.1.5. Dimensionamento do parafuso.....	pág. 44
4.1.6. Selecção da molas.....	pág. 45
4.1.7. Selecção da célula de carga.....	pág. 46
4.1.8. Selecção do rolamento linear de esferas.....	pág. 46
4.1.9. Dimensionamento dos parafusos de fixação do cilindro.....	pág. 46
4.2. Validação do protótipo de ensaio de atrito	
4.2.1. Modelação do ensaio de atrito.....	pág. 48
4.2.2. Validação numérica do protótipo.....	pág. 48
4.2.3. Janela de operabilidade.....	pág. 51
4.3. Procedimento de utilização do protótipo.....	pág. 54

CAPÍTULO CINCO

5.1. Conclusões finais.....	pág. 56
5.2. Perspectivas de trabalho futuro.....	pág. 58
Referências.....	pág. 59
Bibliografia consultada.....	pág. 60
Anexos.....	pág. 61

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Representação das características dimensionais do provete ensaiado.	pág. 5
Figura 2.2 – Representação da curva Tensão/Deslocamento convencional do ensaio de tracção.....	pág. 5
Figura 2.3 – Representação da bancada de ensaios e esquema de colocação do extensómetro na placa.....	pág. 6
Figura 2.4 – Visualização dos resultados obtidos para o ensaio 1 com aquisição de dados a cada $10ms$	pág. 7
Figura 2.5 – Visualização dos resultados obtidos para o ensaio 4 com aquisição de dados a cada $5ms$	pág. 8
Figura 2.6 – Fotografia do modelo utilizado no ensaio e representação do modo de contacto entre os provetes.....	pág. 12
Figura 2.7 – Representação do comportamento da força de atrito e força normal obtidas durante o ensaio.....	pág. 14
Figura 2.8 – Representação da recta da Força de Atrito em função da Força Normal para o diâmetro de $6mm$	pág. 15
Figura 2.9 – Comparação do comportamento da Força de Atrito em função do diâmetro do provete.....	pág. 15
Figura 2.10 – Representação gráfica da distribuição das Tensões em função P_0 e de (r/a)	pág. 19
Figura 2.11 – Representação da percentagem de domínio plástico para cada provete ensaiado à carga máxima ($50N$).....	pág. 20
Figura 2.12 – Representação da carga de transição para 50% Domínio Plástico em função do diâmetro do provete.....	pág. 21
Figura 2.13 – Representação gráfica da transição de Domínio para o provete de $6mm$	pág. 22

Figura 3.1 – Representação esquemática da disposição das ferramentas no processo de estampagem.....	pág. 23
Figura 3.2 – Representação do modelo proposto por <i>H. D. Nine</i> em 1978.....	pág. 27
Figura 3.3 – Representação esquemática das ferramentas utilizadas no modelo de elementos finitos do ensaio de atrito com freio.....	pág. 29
Figura 3.4 – Representação gráfica dos resultados obtidos no ensaio (à esquerda) e tabela com o valor médio calculado da força da amarra e respectivas flutuações (à direita).....	pág. 31
Figura 3.5 – Representação da evolução da Força da Amarra (em cima) e da força do Punção (em baixo) em função do deslocamento da amarra	pág. 32
Figura 4.1 – Representação dos principais componentes que constituem o Protótipo a dimensionar.....	pág. 36
Figura 4.2 – Representação dos componentes que constituem a cabeça do parafuso de carga (vista em corte de apenas metade).....	pág. 44
Figura 4.3 – Representação gráfica da força da amarra no ensaio com atrito zero (à esquerda) e tabela com o valor médio calculado da força da amarra e respectivas variações (à direita).....	pág. 48
Figura 4.4 – Representação da evolução da Força da Amarra (em cima) e da força do Punção (em baixo) em função do deslocamento da amarra.	pág. 49
Figura 4.5 – Representação da gama de operabilidade do aço <i>DP600</i>	pág. 52
Figura 4.6 – Representação da gama de operabilidade do aço <i>AL5185</i>	pág. 52

ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 2.1 – Tabela de resultados para valores de frequência de vibração para a torção.....	pág. 9
Quadro 2.2 – Propriedades de referência segundo a norma para o Aço ensaiado....	pág. 11
Quadro 2.3 – Quadro representativo dos parâmetros envolvidos nos ensaios.....	pág. 13
Quadro 2.4 – Tabela de comparação das equações obtidas em função do diâmetro do provete.....	pág. 16
Quadro 3.1 - Propriedades mecânicas do Aço <i>DP600</i> e da liga de Alumínio <i>Al5185</i>	pág. 29
Quadro 3.2 – Representação dos resultados obtidos para a Força da Amarra e do Punção.....	pág. 33
Quadro 3.3 – Comparação do coeficiente de atrito imposto e do valor obtido numericamente.....	pág. 33
Quadro 4.1 – Características técnicas do rolamento de agulhas selecionado.....	pág. 38
Quadro 4.2 – Análise dos esforços sofridos pelo veio de fixação do rolamento...	pág. 39
Quadro 4.3 – Representação da Tensão <i>Von Mises</i> e do deslocamento para o estudo dos esforços na placa 3.....	pág. 42
Quadro 4.4 – Representação da Tensão <i>Von Mises</i> e do deslocamento para o estudo dos esforços no suporte do veio.....	pág. 43
Quadro 4.5 – Características técnicas da mola do protótipo.....	pág. 45
Quadro 4.6 – Representação dos resultados obtidos para a Força da Amarra e do Punção.....	pág. 50
Quadro 4.7 – Comparação do coeficiente de atrito imposto e do valor obtido numericamente.....	pág. 50

NOMENCLATURA

Símbolo	Designação	Unidades
α	Constante dependente do diâmetro dos cilindros	[adm]
β	Constante dependente do diâmetro dos cilindros	[adm]
μ	Coefficiente de atrito	[adm]
ν	Coefficiente de <i>Poisson</i>	[adm]
σ_{θ}	Distribuição de Tensões segundo θ	MPa
σ_r	Distribuição de Tensões segundo r	MPa
σ_Z	Distribuição de Tensões segundo Z	MPa
σ_{ced}	Tensão de Cedência do material	MPa
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão normal máxima	MPa
$\sigma_{no\ min\ al}$	Tensão nominal do material	MPa
σ_{rot}	Tensão de ruptura do material	MPa
τ_c	Tensão de corte	MPa
$\tau_{m\acute{a}x}$	Tensão de corte máxima	MPa
A	Constante adimensional dependente das dimensões da placa	[adm]
a	Dimensão dos cilindros	m
B	Constante adimensional dependente das dimensões da placa	[adm]
b	Largura	m
c	Constante adimensional	[adm]
C_E	Constante adimensional	[adm]
C_o	Capacidade de carga estática	N
d	Constante adimensional	[adm]
E	Módulo de Elasticidade	MPa
F_a	Força de atrito	N
f_b	Factor de fiabilidade	[adm]
F_C	Força do punção	N
f_f	Frequência de vibração para o modo de flexão	Hz
f_n	Frequência de vibração para o modo n	Hz
F_P	Força da amarra	N
$F_{Parafuso}$	Força do parafuso	N
F_{Prova}	Força de prova do parafuso	N
F_R	Força da amarra de referência (ensaio zero)	N
F_r	Força radial suportada pelo rolamento	N
f_t	Frequência de vibração para o modo <i>de torção</i>	Hz
G	Módulo de Rigidez	MPa
K	Rigidez da placa	[adm]
K_n	Rigidez da placa para cada modo de n	[adm]
K_D	Constante dependente do diâmetro dos cilindros	[adm]

L	Comprimento da placa	m
L_p	Comprimento definido na Tabela de Frequências Naturais	m
m	Massa	kg
$Mf_{máx}$	Momento-flector máximo	$N.m$
Mt	Momento torçor	$N.m$
N	Força normal aplicada	N
P_0	Pressão máxima de contacto entre os cilindros	MPa
P_o	Carga estática equivalente	N
r	Raio de contacto dos cilindros	m
R	Raio combinado dos cilindros	m
t	Espessura	m
T_1	Constante adimensional dependente das dimensões da placa	$[adm]$

CAPITULO UM

Neste capítulo descreve-se a estrutura adoptada para a apresentação do trabalho e apresenta-se uma pequena abordagem ao problema do atrito associado ao processo de estampagem. São definidos os objectivos propostos para o trabalho desenvolvido.

1.1 Enquadramento

Durante a deformação de uma chapa metálica contra uma ferramenta rígida, o contacto ocorre apenas nos picos das asperezas das superfícies da chapa e da ferramenta. Nas áreas de contacto, a chapa escorrega sobre a superfície da ferramenta e, por conseguinte, os modelos de cálculo utilizados para estudar os processos de conformação têm de considerar o fenómeno do contacto com atrito.

Como o atrito pode ser responsável por uma quantidade significativa da potência dispendida nos processos de conformação é necessária uma profunda investigação para um melhor entendimento dos processos de contacto com atrito. Por exemplo, nos processos de estampagem ou embutidura as forças de retro – tracção existentes entre ferramenta e a chapa são condicionadas pelo atrito e pela flexão e deflexão da chapa. A redução do atrito pode ser conseguida pela aplicação de uma quantidade adequada de óleo, mas esta medida tem cada vez menos aplicabilidade devido a uma forte tendência de redução da quantidade de lubrificante por motivos ambientais.

A generalidade dos modelos de contacto com atrito disponíveis envolve o conceito de coeficiente de atrito. Todavia, actualmente, a optimização do contacto com atrito em processos de conformação é virtualmente impossível porquanto o fenómeno físico não é dominado em situações de contacto não lubrificado ou com lubrificação limite. Deste modo é impossível prever a ocorrência de gripagem no contacto com a consequente alteração dos esforços.

A maioria dos modelos de atrito deriva do modelo básico de *Amontons-Coulomb*, mais ou menos melhorados com outros conceitos de contacto, fundamentalmente o modelo de contacto hertziano. Contudo, a experiência mostra que, na maioria das aplicações, o atrito dificilmente pode ser completamente explicado por qualquer um dos modelos disponíveis. Do ponto de vista da qualidade dos resultados da simulação numérica de

processos de conformação de chapa, a teoria de *Hertz* aponta que o ideal seria recorrer a modelos de atrito que dependam do estado de tensões e deformações local. No entanto, os modelos de atrito disponíveis actualmente são modelos de análise global.

A implementação de um modelo suficientemente preciso e versátil impõe que primeiro se demonstre, experimentalmente, que o atrito depende do estado de tensão local. Posteriormente, é necessário investigar as relações entre o atrito e o estado de tensão em toda a área de contacto. Para estabelecer e validar estas relações terá necessariamente que se recorrer a dispositivos experimentais que repliquem convenientemente as operações de conformação, mas que permitam igualmente a medição isolada da força de atrito. No final deve-se procurar que o modelo de atrito seja suficientemente robusto para garantir tempos de computação aceitáveis.

1.2 Objectivos

Pelo exposto anteriormente, o objectivo fundamental deste trabalho é aumentar a compreensão do fenómeno de contacto com atrito nos processos de conformação de chapas metálicas. Para atingir este objectivo recorre-se à aplicação de métodos de análise local, com base em resultados experimentais, visando estabelecer a ponte de conhecimento entre a modelação dos problemas de conformação e a determinação experimental dos parâmetros de contacto com atrito mais adaptados à modelação do fenómeno.

A primeira tarefa visa a análise local do problema de contacto com atrito com o auxílio de ensaios de *load scanning*. Para tal estuda-se a evolução do coeficiente de atrito com a distribuição de tensões ao longo de ensaios de *load scanning*. Posteriormente procura-se estender estes conceitos e relações ao estudo de problemas mais complexos de conformação, com o auxílio da simulação numérica. O objectivo é definir um ensaio de atrito global que seja sensível às variações locais do coeficiente de atrito.

O último objectivo importante do presente projecto é a concepção e dimensionamento do protótipo do ensaio de atrito global seleccionado para realizar a ponte entre a análise local e global. Este equipamento deve ser desenvolvido de modo a aproveitar equipamento já existente, como seja uma máquina de ensaios de tracção. Este equipamento ficará disponível para investigações futuras neste domínio.

1.3 Esquema da Dissertação

Este trabalho foi desenvolvido no âmbito da Tese de Mestrado. A dissertação que se apresenta está organizada em quatro capítulos.

No presente capítulo enquadram-se os objectivos do trabalho realizado. Descreve-se, de modo sucinto, o processo de estampagem e a importância dos fenómenos de contacto com atrito na definição das condições óptimas deste processo.

No capítulo dois descreve-se o estudo experimental de análise do coeficiente de atrito, realizado com a técnica de *load scanning*. Este trabalho visa melhorar a compreensão dos mecanismos de contacto e permitir o desenvolvimento de modelos de análise local, compatíveis com os valores de coeficiente de atrito medidos por análise global. Para tal, os resultados experimentais obtidos são analisados e avalia-se a evolução da distribuição de tensões ao longo de cada ensaio.

No capítulo três é apresentada a descrição do processo de conformação em análise e do modelo utilizado na simulação pelo método dos elementos finitos. Nesse capítulo procede-se ainda à avaliação da influência de alguns parâmetros tecnológicos importantes.

No quarto capítulo é efectuado o dimensionamento e selecção de todos os componentes que constituem o protótipo para determinação do coeficiente de atrito. Recorre-se à simulação numérica do processo para analisar a sensibilidade do conjunto ao coeficiente de atrito e analisam-se as principais variáveis geométricas do processo. Por fim, é estudada a versatilidade de utilização do protótipo.

O quinto e último capítulo finda com as conclusões finais da Tese realizada e efectuam-se propostas de possíveis trabalhos a realizar no âmbito deste tema.

CAPITULO DOIS

Neste capítulo faz-se o enquadramento dos estudos experimentais (load scanning), visando a compreensão dos mecanismos de contacto e o desenvolvimento de modelos de análise local, compatíveis com os valores de coeficiente de atrito medidos por análise global. No final procede-se ao estudo das variações do atrito em função da distribuição de tensões e em particular, da distribuição da deformação na superfície de contacto.

2.1 Enquadramento

Quando dois corpos contactam entre si é requerida uma força finita para produzir movimento relativo. Se o movimento for de deslizamento o fenómeno é designado por atrito de escorregamento. Apesar dos múltiplos contributos para o estudo do atrito, a modelização clássica baseia-se nos trabalhos pioneiros de *Amontons* e *Coulomb*. A sua principal observação de que a força de atrito, F , é proporcional à força normal aplicada, N , deu origem à definição de coeficiente de atrito como a constante de proporcionalidade. Em termos práticos, a influência do atrito é avaliada através do modelo de *Coulomb*, ou seja, a força de atrito é calculada como o produto da força normal à interface de deslizamento pelo coeficiente de atrito. O coeficiente de atrito é habitualmente considerado constante para um dado par de materiais e para uma vasta gama de condições de contacto.

Os resultados experimentais são, invariavelmente, expressos em função das condições de deslizamento (força normal e velocidade de deslizamento) e da geometria de contacto. Pelo exposto, torna-se bastante difícil utilizar com segurança os resultados em condições em que a geometria de contacto é diferente da utilizada nos ensaios experimentais.

Neste trabalho é apresentada uma nova metodologia que envolve não só um procedimento experimental, mas também, um modelo de cálculo que permite exprimir as variações do atrito em função da distribuição de tensões. A técnica de ensaio utilizada, de deslizamento com variação contínua de carga, é convenientemente apresentada, sendo discutidas as vantagens da sua utilização em ensaios de atrito de materiais.

2.2 Determinação das propriedades mecânicas do material

2.2.1. Tensão de Cedência

Para determinar a Tensão de Cedência do material em estudo realizou-se um ensaio de tracção de um provete normalizado, conforme demonstrado na figura 2.1.

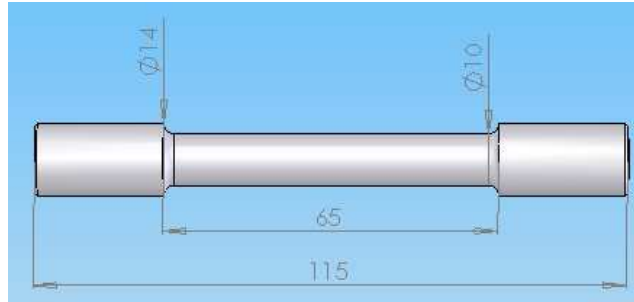


Figura 2.1 – Representação das características dimensionais do provete ensaiado.

O valor de referência do fabricante para a Tensão de ruptura do aço CK45 é de 585MPa [1]. Com base neste valor de referência determinou-se a carga de ruptura expectável para o ensaio de tracção com o auxílio da Equação 2.1:

$$\sigma = \frac{F}{A} \Leftrightarrow \sigma_{rot} = \frac{F_{rot}}{A} \quad (\text{Eq.2. 1})$$

onde σ é a tensão convencional, F a força de tracção e A a área transversal inicial do provete. O subscrito *rot* é utilizado para designar os valores correspondentes à carga de ruptura. A área inicial pode ser determinada com base no diâmetro inicial do provete.

Com base nestes dados, determina-se uma estimativa para o valor máximo expectável para a carga de ruptura, igual a aproximadamente 46kN . Ou seja, este é o valor de carga para o qual deve ocorrer a ruptura do provete. Este valor é uma estimativa uma vez que se utiliza no cálculo a área inicial.

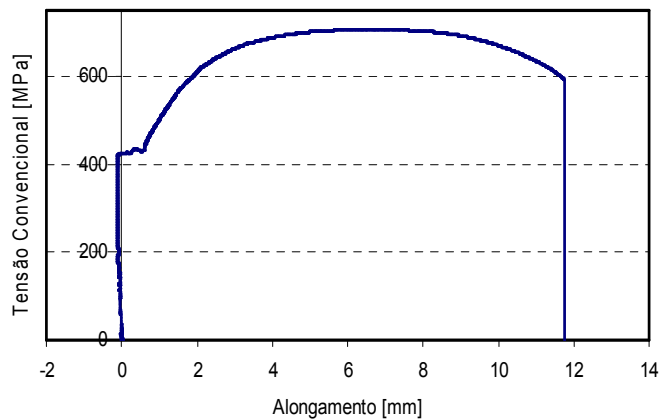


Figura 2.2 – Representação da curva Tensão/Deslocamento convencional do ensaio de tracção.

A curva Tensão/Deslocamento convencional do ensaio de Tracção, representada na figura 2.2, permite observar a transição do provete do domínio elástico para o domínio plástico, correspondendo ao valor da Tensão de Cedência do material ensaiado. Dado que o ensaio apresenta um patamar de cedência, calcula-se a média dos valores obtidos nesse patamar para definir o valor da Tensão de Cedência de $424,3MPa$.

2.2.2. Módulo de Elasticidade e Módulo de Rigidez

A determinação das propriedades elásticas do material recorreu ao método especificado pela NORMA C1259-98 [2]. Este método é especialmente utilizado devido às seguintes características:

- Adequado para determinação das propriedades elásticas de materiais com características específicas (elásticos, homogêneos e isotrópicos);
- Método dinâmico não destrutivo, sendo por isso mais vantajoso que o carregamento estático.

A correcta realização do ensaio exige que seja dada especial atenção à colocação do extensómetro, que deve apresentar um ligeiro ângulo em relação ao eixo longitudinal da placa. Este cuidado permite quantificar as frequências naturais de vibração da placa para o modo de flexão e de torção. A figura 2.3 apresenta as características da placa a ensaiar, de acordo com a norma.

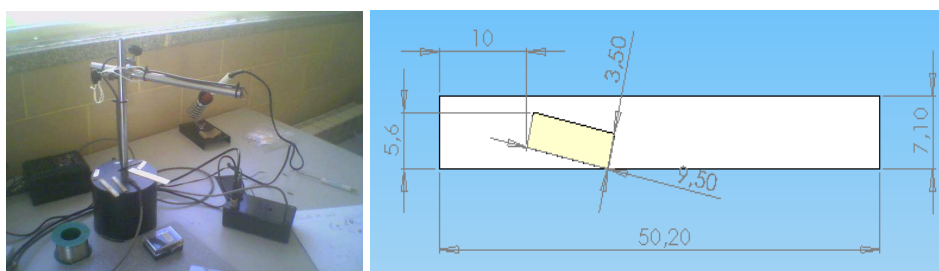


Figura 2.3 – Representação da bancada de ensaios e esquema de colocação do extensómetro na placa.

Da observação da figura 2.3, pode-se verificar as dimensões da placa ensaiada mas para a determinação das propriedades elásticas do material (cálculo futuro) é necessário conhecer com algum rigor as dimensões da placa ensaiada (obtida da média de 12 medições) e o peso (obtida da média de 3 medições). Desta forma, obtiveram-se os

seguintes valores: massa (m) igual a 3,8g, comprimento (L) igual a 50,200mm, largura (b) igual a 7,104mm e espessura (t) igual a 1,363mm.

Desta forma, o sistema é sensível à quantificação das frequências naturais de vibração da placa para o modo de flexão e de torção. A determinação das propriedades elásticas do material envolve duas fases de ensaios com as seguintes características¹:

- Ensaio 1, 2 e 3 realizados com aquisição de dados a cada 10ms;
- Ensaio 4, 5 e 6 realizados com aquisição de dados a cada 5ms.

O primeiro grupo de ensaios permite obter as frequências de vibração num intervalo mais curto (até 12.000Hz), correspondentes à gama de frequência de vibração para o modo de flexão. Na figura 2.4 apresentam-se, a título de exemplo, os resultados obtidos para o ensaio 1, uma vez que os ensaios apresentam um comportamento semelhante em termos de frequência, apesar da diferença de sinal provocado.

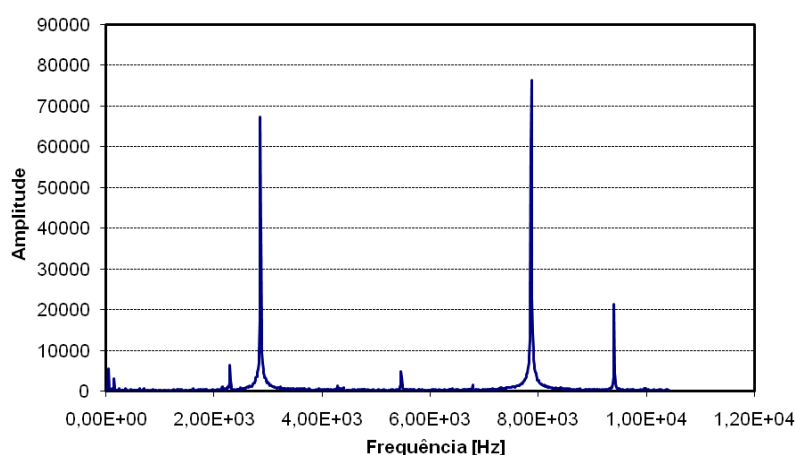


Figura 2.4 – Visualização dos resultados obtidos para o ensaio 1 com aquisição de dados a cada 10ms.

Na figura 2.4 é possível observar o comportamento da amplitude em função da frequência de vibração. A frequência de vibração para o primeiro modo de flexão corresponde ao primeiro pico de amplitude do gráfico, com um valor igual a $f_{f1}=2858,5\text{Hz}$. A análise teórica do ensaio indica que devem existir outros picos que correspondem a frequências de vibração de outros modos de flexão. Os ensaios não permitiram evidenciar estas frequências porque, possivelmente, a colocação do extensómetro coincidiu com a distância de $\pm\frac{1}{3}L$, comprimento da placa (ver figura 2.3).

O segundo grupo de ensaios permite obter uma gama de frequências de vibração num intervalo mais longo (até 25.000Hz), correspondentes aos picos passíveis de serem

¹ Os resultados completos para as duas de fases de ensaios encontram-se em Anexo (A.1 e A.2).

associados a valores de frequência de vibração para o modo de torção. Na figura 2.5 apresentam-se os resultados obtidos para o ensaio 4.

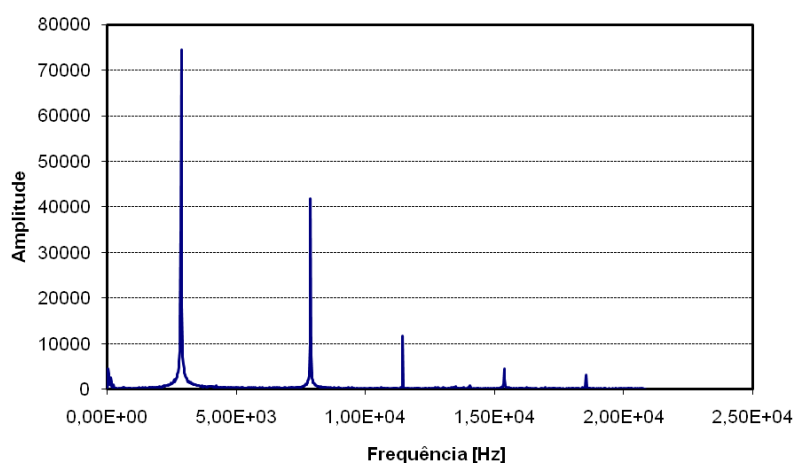


Figura 2.5 – Visualização dos resultados obtidos para o ensaio 4 com aquisição de dados a cada 5ms.

À semelhança do teste anterior, os ensaios apresentam um comportamento semelhante, com picos de amplitude para o mesmo valor de frequência (ver figura 2.5). No entanto, é necessário verificar a correspondência com os valores da frequência de vibração para o modo de torção, com base na análise teórica do ensaio.

- Verificação dos valores da frequência de vibração para a torção:

Os ensaios realizados para análise da frequência de vibração do modo de torção permitem identificar um conjunto de picos que podem corresponder a essa frequência. Para verificar a validade de cada um dos picos recorre-se aos valores conhecidos para as Frequências Naturais da placa para o caso Livre-Livre, que corresponde às condições dos ensaios realizados [3].

Os valores das frequências naturais da placa podem ser determinados com base no valor da relação $K \cdot L_p$, conhecido para cada modo de vibração, em que K é a rigidez da placa e L_p é o comprimento. Conhecido o comprimento da placa utilizada nos ensaios experimentais, L , pode-se determinar para cada modo de vibração n , a rigidez K_n , através da seguinte relação:

$$K_n = K \cdot L_p / L. \quad (\text{Eq. 2.3})$$

Importa realçar que o valor de $K \cdot L_p$ é definido com base nas frequências naturais para o caso Livre-Livre. Para um comprimento da placa $L=50,200mm=1,976pol$ e $K \cdot L_p$ conhecido (ver Quadro 2.1), é possível determinar o valor de K_n correspondente a cada modo de vibração, com o auxílio da equação 2.3.

Conhecido o valor de K_n e a frequência natural de flexão, $f_{f1}=2858,5Hz$, determina-se o valor da frequência de vibração, correspondente a cada modo, com base na seguinte equação:

$$f_n = (f_{f1} / K_n) \cdot K_n^2 \quad (\text{Eq. 2.4})$$

Os resultados obtidos para a frequência de vibração para o modo de torção f_n , encontram-se apresentados no quadro 2.1.

Quadro 2.1 – Tabela de resultados para valores de frequência de vibração para a torção.

Modo n	$K \cdot L_p$	K_n	f_n [Hz]
1	---	---	---
2	4,73	2,40	6854,81
3	7,853	3,98	11380,72
4	10,996	5,57	15935,62
5	14,137	7,17	2087,62
6	17,27	8,76	25028,02

A comparação entre os valores medidos nos ensaios, apresentados na figura 2.5 ($5ms/div$), e os valores teóricos, apresentados no quadro 2.1, permite concluir que existem apenas dois valores que podem corresponder a uma frequência de vibração para o modo de torção. Estes valores estão assinalados a vermelho no Quadro 2.1. Para determinar qual destes valores corresponde efectivamente à frequência de vibração para o modo de torção é necessário proceder ao cálculo das propriedades elásticas do material.

- Cálculo das propriedades do material

Para determinar as propriedades elásticas do material é necessário conhecer as dimensões da placa ensaiada (média de 12 medições) e o peso (média de 3 medições). Deste modo, obtiveram-se os seguintes valores: massa (m) igual a 3,8g, comprimento (L) igual a 50,200mm, largura (b) igual a 7,104mm e espessura (t) igual a 1,363mm.

De acordo com a norma do ensaio, uma vez que o comprimento da placa, L , é superior a 20 vezes a espessura, t :

$$L/t \geq 20 \Rightarrow 50,2/1,36250 \geq 20 \quad , \quad (\text{Eq. 2.5})$$

o cálculo de T_1 é dado por:

$$T_1 = \left[1 + 6.585 \left(t/L^2 \right) \right] = \left[1 + 6.585 \cdot (1,36250/50,2^2) \right] = 1,005 \quad (\text{Eq. 2.6})$$

Deste modo obtêm-se todas as variáveis para o cálculo do Módulo de Elasticidade, com o auxílio da seguinte equação:

$$E = 0,9465 \cdot (m \cdot f_f / b) \cdot (L^3 / t^3) \cdot T_1 \quad (\text{Eq. 2.7})$$

A frequência de vibração à flexão, f_{f1} , foi determinada com base no primeiro conjunto de ensaios como sendo igual a 2858,5Hz. Substituindo os valores conhecidos na Equação 2.7 obtém-se:

$$\begin{aligned} E &= 0,9465 \cdot (3,775 \cdot 2858,5 / 7,10442) \cdot (50,2^3 / 1,3625^3) \cdot 1,005 \Leftrightarrow \\ &\Leftrightarrow E = 206,5 \text{GPa} \end{aligned}$$

A norma define igualmente a expressão para o cálculo do Módulo de Rigidez, que é dado pela seguinte expressão:

$$G = \frac{4 \cdot L \cdot m \cdot f_t^2}{b \cdot t} [B / (1 + A)] \quad (\text{Eq. 2.8})$$

onde,

$$B = \left[\frac{(b/t) + (t/b)}{4 \cdot (t/b) - 2,52 \cdot (t/b)^2 + 0,21 \cdot (t/b)^6} \right] \quad (\text{Eq. 2.10})$$

$$A = \left[\frac{0,5062 - 0,8776 \cdot (b/t) + 0,3504 \cdot (b/t)^2 - 0,0078 \cdot (b/t)^3}{12,03 \cdot (b/t) + 9,892 \cdot (b/t)^2} \right] \quad (\text{Eq. 2.11})$$

As constantes A e B dependem apenas das dimensões das placas. Com base nos valores obtidos das medições, substituindo estes valores nas equações 2.10 e 2.11 determina-se que A é igual a 0,013 e B é igual a 8,015.

O Módulo de Rigidez é determinado para os dois valores de frequência de vibração para o modo de torção, identificados no Quadro 2.1, f_{t3} igual 11380,72Hz e f_{t4} igual 15935,62Hz. Substituindo estes valores na Equação 2.8, obtém-se:

$$G_3 = \frac{4 \cdot 50,2 \cdot 3,775 \cdot 11380,72^2}{7,10442 \cdot 1,3625} [8,015 / (1 + 0,013)] \Leftrightarrow G_3 \cong 80 \text{ GPa}$$

$$G_4 = \frac{4 \cdot 50,2 \cdot 3,775 \cdot 15935,62^2}{7,10442 \cdot 1,3625} [8,015 / (1 + 0,013)] \Leftrightarrow G_4 \cong 157 \text{ GPa}$$

Destes resultados concluiu-se que apenas o Módulo de Rigidez G_3 igual a 80GPa é um valor plausível, uma vez que o valor de Módulo de Rigidez, G_4 é muito elevado. Assim sendo, a frequência de vibração para o modo de torção é igual a 11380,72Hz.

Com base nos resultados anteriores é possível determinar o coeficiente de *Poisson*, que é dado pela seguinte expressão:

$$\mu = (E / (2 \cdot G)) - 1 \quad (\text{Eq. 2.12})$$

Substituindo os valores do Módulo de Elasticidade e de Rigidez, na Equação 2.12, vem:

$$\mu_3 = (E / (2 \cdot G_3)) - 1 = (206,5 / (2 \cdot 80)) - 1 = 0,291$$

De realçar a precisão dos valores obtidos através do ensaio e a gama de valores indicados para o aço [1], conforme é possível observar no quadro 2.

- Material: Aço DIN CK 45 ou AISI1045

Quadro 2.2 – Propriedades de referência segundo a norma para o Aço ensaiado.

Properties	
Density (\bar{A} —1000 kg/m ³)	7.7-8.03
Poisson's Ratio	0.27-0.30
Elastic Modulus (GPa)	190-210
Tensile Strength (Mpa)	585
Yield Strength (Mpa)	505
Elongation (%)	12
Reduction in Area (%)	45
Hardness (HB)	170

2.3 Ensaio de deslizamento com variação da carga normal

2.3.1. Equipamento

Com base no trabalho precursor de *Hogmark* [4,5], os ensaios de deslizamento com variação da carga normal utilizam uma geometria de contacto cilindro/cilindro com os eixos cruzados, ou seja, contacto contra-conformado do tipo pontual. O equipamento utiliza duas unidades de movimento linear, com eixos perpendiculares, com comando numérico de elevada precisão de movimento. Um dos eixos integra um sistema de aplicação de força normal e tem associado um dos provetes cilíndricos.

O segundo provete, também cilíndrico, é suportado por um porta provetes que está ligado à segunda unidade de movimento linear através de uma célula de carga de três componentes (ver figura 2.6). Durante todo o ensaio, esta célula permite medir a força normal e as duas componentes da força no plano de deslizamento, de cuja composição vectorial resulta a força de atrito. A célula de carga é piezoelétrica o que garante uma rigidez elevada da montagem, associada a valores desprezáveis para os coeficientes de influência cruzada dos vários componentes da força.

Este ensaio é muito vantajoso pois permite ensaios com carga normal variável no tempo com o contacto a progredir sempre com superfícies novas. Este facto resulta de se colocarem os provetes cilíndricos com os eixos perpendiculares entre si e estes formarem um ângulo 45° com a direcção de deslizamento resultando, como se mostra na Figura 2.6.

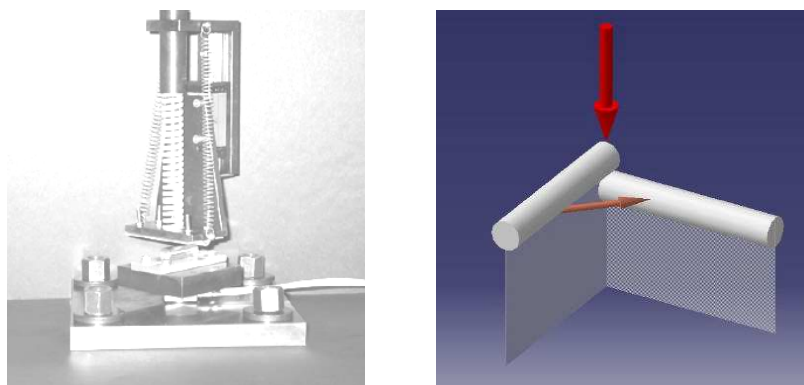


Figura 2.6 – Fotografia do modelo utilizado no ensaio e representação do modo de contacto entre os provetes.

Como o movimento é unidireccional e as superfícies de contacto são sempre novas, a superfície de desgaste resultante estende-se ao longo de eixo do cilindro. Deste modo é possível estabelecer uma relação entre cada secção da superfície de desgaste e a força normal que lhe deu origem.

A versatilidade do equipamento resulta do facto de ambas as unidades de movimento linear serem independentes e controladas por comando numérico. Deste modo é possível cumprir várias trajectórias de movimento, várias leis de aplicação de carga e utilizar movimentos unidireccionais ou alternados com passagens simples ou múltiplas.

A evolução das forças durante o ensaio é registrada com o auxílio de um sistema de aquisição de dados.

2.3.2. Procedimento

Antes de iniciar o ensaio é necessário proceder à preparação dos provetes. Inicialmente procede-se à operação de polimento com lixa de 220, 500 e finalmente 1000 de modo a obter superfície sem riscos. Imediatamente antes do ensaio, os provetes são limpos por ultra-sons num banho de álcool etílico.

A preparação dos ensaios envolve a colagem dos provetes em placas com rasgo em V, para posterior fixação ao modelo que já se encontra posicionado na Máquina CNC (Comando Numérico Computorizado). Nesta fase é necessário verificar o ponto em que os provetes iniciam o contacto com auxílio de uma folha de papel. Antes de dar início ao ensaio, efectua-se uma última limpeza das superfícies. O contacto entre os provetes ocorre apenas durante 10s, num total de 30s de duração do ensaio. As condições impostas para os ensaios realizados encontram-se sumariadas no Quadro 2.3.

Quadro 2.3 – Quadro representativo dos parâmetros envolvidos nos ensaios.

Diâmetro [mm]	Velocidade [mm/s]	Força Normal [N]
4	$1 \rightarrow C^{te}$	0 - 50 (Carga crescente)
6		
8		
10		
12		
15		
19		

A carga normal aplicada é linearmente crescente entre 0 e 50N e a velocidade de deslizamento é de 1mm/s. Deste modo obtém-se uma velocidade de aplicação da carga de 5N/s. No final de cada ensaio os provetes são retirados das placas e são limpos com acetona, de modo a garantir a sua limpeza.

2.3.3. Resultados obtidos

Os dados obtidos no ensaio de deslizamento são registados com o auxílio de um sistema de aquisição de dados, que faz corresponder a cada canal de saída um valor de força medida (Força de Atrito ou Força Normal). Estes dados têm de ser posteriormente tratados, de modo a converter os dados obtidos em Volts (sistema eléctrico) em unidade de Força, tendo em atenção que:

- $F_x = 149,45N/V$ (força de atrito);
- $F_z = 292,53N/V$ (força normal).

A figura 2.7 abaixo indicada, representa graficamente a evolução das forças envolvidas no ensaio.

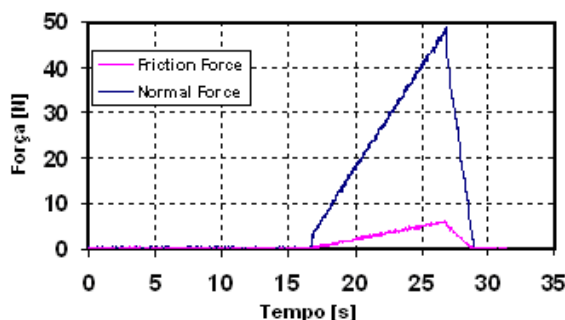


Figura 2.7 – Representação do comportamento da força de atrito e força normal obtidas durante o ensaio.

Neste estudo despreza-se a representação da evolução da força normal. A análise desta variável ao longo do ensaio é interessante apenas para observar a aplicação constante da carga, gripagens, escorregamentos, etc.

A evolução da força de atrito registada ao longo do ensaio foi analisada e tratada, para facilitar a interpretação dos resultados. O tratamento envolve várias etapas. Na primeira etapa calcula-se o valor médio dos valores da Força de Atrito até ao início da subida. Na segunda etapa, este valor é subtraído aos resultados obtidos para o ensaio, de modo a garantir que a força de atrito inicia em zero. Na última etapa de tratamento representa-se a evolução da força de atrito desprezando: (i) a parte horizontal inicial da evolução, que representa o início do ensaio, quando ainda não existe contacto entre os provetes; (ii) a parte descendente final, correspondente à parte final do ensaio (após a carga máxima). Deste modo, obtêm-se apenas a evolução da força de atrito com o aumento da força normal durante o ciclo de carga, que correspondem ao conjunto de ponto registados quando os provetes estão em contacto e a carga é crescente. A aproximação linear destes

pontos permite obter uma equação para a recta que representa a evolução da Força de Atrito em função da Força Normal (carga crescente de 0 até 50N). Na figura 2.8 apresenta-se a evolução obtida para o ensaio realizado com os cilindros de 6mm de diâmetro.

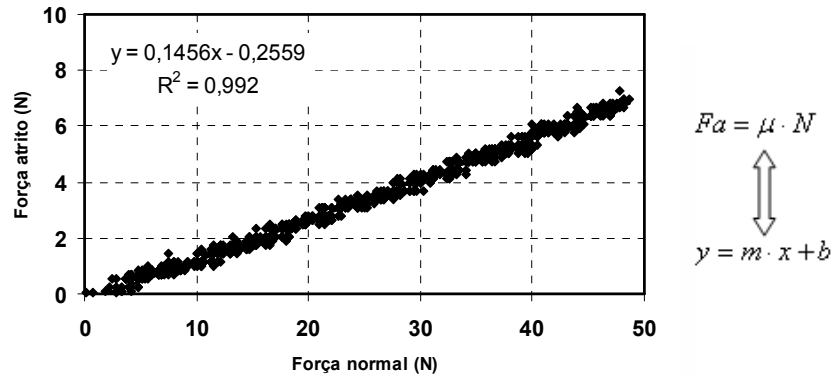


Figura 2.8 – Representação da recta da Força de Atrito em função da Força Normal para o diâmetro de 6mm.

De acordo com o modelo de atrito de *Coulomb*, o declive da evolução da força de atrito com a força normal corresponde ao coeficiente de atrito instantâneo. Assim, a título de exemplo, o ensaio realizado com os provetes de diâmetro igual a 6mm (representado na figura 2.8) possui um valor médio do coeficiente de atrito $m=\mu$, igual a 0,153. O valor elevado do coeficiente de correlação obtido ($R^2=0,992$) para a regressão linear permite concluir que a força de atrito é função apenas da carga normal.

Para efeitos de cálculo do coeficiente de atrito despreza-se a ordenada na origem (b) da equação obtida por regressão linear, $y = m \cdot x + b$, pelo que todas as rectas apresentam um valor de força de atrito nulo para uma força normal nula. A figura 2.9 apresenta as aproximações lineares obtidas para todos os diâmetros de provetes ensaiados².

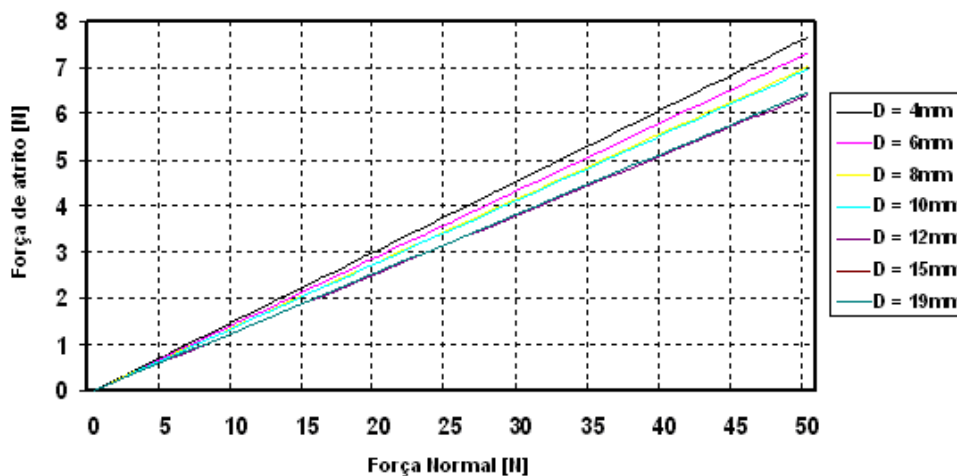


Figura 2.9 – Comparação do comportamento da Força de Atrito em função do diâmetro do provete.

² Os gráficos detalhados para cada provete encontram-se representados em Anexo (A.3).

2.3.4. Discussão dos resultados

As aproximações lineares obtidas para os diferentes diâmetros de provete ensaiados encontram-se resumidas no quadro 2.4.

Quadro 2.4 – Tabela de comparação das equações obtidas em função do diâmetro do provete.

Diâmetro [mm]	Equação [$y = m \cdot x$]	Correlação [R^2]
4	$y = 0,153 x$	$R^2 = 0,919$
6	$y = 0,146 x$	$R^2 = 0,992$
8	$y = 0,140 x$	$R^2 = 0,989$
10	$y = 0,139 x$	$R^2 = 0,948$
12	$y = 0,128 x$	$R^2 = 0,991$
15	$y = 0,129 x$	$R^2 = 0,988$
19	$y = 0,129 x$	$R^2 = 0,989$

A observação do Quadro 2.4 permite constatar que o coeficiente de atrito diminui com o aumento do diâmetro do provete até ao diâmetro igual a 10mm. Para esta gama de provetes de menor dimensão, observa-se uma maior variação do coeficiente de atrito com a geometria do contacto, da ordem de [0,139 a 0,153]. Para provetes de diâmetros superiores a 10mm, estas variações tornam-se menos evidentes e o coeficiente de atrito toma um valor praticamente constante na ordem de [0,128 a 0,129].

Assim, conclui-se que a geometria do contacto influencia o coeficiente de atrito estimado para diâmetros de curvatura inferiores ou iguais a 10mm. Esta conclusão é pouco significativa para a análise local dos problemas de atrito. Assim, na próxima secção estudam-se estas variações do coeficiente de atrito em função da distribuição de tensões, de modo a procurar relacionar a variação do coeficiente de atrito com o Estado de Tensão característico.

2.4 Cálculo das Tensões

2.4.1. Abordagem teórica

O objectivo desta secção é estudar a variação da força de atrito em função da distribuição das tensões na zona de contacto, de modo a corroborar a interpretação dos resultados obtidos com os ensaios de deslizamento. Deste modo, procura-se esclarecer qual o Estado de Tensões que caracteriza cada ensaio.

A distribuição de tensões na zona de contacto entre provetes cilíndricos, em coordenadas polares, (r, θ, Z) encontra-se definida na literatura [6]. As expressões para a distribuição das tensões σ_z , σ_r e σ_θ , são as seguintes:

$$\sigma_z = -P_0 \cdot \sqrt{1 - (R/a)} \quad (\text{Eq. 2.13})$$

$$\sigma_r = P_0 \cdot \left[\left\{ \frac{1 - 2 \cdot \nu}{3} \cdot \left(\frac{r}{a} \right)^2 \cdot \left[1 - \left(1 - \left(\frac{r}{a} \right)^2 \right)^{3/2} \right] \right\} - 2 \cdot \nu \cdot \left(1 - \left(\frac{r}{a} \right)^2 \right)^{1/2} \right] \quad (\text{Eq. 2.14})$$

$$\sigma_\theta = P_0 \cdot \left[\left\{ -\frac{1 - 2 \cdot \nu}{3} \cdot \left(\frac{r}{a} \right)^2 \cdot \left[1 - \left(1 - \left(\frac{r}{a} \right)^2 \right)^{3/2} \right] \right\} - 2 \cdot \nu \cdot \left(1 - \left(\frac{r}{a} \right)^2 \right)^{1/2} \right] \quad (\text{Eq. 2.15})$$

em que P_0 corresponde ao valor máximo da pressão normal de contacto, R é o raio combinado dos cilindros, ν é o coeficiente de *Poisson* e a é a dimensão da zona de contacto entre os cilindros. A dimensão da zona de contacto (a) entre os provetes é obtida com base no valor do módulo de elasticidade combinado E^* , com o auxílio da seguinte expressão:

$$a = \left(\frac{3 \cdot P \cdot R}{4 \cdot E^*} \right)^{1/3} \quad (\text{Eq. 2.16})$$

O raio combinado R é obtido com base nos raios dos cilindros em contacto, R_1 e R_2 , como:

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \quad (\text{Eq. 2.17})$$

O módulo de elasticidade combinado é obtido em função das propriedades elásticas de cada um dos cilindros em contacto, tal que:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (\text{Eq. 2.18})$$

Por outro lado o valor máximo da pressão P_0 é dado por:

$$P_0 = \frac{1,5 \cdot P}{\pi \cdot c \cdot d} \quad (\text{Eq. 2.19})$$

onde P é o valor da força normal aplicada e as constantes encontram-se definidas na literatura [7], seguindo a norma:

$$c = \alpha \cdot \sqrt[3]{P \cdot K_D \cdot C_E} \quad (\text{Eq. 2.20})$$

$$d = \beta \cdot \sqrt[3]{P \cdot K_D \cdot C_E} \quad (\text{Eq. 2.21})$$

Nesta expressão α e β são dados pela relação D_1/D_2 dos provetes. Como os provetes são iguais a relação é igual a 1, as constantes α e β tomam o valor de 0,908. A constante K_D é obtida em função do diâmetro de ambos os cilindros [7], tal que:

$$K_D = \frac{D_1 \cdot D_2}{D_1 + D_2} \quad (\text{Eq. 2.22})$$

A constante C_E corresponde ao inverso do módulo de elasticidade combinado [7]:

$$C_E = \frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (\text{Eq. 2.23})$$

Com base na distribuição de tensão na zona de contacto é possível determinar a Tensão de Corte Máxima, que neste caso é função de σ_Z e σ_R , tal que:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{1}{2} (\sigma_Z - \sigma_R) \quad (\text{Eq. 2.24})$$

A identificação do Estado de Tensão ou Deformação associado ao contacto é obtida por comparação da Tensão de Corte Máxima ($\tau_{m\acute{a}x}$) com o valor da Tensão de Cedência ao Corte. A determinação da Tensão de Cedência ao Corte, de acordo com o *Crítério de Tresca*, é dada por:

$$\sigma_{ced_c} = \frac{1}{2} \sigma_{no\ min\ al} \quad (\text{Eq. 2.24})$$

Como $\sigma_{no\ min\ al}$ ou Tensão de Cedência é igual a $424,3\text{MPa}$, obtém-se um valor de Tensão de Cedência ao Corte igual a $212,15\text{MPa}$. A grande vantagem desta transformação reside com o facto de a tensão de corte máxima depender apenas de três factores:

- Propriedades Elásticas do material – Iguais para todos os provetes dado ter sido utilizado sempre o mesmo material;
- Carga normal – Igual para todos os ensaios $[0 - 50\text{N}]$;
- Diâmetro dos provetes – único factor que varia pois foram realizados ensaios para provetes de diâmetros diferentes.

Assim as Equações 2.13, 2.14 e 2.15 foram normalizadas com o valor obtido para P_0 , o que permite obter a distribuição das tensões (σ_z / P_0), (σ_r / P_0) e (σ_θ / P_0) apenas em função de (r/a) . Deste modo, a distribuição de tensões obtida abrange qualquer caso geral, como o apresentado na figura 2.10.

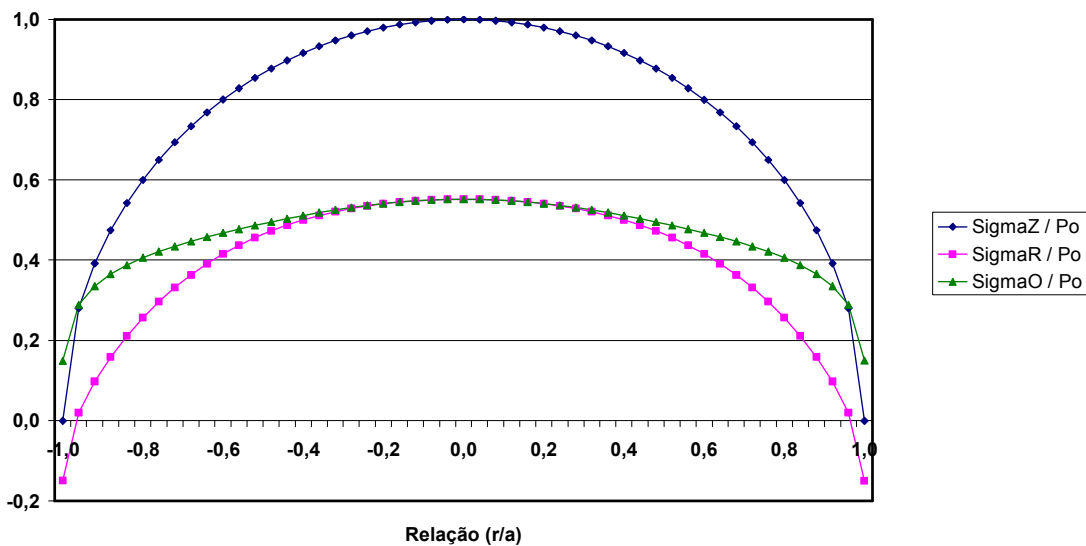


Figura 2.10 – Representação gráfica da distribuição das Tensões em função P_0 e de (r/a) .

2.4.2. Percentagem de domínio plástico para carga máxima

Dos estudos realizados experimentalmente constatou-se que a força de atrito é sensível à variação do diâmetro dos cilindros. No entanto, o objectivo é estudar as variações do atrito em função da distribuição de tensões e procurar relacionar a evolução do coeficiente de atrito com o estado de tensão ou deformação que o caracterizava.

O cálculo da zona de contacto (a) é obtido através da equação 2.16, sendo dependente do valor da carga máxima aplicada ($P=50N$), dos raios dos cilindros ensaiados e do valor do Módulo de Elasticidade combinado (ver equação 2.18), que depende das propriedades elásticas do material. As propriedades elásticas dos materiais ($E=206,5MPa$ e $\nu=0,291$) foram determinadas no Capítulo Dois.

Determinado o valor do raio combinado, R , calcula-se a percentagem de zona de contacto em Estado de Tensão Plástico, dado pela relação $(r/a)^2$. Os valores desta relação foram determinados para cada valor de diâmetro dos provetes ensaiados e são apresentados na Figura 2.11.

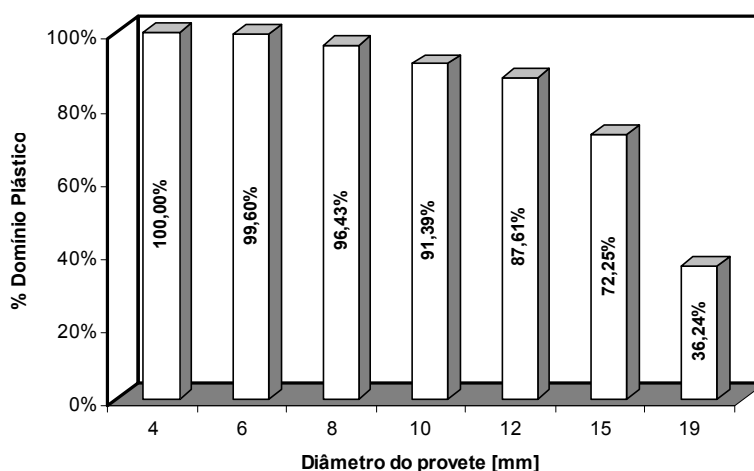


Figura 2.11 – Representação da percentagem de domínio plástico para cada provete ensaiado à carga máxima (50N).

A análise da figura 2.11 permite constatar que a percentagem de zona de contacto em domínio Plástico diminui com o aumento do diâmetro do provete, admitindo a solicitação à carga máxima de $P=50N$. Deste modo, comprova-se que existe uma zona de contacto em domínio Plástico, que é sempre superior à zona em domínio elástico até ao diâmetro de $15mm$ para os cilindros. A excepção é o contacto entre provetes de diâmetro igual a $19mm$ onde se verifica uma zona de contacto em domínio de Tensões Elásticas superior.

Estes resultados indicam que pode existir uma relação entre a percentagem de zona de contacto em regime plástico e a variação do coeficiente de atrito com a alteração da geometria de contacto. De modo a estudar esta relação, na secção seguinte avalia-se a carga de transição que induz uma zona de contacto em domínio Plástico igual à zona em domínio Elástico.

2.4.3. Carga de transição para 50% de domínio plástico

Dada a aplicação da carga ocorrer de forma linear crescente os ensaios de deslizamento terão a particularidade de apresentar os dois estados, tensão e deformação. A predominância de um qualquer estado depende da carga, segundo este modelo a carga é linear crescente, ou seja, existe um valor de carga para o qual ocorre transição de domínio. Considerando que a transição de domínio ocorre para 50%, determinou-se o valor da para a qual se obtém 50% de Estado de Deformação.

Para determinar a carga de transição de domínio Elástico para Plástico, impõe-se o valor para a razão $(r/a)^2 = 0,5$. Deste modo, varia-se o valor da carga aplicada até se atingir a transição de domínio. A figura 2.12 resume os resultados obtidos para a carga de transição de domínio para cada diâmetro dos provetes e sua respectiva evolução com esse diâmetro dos cilindros em contacto.

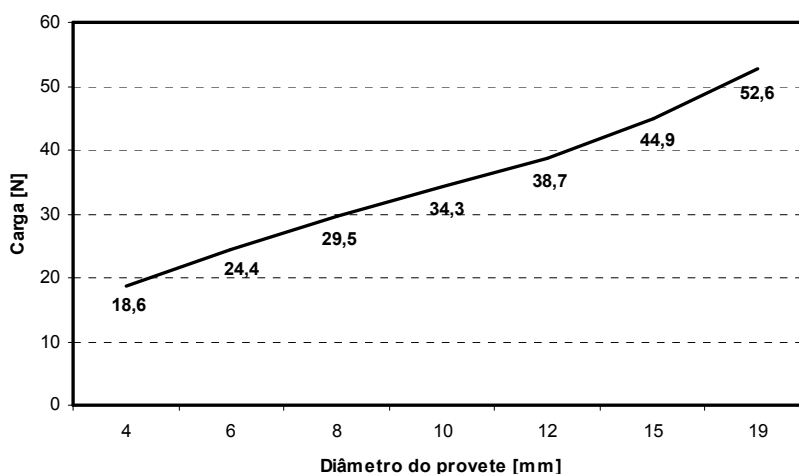


Figura 2.12 – Representação da carga de transição para 50% Domínio Plástico em função do diâmetro do provete.

Da observação da figura anterior, verifica-se os valores de carga para o qual ocorre transição de domínio, são todos inferiores à carga máxima utilizada até ao diâmetro de 15mm. Este facto pode justificar as variações do coeficiente de atrito observadas, uma vez

que o coeficiente de atrito é caracterizado por um Domínio de Plástico. Para os provetes de 12mm e principalmente 15mm este domínio de estado Plásticas é tangencial, dado que a carga de transição se aproxima muito da carga máxima verificada no ensaio.

À excepção do provete de 19mm em que se observa uma carga de transição de domínio Elástico para domínio Plástico superior à carga máxima utilizada nos ensaios. Para o provete de 19mm o coeficiente de atrito é caracterizado por um Domínio de Tensões Elásticas. No entanto, este domínio é pouco expressivo, dada a proximidade entre o valor da carga de transição de domínio e a carga máxima verificada no ensaio. Isto explica a proximidade entre os valores de atrito para os provetes de maior dimensão.

Estas relações permitem concluir, que uma vez atingida a carga de transição de domínio ocorre uma transição para o coeficiente de atrito. Ou seja, existe um coeficiente de atrito característico para o Domínio Elástico e outro, superior, característico do Domínio Plástico³. Este resultado é apresentado na figura 2.13 para o provete de diâmetro 6mm.

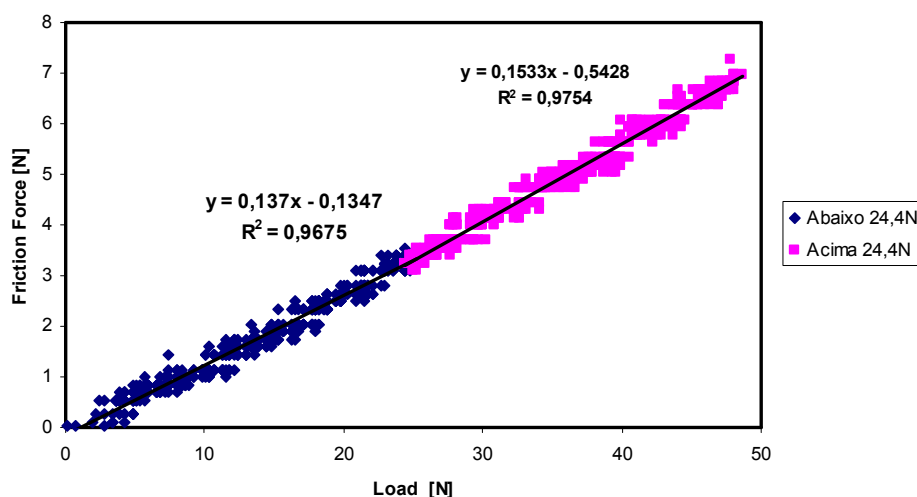


Figura 2.13 – Representação gráfica da transição de Domínio para o provete de 6mm.

Na figura 2.13 observa-se que, tal como referido anteriormente, o declive da regressão linear que avalia o coeficiente de atrito toma o valor de μ igual a 0,137 para o Domínio Elástico e que após a transição para o Domínio Plástico este valor aumenta para 0,1533. Este fenómeno só pode ser observado graças à aplicação crescente de carga ao longo do ensaio, o que permite avaliar a evolução do coeficiente de atrito e consequente caracterização do Domínio do estado de Tensões ou Deformações. De realçar que estes dados são fundamentais para a análise do ensaio de atrito global seleccionado, e consequente validação numérica. Estes aspectos serão analisados no capítulo seguinte.

³ As representações gráficas de transição de domínio para todos os provetes ensaiados encontram-se em Anexo (A.4).

CAPITULO TRÊS

Neste capítulo faz-se a descrição e análise de um modelo de ensaios de atrito e valida-se a sua sensibilidade às variações do coeficiente de atrito. O recurso à simulação numérica do ensaio de atrito permite avaliar algumas variáveis de processo relevantes para a concepção e o dimensionamento do protótipo.

3.1 Enquadramento

De um modo sucinto, o processo tecnológico de estampagem consiste em conferir por deformação plástica, a uma chapa metálica fina, de superfície inicialmente plana, uma determinada forma final que traduza a peça ou componente que se pretende produzir. A geometria inicial do material é modificada, através da aplicação de esforços externos que induzem a deformação plástica no material. No processo de estampagem recorre-se, a três tipos de ferramentas específicas: o punção, a matriz e o cerra-chapas (ver Figura 3.1).

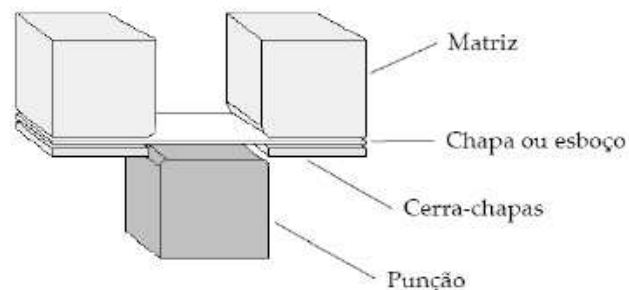


Figura 3.1 – Representação esquemática da disposição das ferramentas no processo de estampagem.

Na primeira fase do processo, designada por aperto, é exercida uma força pré-definida sobre a chapa através do cerra-chapas, de forma a prevenir a ocorrência de defeitos e a controlar o escoamento do material. Seguidamente inicia-se a fase de avanço do punção, em que este se desloca até atingir uma determinada profundidade. O deslocamento do punção e do material é feito para uma cavidade que se designa por matriz. Durante esta operação o cerra-chapas tem uma dupla função: previne o enrugamento da chapa e de controla o fluxo de material (chapa) para a cavidade da matriz. A última fase deste processo caracteriza-se pela remoção das ferramentas, de modo a libertar a chapa da sua influência. Esta fase é das mais relevantes, pois a energia de deformação elástica acumulada ao longo do processo é eliminada quando a chapa é libertada da interferência

das ferramentas, e actua como a força motora do fenómeno de retorno elástico. O retorno elástico contribui assim para incorrecções dimensionais dos componentes, dificultando a optimização das ferramentas de estampagem.

O recurso à simulação numérica do processo de estampagem introduziu um maior conhecimento sobre o enorme conjunto de parâmetros que o influenciam, mas ainda não permite simplificar e esclarecer completamente a sua análise [8]. Os procedimentos clássicos de tentativa e erro, baseados somente na experiência prática de resultados anteriores, apresentam custos elevados e requerem muito tempo. A fim de minimizar o tempo e custos de projecto, recorre-se à simulação numérica como ferramenta de apoio. Correctamente aplicada, a simulação numérica do processo de estampagem, permite aumentar a qualidade do produto final e diminuir o seu tempo de desenvolvimento. Porém, nem sempre é possível obter bons resultados devido a vários problemas, nomeadamente porque os resultados da simulação numérica dependem fortemente dos dados de entrada fornecidos, em particular os relacionados com as propriedades mecânicas dos materiais e com os parâmetros tecnológicos.

Um dos parâmetros tecnológicos mais importantes para o sucesso de uma operação de estampagem é o coeficiente de atrito entre a chapa e as ferramentas. A correcta avaliação das condições de contacto com atrito é fundamental na precisão dos resultados obtidos na simulação numérica do processo, uma vez que impõe condições de fronteira suplementares. Admitindo como válida a lei de atrito de *Coulomb*, a maioria dos programas de simulação numérica considera o coeficiente de atrito constante, apesar de ser consensual que as condições de contacto e consequentemente o atrito são influenciadas por um grande número de parâmetros.

De modo a melhorar a qualidade dos resultados da simulação numérica do processo de estampagem é fundamental adquirir um maior conhecimento acerca do fenómeno de contacto com atrito que ocorre durante a estampagem. A correcta modelação deste fenómeno contribuirá para uma melhoria da modelação do escoamento do material. No entanto, a modelação dos problemas de contacto com atrito é um assunto complexo, principalmente devido ao enorme número de parâmetros que afectam as condições de contacto entre os materiais, como por exemplo: a pressão de contacto, a velocidade de escorregamento, a temperatura, a rugosidade das superfícies, etc.

Assim, a maioria dos programas de simulação do processo de estampagem continua a recorrer apenas ao modelo de atrito de *Coulomb* associado a um coeficiente de atrito constante. A determinação deste coeficiente de atrito constante é normalmente realizada

com o auxílio de ensaios de atrito, que procuram reproduzir as condições do processo. Estes ensaios permitem estimar um valor de coeficiente de atrito global. Os ensaios de atrito mais utilizados são os ensaios com ferramenta plana, o ensaio de dobragem única (*FROT-U*), e o ensaio com freio (*radial strip drawing test* ou *drawbead simulation (DBS)*) [8]. O tipo de ensaio seleccionado para a identificação do coeficiente de atrito global deve representar, o melhor possível, as condições do processo de estampagem em análise. Esta selecção torna-se complexa porque qualquer operação de estampagem envolve zonas de contacto plano e curvo, que evoluem ao longo do processo.

No estudo realizado opta-se pelo ensaio com freio (*radial strip drawing test* ou *drawbead simulation (DBS)*), porque é o ensaio que permite representar uma maior gama de condições de processo. De facto, a alteração da folga entre as ferramentas, ou mesmo o seu deslocamento, permite obter uma gama mais vasta de condições de deformação da chapa do que os outros ensaios referidos anteriormente. Para além disso, este ensaio foi exaustivamente estudado anteriormente, sendo conhecidos os efeitos de parâmetros tecnológicos como, por exemplo, largura da chapa, deslocamento do cilindro de conformação, raio dos cilindros de conformação e a folga entre a chapa e os cilindros de conformação. Nesse mesmo trabalho foram avaliados parâmetros numéricos e definidas as condições ideais para a realização das simulações numéricas [11].

O ensaio de atrito com freio envolve a conformação da chapa com o auxílio de três cilindros, sendo realizado em duas etapas:

1. Numa primeira etapa o cilindro do meio promove a flexão da chapa em torno dos cilindros adjacentes;
2. Na segunda etapa a chapa é forçada a escoar entre os três.

Assim, para proceder à avaliação do coeficiente de atrito é necessário realizar um ensaio com condições próximas de atrito nulo e outro nas condições de contacto a avaliar. No ensaio com atrito nulo (ensaio de referência) medem-se as forças da amarra F_R , e de aperto do punção F_{CR} , para quantificar a resistência à flexão e deflexão. No segundo ensaio, as forças da amarra F_P e de aperto F_C quantificam o efeito combinado das forças de flexão e deflexão e das forças de escorregamento devido ao atrito. O coeficiente de atrito global pode ser estimado pela equação 3.1:

$$\mu = \frac{(F_P - F_R)}{\pi \cdot F_C} \quad (\text{Eq. 3.1})$$

Uma vez que o ensaio permite apenas a avaliação de coeficientes de atrito globais, importa avaliar se é sensível às alterações locais do coeficiente de atrito, como as detectadas anteriormente nos ensaios de *load-scanning*. Assim, na primeira secção deste capítulo descrevem-se as condições de ensaio definidas para o modelo proposto por *H. D. Nine* em 1978. Com base neste modelo avalia-se a sensibilidade do ensaio a variações globais e locais do coeficiente de atrito.

3.2 Ensaio de atrito

3.2.1. Descrição do Modelo Conhecido

O modelo proposto por *H.D. Nine* em 1978, usualmente designado por *radial strip drawing test* ou *drawbead simulation (DBS)*, é utilizado para determinar o coeficiente de atrito global e avaliar as alterações induzidas à superfície das ferramentas. A Figura 3.2 apresenta as características geométricas deste ensaio [8].

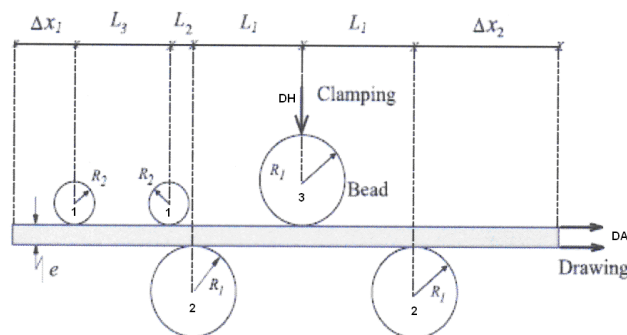


Figura 3.2 – Representação do modelo proposto por H. D. Nine em 1978.

Da figura é possível identificar as seguintes variáveis de processo:

- R_1 ; o raio do punção e dos cilindros de conformação.
- R_2 ; o raio dos cilindros que permitem o suporte/guia da chapa.
- L_1 ; o afastamento mínimo entre os eixos dos cilindros de conformação. No exemplo descrito é calculado como: $L_1 = 2R_1 + \text{folga}$
- **Folga**; distância entre os cilindros de conformação. No exemplo descrito é considerado igual à espessura da chapa (valor mínimo para esta variável).
- L_2 ; a distância entre os eixos do cilindro de suporte e do cilindro de conformação.
- L_3 ; a distância entre os eixos dos cilindros de suporte.
- e ; a espessura da chapa.
- Δx_1 ; comprimento que define a quantidade de material disponível para atingir as condições de escoamento.
- Δx_2 ; comprimento que depende do deslocamento horizontal das amarras (DA).
- L_T ; define a posição inicial das amarras de fixação da chapa, que promovem o seu deslocamento durante a 2ª fase do processo (comprimento inicial da chapa).
- DA ; deslocamento da amarra. (fixo pela necessidade de obter um estado constante de escoamento, limitado pela capacidade da máquina de tracção).
- DH ; deslocamento vertical do cilindro de conformação.

Relativamente ao funcionamento do ensaio, a chapa previamente cortada é fixa por duas amarras numa das extremidades e simplesmente apoiada na outra extremidade. De seguida, posicionam-se os cilindros de suporte (1) e os cilindros de conformação (2 e 3). Os cilindros de suporte, de menores dimensões, garantem apenas que a chapa é orientada antes de entrar na zona de influência dos cilindros de conformação. O cilindro de conformação central é designado de punção (3), uma vez que na primeira fase promove o avanço do material para a cavidade definida pelos outros dois cilindros de conformação (2). O avanço do punção é realizado com controlo do deslocamento vertical, e é feito de modo a atingir a penetração pretendida.

Posteriormente, as amarras de fixação deslocam-se de modo a promover o escoamento do material (deslocamento DA). Finalmente, as ferramentas são extraídas de modo a libertar a chapa da sua influência. Em resumo, o processo envolve três fases distintas: 1 - fase de avanço do punção; 2 - fase de avanço das amarras; 3 – fase de retorno elástico.

3.2.2. Modelação do ensaio de atrito

Para simular o processo de conformação é indispensável estabelecer uma relação entre os estados de tensão e de deformação, ou seja, definir um modelo constitutivo. No modelo elastoplástico adoptado no DD3IMP (*Deep-Drawing 3D IMPLICIT finite element code*), o comportamento elástico é considerado como linear isotrópico e o plástico como o anisotrópico. Para descrever o comportamento elástico do material é necessário definir o módulo de elasticidade E e o coeficiente de *Poisson* ν . O comportamento plástico é descrito com o auxílio de uma lei de plasticidade associada, um critério de plasticidade e uma lei de encruamento. Neste trabalho adopta-se o critério de *Hill'48*⁴, sendo o mais utilizado na simulação de processos de estampagem dada a sua simplicidade de implementação, descrevendo adequadamente a anisotropia inicial da chapa e aplica-se a qualquer estado de tensão [9, 18]. O encruamento é considerado isotrópico e descrito com o auxílio da lei de *Swift*⁴ [19]. Na simulação do ensaio de atrito foram utilizados dois materiais distintos, Aço *DP600* e uma liga de Alumínio da série *5000*, com uma espessura de chapa de *1mm*. As propriedades elásticas, as constantes para a Lei de *Swift* e os parâmetros de anisotropia do critério de *Hill'48* são resumidos no quadro 3.1.

⁴ A Lei de *Swift* e o Critério de *Hill'48* encontram-se enunciadas em Anexo (A.5)

Quadro 3.1 - Propriedades mecânicas do Aço DP600 e da liga de Alumínio AL5185.

DP600		AL5185	
Propriedades elásticas	Lei de Swift	Propriedades elásticas	Lei de Swift
$E = 210 \text{ GPa}$	$Y_0 = 330.3 \text{ MPa}$	$E = 70 \text{ GPa}$	$Y_0 = 149.0 \text{ MPa}$
$\nu = 0.30$	$C = 1093.0 \text{ MPa}$	$\nu = 0.29$	$C = 493.1 \text{ MPa}$
	$n = 0.187$		$n = 0.242$
Critério de Hill'48	$L = M = 1.500$	Critério de Hill'48	$L = M = 1.500$
$F = 0.513$	$H = 0.502$	$F = 0.631$	$H = 0.441$
$G = 0.499$	$N = 1.272$	$G = 0.559$	$N = 1.607$

As ferramentas são consideradas rígidas e modeladas com o auxílio de superfícies de *Bézier*. No modelo é necessário considerar os cilindros de suporte e de conformação, bem como as amarras que promovem o deslocamento da chapa na segunda fase do processo. A figura 3.3 apresenta as ferramentas utilizadas na simulação numérica do ensaio de atrito. As ferramentas foram descritizadas com elementos finitos apenas para efeitos de visualização. As principais características geométricas das ferramentas adoptadas são:

- $R_1 = 5,5mm$
- $R_2 = 2,87mm$
- $L_1 = 12mm$
- $L_2 = 2,63mm$
- $L_3 = 12,43mm$
- $e = 1mm$
- $\Delta x_1 = 50mm$
- $\Delta x_2 = 10,94mm$
- $DA = 60mm$
- $DH = 11mm$

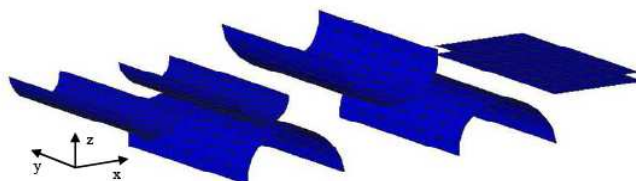


Figura 3.3 – Representação esquemática das ferramentas utilizadas no modelo de elementos finitos do ensaio de atrito com freio.

Na simulação numérica do processo, a chapa é descritizada com elementos finitos sólidos associados a um esquema de integração reduzida selectiva. A dimensão média dos elementos finitos no plano é determinada com base em trabalhos anteriores. Estes trabalhos indicam que o tamanho médio (no plano) do elemento finito que garante um bom compromisso na simulação da fase de conformação corresponde ao arco de um ângulo de 7° da curvatura das ferramentas. No entanto, de modo a descrever correctamente também o retorno elástico, a dimensão deve corresponder ao arco de um ângulo da curvatura das ferramentas de 5° [11]. No caso em análise, para o raio dos cilindros de conformação de $5,5mm$ este cálculo conduz a um tamanho máximo do elemento finito no plano de $0,96mm$.

Quando se recorre a elementos finitos sólidos para a simulação numérica de processos de conformação de chapas metálicas, os melhores resultados na simulação do retorno elástico são obtidos com uma razão entre o tamanho médio no plano e na espessura próxima de 1. Para descrever o gradiente de tensões em espessura é necessário considerar no mínimo três camadas de elementos finitos [11]. Neste caso, tendo em conta a espessura de 1mm da chapa, ao adoptar três camadas em espessura é necessário utilizar uma dimensão do elemento finito no plano próxima de $1/3\text{mm}$. Para o exemplo em análise a deformação ocorre essencialmente no plano Oxz (ver Figura 3.3). Assim, nas simulações que se apresentam em seguida, sempre que possível adopta-se a dimensão de $1/3\text{mm}$ para o elemento neste plano. Apenas quando esta dimensão conduz a um número demasiado elevado de elementos finitos adopta-se uma dimensão que é o dobro desta.

Devido às condições de simetria geométrica e material o modelo para simulação numérica considera apenas metade do problema. Tal como já foi referido anteriormente, para o exemplo em análise a deformação ocorre essencialmente no plano Oxz . Nestas circunstâncias é possível adoptar condições de deformação plana na simulação numérica do processo. Sempre que possível, são consideradas condições de deformação plana na análise do ensaio de atrito, uma vez que tal permite considerar apenas um elemento finito nessa direcção, o que conduz a uma forte redução do tempo de cálculo.

3.2.3. Validação numérica do ensaio de atrito

De modo a verificar a sensibilidade das variações do coeficiente de atrito, identificadas no ensaio de deslizamento, realizaram-se simulações numéricas do ensaio de atrito com freio considerando diferentes distribuições do coeficiente de atrito.

Nesta análise considerou-se uma chapa de 25mm de largura de aço $DP600$, uma vez que este é o material que apresenta maior resistência mecânica, o que permite aferir valores de esforços máximos envolvidos no ensaio. Uma vez que estes valores são indicativos para o projecto do protótipo, realizou-se este estudo considerando um valor de folga mínimo entre os cilindros de conformação, representando a situação mais desfavorável e correspondendo a um deslocamento do punção na primeira fase máximo, igual a 11mm (deslocamento DH), representado na figura 3.2. Nesta etapa não se consideraram condições de deformação plana de modo a avaliar potenciais distribuições não uniformes do

coeficiente de atrito ao longo da largura da chapa. Com base nos resultados obtidos nos ensaios de deslizamento realizaram-se os estudos com os seguintes pressupostos:

1. Ensaio com atrito zero (referência) - ensaio com o sistema isento de atrito;
2. Ensaio com atrito constante – 0,126 - ensaio afectado de um coeficiente de atrito, sendo considerado o valor mínimo obtido na análise experimental;
3. Ensaio com atrito constante – 0,146 - ensaio afectado de um coeficiente de atrito, sendo considerado o valor máximo obtido na análise experimental;
4. Ensaio com atrito variável – *ep_variável* - ensaio com coeficiente de atrito variável entre 0,129 para o domínio elástico e 0,146 para o domínio plástico. Este modelo considerou-se que o valor mínimo de coeficiente de atrito é retomado sempre que a zona de contacto não sofre incremento de deformação plástica num determinado incremento;
5. Ensaio com atrito fixo – *ep_fixo* – ensaio semelhante ao anterior, mas quando o sistema atinge o valor máximo de 0,146 não recupera para valores de coeficiente de atrito inferiores.

3.2.4. Apresentação e discussão dos resultados⁵

Tal como descrito anteriormente, no primeiro ensaio de atrito considerou-se um coeficiente de atrito nulo (ensaio de referência), de modo a quantificar as forças da amarra F_R . Desta simulação obtiveram-se os resultados apresentados na figura 3.4.

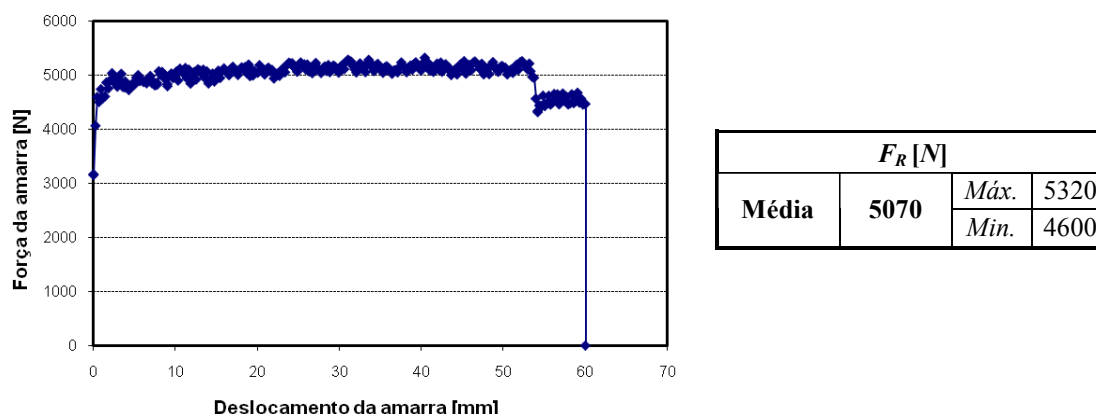


Figura 3.4 – Representação gráfica dos resultados obtidos no ensaio (à esquerda) e tabela com o valor médio calculado da força da amarra e respectivas flutuações (à direita).

⁵ Apenas são apresentados os resultados essenciais para os cálculos, encontrando-se a totalidade dos resultados para cada ensaio representados nos Anexos (A.6).

Da observação da figura 3.4 constata-se que a força da amarra estabiliza após aproximadamente 10mm de avanço. Esta força permanece constante até pouco mais de 50mm (intervalo estável para o cálculo da força da amarra). Nesse instante ocorre uma queda brusca do valor da força, devido à perda de contacto da chapa com os rolos de suporte da chapa. A força da amarra na fase estável do ensaio apresenta flutuações (entre o valor mínimo de 4600N e o valor máximo de 5320N), correspondendo um valor médio de 5070N. A Figura 3.5 representa a evolução da força da amarra e da força do punção ao longo do ensaio, comparando-se o comportamento para todos os ensaios realizados.

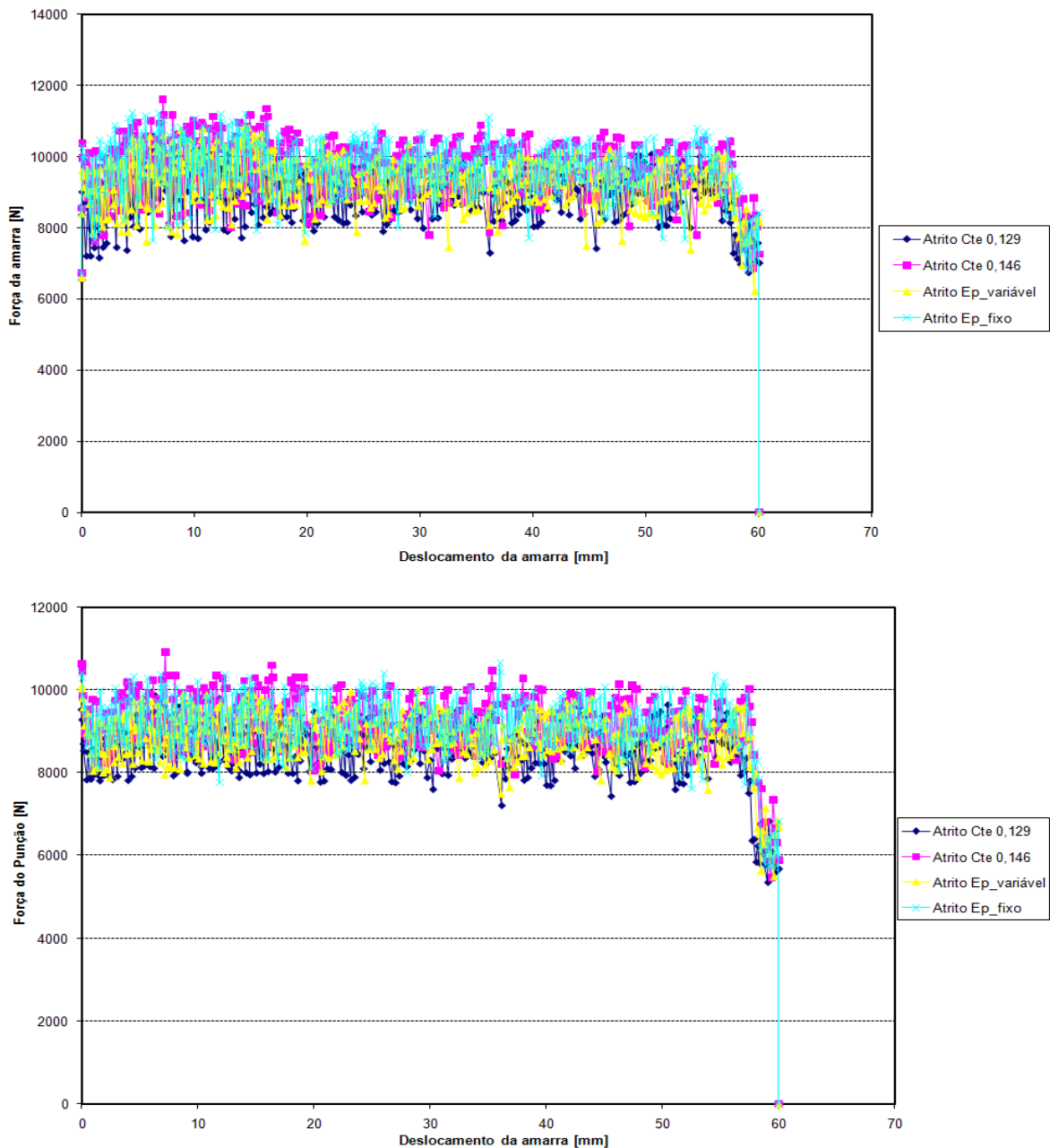


Figura 3.5 – Representação da evolução da Força da Amarra (em cima) e da força do Punção (em baixo) em função do deslocamento da amarra.

Na figura 3.5 observa-se que é previsto um valor semelhante para a força máxima exercida pelo Punção e pela Amarra, apesar de terem direcções diferentes. No entanto, constata-se que existe uma gama de flutuação da força do Punção e da Amarra, associada à descritização do contacto no modelo de elementos finitos. Para uma melhor percepção do valor destas variações apresenta-se no Quadro 3.2, os valores médios para a força do punção, da amarra e os respectivos picos máximos e mínimos para todos os estudos. Estes valores foram calculados considerando apenas a fase estável entre 10 a 50mm de deslocamento da amarra.

Quadro 3.2 – Representação dos resultados obtidos para a Força da Amarra e do Punção.

	Atrito = 0,129			Atrito = 0,146				Atrito Ep_variável			Atrito Ep_fixo		
F_C [N]	8630	Máx.	9800	9300	Máx.	10600	F_C [N]	8955	Máx.	10022	9272	Máx.	10655
		Mín.	7210		Mín.	7960			Mín.	7500		Mín.	7763
F_P [N]	9050	Máx.	10400	9770	Máx.	11355	F_P [N]	9390	Máx.	10826	9776	Máx.	11200
		Mín.	7290		Mín.	7795			Mín.	7450		Mín.	7714

Com o auxílio do Quadro 3.2 constata-se que o valor médio da força da amarra apresenta uma variação entre 8600-9300N e é ligeiramente superior ao valor médio da força do punção que varia entre 9050-9776N. A faixa de variação das forças conduz a uma margem de erro na avaliação do coeficiente de atrito global previsto em cada ensaio. Para efeitos de dimensionamento do protótipo considerou-se o valor de força máximo registado para o punção de 10655N (elemento mais desfavorável, pois distribui a carga por dois apoios).

Substituindo os valores de Força da Amarra e Força do Punção determinados para cada ensaio na Equação 3.1, obtiveram-se as estimativas para o coeficiente de atrito global, posteriormente comparado com o valor considerado no modelo de *Coulomb* para a simulação numérica, conforme demonstrado no quadro 3.3.

Quadro 3.3 – Comparação do coeficiente de atrito imposto e do valor obtido numericamente.

COMPARAÇÃO DO COEFICIENTE DE ATRITO			
Experimental	Numérico		
0,129	0,1468	Máx.	0,1656
		Mín.	0,1185
0,146	0,1610	Máx.	0,1813
		Mín.	0,1275
<i>Ep_variável</i>	0,1537	Máx.	0,1749
		Mín.	0,1040
<i>Ep_fixo</i>	0,1617	Máx.	0,1746
		Mín.	0,1256

A análise dos valores calculados numericamente para o coeficiente de atrito global, permite constatar que o sistema é sensível às variações de atrito impostas nos estudos. De notar ainda, que como seria de esperar, o valor de coeficiente de atrito obtido para o ensaio com *Ep_variável* é ligeiramente inferior ao caso do atrito constante igual a 0,146. Isto porque, neste modelo quando ocorre um incremento de deformação plástica ($\Delta\bar{\epsilon}^p$) para o nó, no incremento de deslocamento precedente, o sistema toma o valor de coeficiente de atrito máximo 0,146. Se o incremento de deformação plástica no incremento de deslocamento precedente for nulo, mantém o valor de 0,126. No caso do modelo *Ep_fixo*, assim que o incremento de deformação plástica no incremento de deslocamento precedente é diferente de zero, o nó toma o valor de coeficiente de atrito máximo, e nunca mais retoma o valor precedente. Daí os valores de coeficiente de atrito global estimados para este modelo serem ligeiramente superiores aos obtidos para a simulação realizada com atrito constante igual a 0,146.

3.3 Análise global dos resultados obtidos com o ensaio de atrito

A análise do ensaio de atrito com freio, realizada na secção anterior, permite constatar que o ensaio é sensível a pequenas variações locais do coeficiente de atrito, da ordem de grandeza das detectadas nos ensaios de *load-scanning*. Assim, o ensaio pode permitir estabelecer uma ponte entre a análise local e global do coeficiente de atrito. Neste contexto, o objectivo seguinte é definir um equipamento que permita realizar os ensaios de atrito com freio.

Da descrição do ensaio, apresentada anteriormente, é possível constatar que o ensaio pode ser realizado com o auxílio de uma máquina de tracção. Deste modo, o escorregamento da chapa em torno dos cilindros de conformação pode ser promovido pela amarra móvel da máquina.

De modo a dimensionar o protótipo para ensaio de atrito com freio, adaptável à máquina de tracção disponível, é necessário considerar as restrições impostas pelo espaço disponível na máquina de tracção. Por outro lado, os resultados dos estudos de simulação numérica do ensaio, obtidos neste trabalho e em trabalhos anteriores [11], permitiram predefinir a força máxima necessária para o cilindro de conformação, o raio dos cilindros, a largura da amostra que garante condições próximas da deformação plana e o comprimento mínimo da amostra que garante a estabilização das forças no ensaio.

O dimensionamento do protótipo, descrito no capítulo seguinte, baseou-se nos resultados obtidos na simulação numérica do ensaio de atrito com freio. Para tal, com base em trabalhos anteriores consideraram-se os valores de força previstos para a situação que induz maiores restrições ao movimento do material. Ou seja, folga entre os cilindros de conformação igual ao valor da espessura da chapa e um deslocamento do cilindro de conformação igual ao valor do seu diâmetro.

A análise conjunta dos dados fornecidos pela simulação numérica e das restrições de espaço conduziu a uma alteração das dimensões dos raios dos cilindros, com a consequente alteração do comprimento da chapa necessário para garantir a estabilização do movimento. Assim, o capítulo seguinte apresenta o procedimento global de dimensionamento do protótipo e a sua posterior validação, uma vez que foi necessário proceder à alteração das condições do ensaio original.

CAPITULO QUATRO

Neste capítulo descreve-se a concepção e dimensionamento do protótipo para determinação do coeficiente de atrito. Procede-se à avaliação da sensibilidade do ensaio de coeficiente de atrito global à variação local do coeficiente de atrito e avalia-se uma janela de operatividade para o equipamento, com recurso à simulação numérica.

4.1 Dimensionamento do protótipo⁶

Para o dimensionamento do protótipo tomou-se como ponto de partida o modelo proposto por *H.D. Nine* em 1978, estudado e validado no capítulo três. Este modelo corresponde apenas à parte de conformação da chapa. Para proceder ao ensaio numa máquina de tracção é necessário dimensionar uma estrutura de aplicação de força na chapa (auxílio do punção), e de suporte global de todos os cilindros. A figura 4.1 abaixo representada, representa os principais componentes que constituem o protótipo.

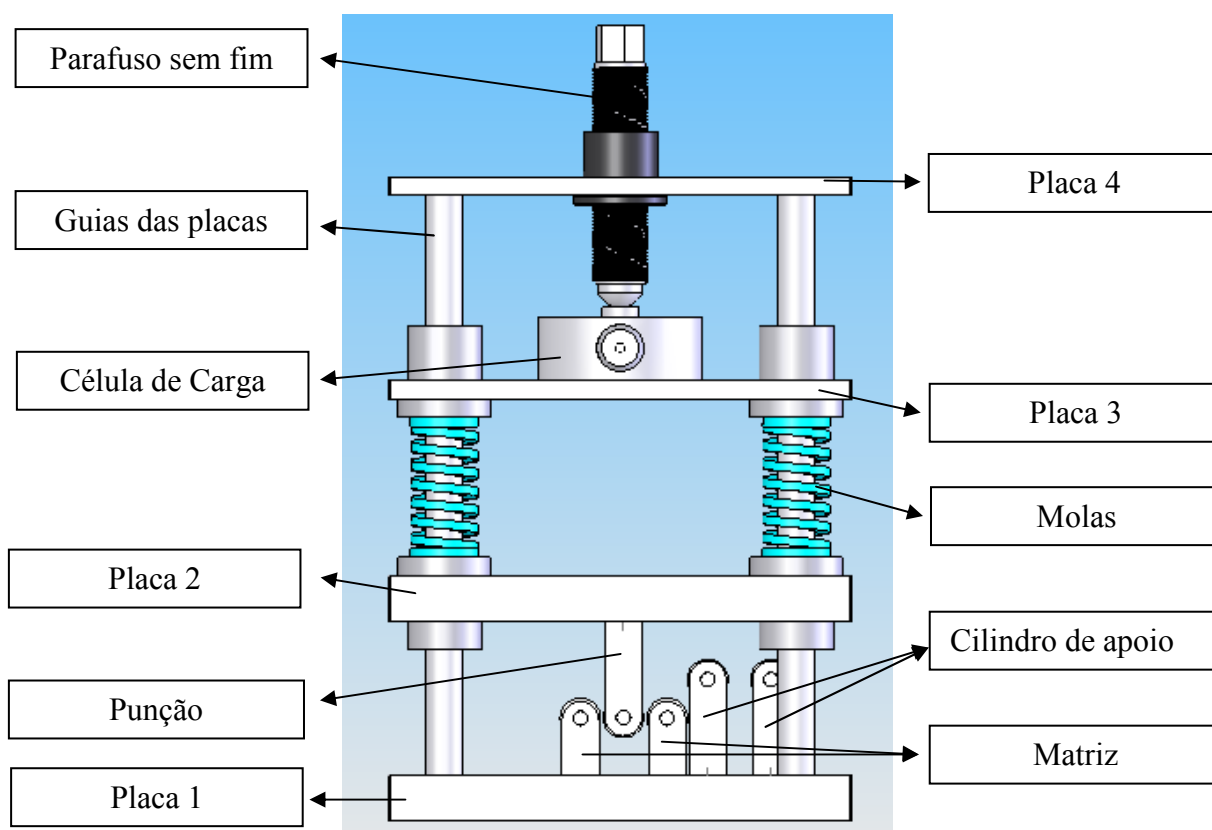


Figura 4.1 – Representação dos principais componentes que constituem o Protótipo a dimensionar.

⁶ Os desenhos cotados dos elementos que constituem o Protótipo encontram-se em Anexo (A.7).

Na estrutura adoptada todo o sistema de conformação da chapa encontra-se entre as placas 1 e 2. Neste sistema, a chapa toma a forma conferida pelo punção (suporte grande fixo na placa 2) e cilindros das matrizes (dois suportes pequenos fixos na placa 1). Posteriormente a chapa é traccionada pela amarra (mecanismo da máquina de tracção). Os restantes 2 cilindros de apoio, fixos na placa 1, servem apenas para garantir o alinhamento e entrada perfeita da chapa na zona de influência dos cilindros de conformação.

O mecanismo, descrito anteriormente, é accionado por um sistema de indução de força, com o auxílio do parafuso da carga. A força necessária para a primeira etapa é introduzida por este sistema e será quantificada pela célula de carga. O sistema intermédio de molas garante que o sistema seja estável, a correcta avaliação da força e ajuda na fase de recuo do punção.

O alinhamento do sistema é assegurado pelas guias da placa (ver desenho em anexo A.7 pág 76). Por esta razão, este é um dos elementos mais importantes para o correcto funcionamento do protótipo. As guias são roscadas (furo M8) nas extremidades. Isto permite a fixação às placas 1 e 4, o que garante o alinhamento de todas as placas e, consequentemente, de todo o protótipo (ver figura 4.1).

Para o dimensionamento da estrutura, recorreu-se às estimativas para as forças das amarras e do punção da simulação numérica do modelo inicialmente proposto. A força mais importante para o dimensionamento é a exercida pelo punção. Isto porque o punção é um elemento integrante da estrutura e transmite o esforço a outros elementos. Deste modo, considerou-se para o dimensionamento dos principais componentes do Protótipo o valor de força máxima prevista para o punção, correspondente a uma carga F_C igual a $10655N$ (ver quadro 3.2).

4.1.1 Dimensionamento dos rolamentos [12]

Uma vez que os cilindros R_1 e R_2 do sistema têm de ser móveis (permitirem a rotação acompanhando o movimento da chapa), o sistema de fixação e suporte tem de ser constituído por rolamentos. Um requisito importante era a utilização de rolamentos com baixo coeficiente de atrito. A opção intuitiva seria a escolha de rolamentos de esferas, mais vantajosos porque possuem coeficiente de atrito baixo. No entanto, os rolamentos de esferas requerem demasiado espaço radial, pelo que teve de se optar por rolamentos de agulhas (mais compactos), que apenas suportam cargas radiais.

De um modo geral, considerou-se que os rolamentos vão ter de suportar o esforço a que o punção se encontra sujeito. Atendendo a que as velocidades de rotação que ocorrem durante o ensaio são muito baixas, e que os rolos podem estar sob carga sem qualquer movimento, procedeu-se ao dimensionamento estático dos rolamentos.

- Carga estática equivalente (P_o)

$$P_o = F_r, \quad (\text{Eq. 4.1})$$

em que F_r é a força radial suportada pelo rolamento, correspondendo a metade da força do punção (F_C). Para comprovar que o rolamento seleccionado possui suficiente capacidade de carga estática (C_o calcula-se o factor de esforços estáticos f_s

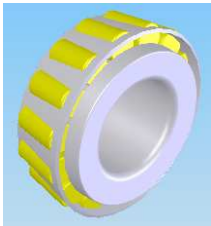
$$f_s = \frac{C_o}{P_o} \quad (\text{Eq. 4.2})$$

O factor de esforços estáticos é um valor de segurança contra deformações elásticas, nos pontos de contacto dos corpos rolantes. Existem 3 gamas de esforços estáticos consoante o tipo de exigência. Para o dimensionamento do rolamento considerou-se um $f_s=1,0$ (correspondente a exigências normais). Com o auxílio das equações 4.1 e 4.2, determina-se o valor da capacidade de carga C_o , como:

$$P_o = F_r = \frac{F_C}{2} = \frac{10,665}{2} = 5,33kN \Rightarrow f_s = \frac{C_o}{P_o} \Leftrightarrow C_o = P_o \cdot f_s = 5,33 \cdot 1 = 5,33$$

Logo, o rolamento de agulhas tem de possuir uma capacidade de carga estática igual ou superior à calculada. Com base neste valor, seleccionou-se como rolamento a coroa de agulhas FAG K8x11x13F. O quadro 4.1 apresenta as principais características técnicas do rolamento seleccionado.

Quadro 4.1 – Características técnicas do rolamento de agulhas seleccionado.

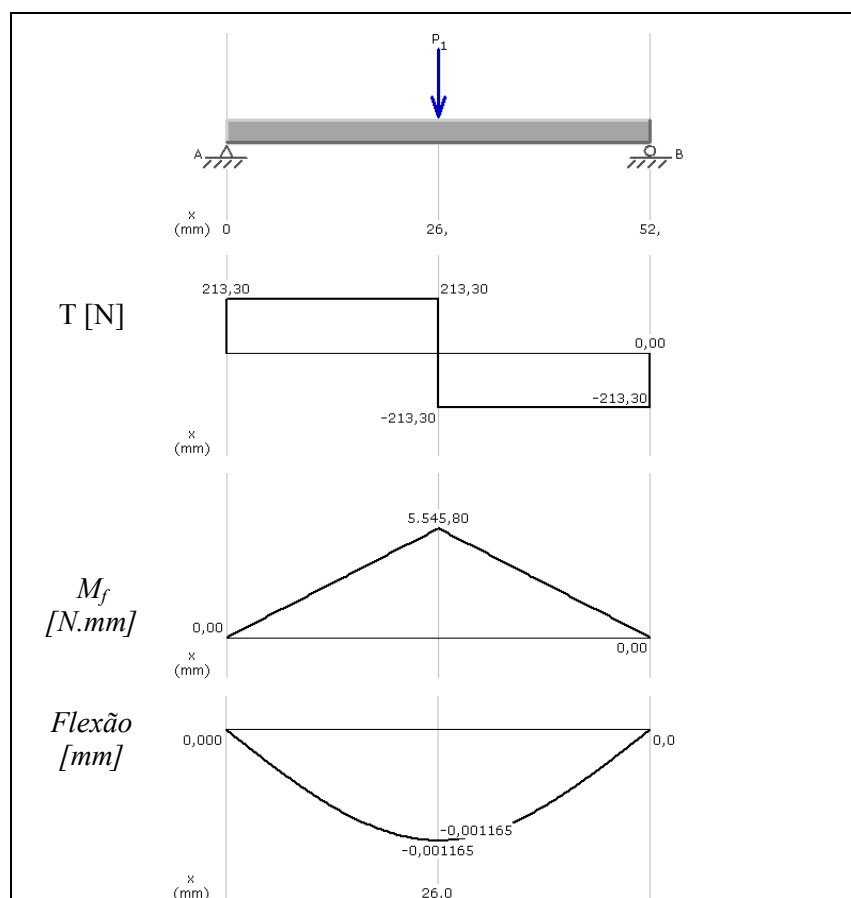
Rolamento de Agulhas	Características técnicas
	<ul style="list-style-type: none"> - Diâmetro interno do rolamento - $F = 8mm$ - Diâmetro externo do rolamento - $E = 11mm$ - Largura do rolamento - $B_k = 13mm$ - Tolerância de acabamento furo da caixa – $G6$ - Capacidade de carga estática – $C_o = 5,85kN$

4.1.2 Dimensionamento do veio de fixação do rolamento⁷

O veio é o componente onde o rolamento é fixo, dado que se encontra encastrado nas extremidades no suporte de fixação, sofrendo a acção dos esforços transmitidos pelo avanço do punção sob a chapa. A sua dimensão está limitada pelo diâmetro interno do rolamento, ou seja, F igual a 8mm (ver Quadro 4.1).

A parte livre do veio apresenta um comprimento igual a 52mm (desenho em anexo A.7 pág. 68). Nas extremidades são aplicadas duas anilhas (desenho em anexo A.7 pág. 69) de bronze fosforoso de espessura $0,9\text{mm}$ (folga de $0,2\text{mm}$ no eixo), de modo a evitar o contacto axial do sistema de rotação com o suporte do veio. A análise estrutural do veio de fixação do rolamento realizada considera que o veio está apoiado em ambas as extremidades. Esta situação é mais desfavorável do que a real pois não tem em conta a largura do rolamento. A carga máxima considerada é de 10665N , para uma largura de 25mm , ou seja, uma carga pontual equivalente P_1 igual a $426,6\text{N}$. Os resultados desta análise efectuada no *MdSolids 3.4* encontram-se representados no quadro 4.2.

Quadro 4.2 – Análise dos esforços sofridos pelo veio de fixação do rolamento.



⁷ Todos os materiais seleccionados para os componentes do protótipo apresentam a referência [13].

4.1.2.1 Cálculo do veio à Rigidez

O dimensionamento à deformação é dado pela Tensão de Corte Máxima ($\tau_{m\acute{a}x}$), correspondente ao material seleccionado para o veio e pelo cálculo da Tensão Máxima ($\sigma_{m\acute{a}x}$). No primeiro cálculo à deformação, o Aço Cementado *RMCI6 (F. Ramada)* apresenta uma Tensão de Cedência (σ_{ced}) igual a $710MPa$, sendo a tensão de corte máxima dada por,

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{\sigma_{ced}}{2} = \frac{710}{2} = 355MPa \quad (\text{Eq. 4.3})$$

A Tensão de Corte aplicada é função apenas da carga P_l e do diâmetro do veio D ,

$$\tau_c = \frac{P_l}{\pi \cdot D^2} = \frac{10665}{\pi \cdot 8^2} = 53MPa \quad (\text{Eq. 4.4})$$

A comparação do valor da Tensão de Corte Máxima e do valor da Tensão de Corte aplicada permite verificar que, para o diâmetro de $8mm$, a Tensão de Corte aplicada é bastante inferior à Máxima. A relação entre estas duas Tensões corresponde a um coeficiente de segurança de $6,7$ correspondendo a uma carga máxima admissível de $71375N$.

A Tensão Normal Máxima aplicada ao veio é função do momento-flector máximo (ver quadro 4.2) e do diâmetro do veio, sendo dada pela seguinte equação:

$$\sigma_{m\acute{a}x} = \frac{Mf_{m\acute{a}x}}{\left(\frac{\pi \cdot D^3}{32}\right)} = \frac{5545,80}{\left(\frac{\pi \cdot 8^3}{32}\right)} = 110,3MPa \quad (\text{Eq. 4.5})$$

Tal como no dimensionamento realizado anteriormente, a comparação do valor da Tensão Máxima com o valor da Tensão de Cedência permite obter uma relação de tensões que corresponde a um coeficiente de segurança elevado. Neste caso o coeficiente de segurança toma o valor de $6,4$ ao qual corresponde uma carga máxima admissível no sistema de $68256N$. Em suma, o veio de fixação permite a utilização de uma carga máxima de $68256N$, pelo que estará sempre limitado pela carga máxima suportada pelo rolamento, que é de $11700N$.

4.1.2.2 Cálculo do veio à Deformação

O dimensionamento à resistência é feito pela comparação da flecha máxima (ver quadro 4.2) com o valor da flecha admissível. Para o tipo de estrutura em análise a flecha predefinida toma o valor de $L/2000$. Sabendo que o $L=52mm$, temos que $0,026 \geq 0,001165$, ou seja, verificou-se que esta respeita o dimensionamento à resistência.

Por uma questão de viabilidade do sistema, opta-se por colocar o rolamento no interior dos cilindros de suporte e de conformação, uma vez que estes estão em contacto com a chapa. Assim, o rolamento seleccionado define o dimensionamento dos componentes envolventes, nomeadamente o casquilho e o cilindro exterior ($R_1 = R_2$). Os elementos que constituem o sistema de rotação dos cilindros são agrupados num conjunto pela seguinte ordem: veio de fixação, rolamentos de agulhas fixos ao veio, casquilho cementado ($C<0,2\%$) *RMC16 (F. Ramada)* sob o qual rodam as agulhas do rolamento (ver desenho anexo A.7 pág. 70) e por fim o cilindro exterior em Aço pré-tratado *FR3* ou *G12 (F. Ramada)* que estabelece o contacto com a chapa (ver desenho A.7 pág. 71).

Para facilitar a desmontagem destes elementos foi criado um sistema de extracção (ver desenho anexo A.7 pág. 72).

4.1.3 Dimensionamento das placas

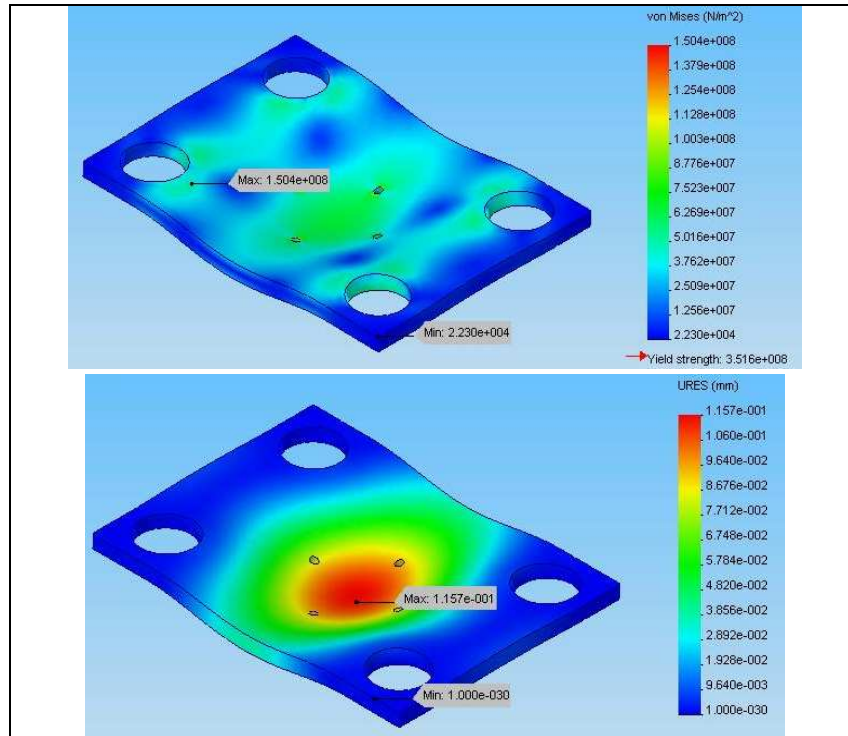
As placas que permitem efectuar o guiamento dos cilindros foram inicialmente seleccionadas entre as placas de molde já disponíveis no catálogo da *Rabourdin*. No entanto, para as dimensões pretendidas de $250 \times 180mm$, a espessura das placas disponíveis nesse catálogo eram demasiado elevadas. A selecção de qualquer uma dessas placas conduziria a um acréscimo de peso na estrutura desnecessário. Por esta razão optou-se por dimensionar as placas de acordo com as necessidades do protótipo.

O protótipo é constituído por 4 placas, duas inferiores (1 e 2) de espessura $25mm$ que apresentam uma ranhura prismática (desenhos em anexo A.7 pág. 79 e 80), ao longo das quais é possível correr os suportes de apoio dos cilindros de apoio e conformação e duas superiores (3 e 4) de espessura de $10mm$, porque não necessitam de ranhura (desenhos em anexo A.7 pág. 81 e 82).

As placas inferiores não apresentam qualquer problema do ponto de vista estrutural, pois a sua espessura é suficiente para absorver os esforços que lhe são transmitidos (pouco solicitadas). O ponto crítico em termos estruturais surge na placa 3, porque quando o

parafuso sem fim é accionado (manualmente), actua sob a célula de carga que se encontra fixa na placa 3. Deste modo, todo o esforço aplicado à célula de carga vai ser absorvido pela placa. Por esta razão, procede-se ao dimensionamento da placa 3, considerando a carga máxima para o sistema, ou seja, $10665N$ de modo a garantir que o deslocamento máximo (flecha), não ultrapassa a relação $L/2000$, sendo L o comprimento da placa. O quadro 4.3 apresenta os resultados obtidos do estudo realizado no *SolidWorks*.

Quadro 4.3 – Representação da Tensão *Von Mises* e do deslocamento para o estudo dos esforços na placa 3.



O estudo do dimensionamento da placa 3 considerou que a placa é construída no Aço de construção *AISI 102*, que apresenta uma $\sigma_{ced} = 352MPa$, por este material estar definido na livraria do programa. De notar, que este material possui uma Tensão de Cedência inferior ao Aço Pré-tratado *PM300 (F. Ramada)* utilizado no protótipo, Por outro lado, a solicitação aplicada à placa é mais desfavorável do que a solicitação real, uma vez que só ocorrerá deslocamento correspondente ao perímetro da célula de carga.

Dos resultados obtidos, e apresentados no quadro 4.3, pode observar-se que o valor de Tensão Máxima verificada ($150,4MPa$) se encontra muito abaixo do valor da Tensão de Cedência, ou seja, o componente está correctamente dimensionado do ponto de vista estrutural. Em relação à flecha provocada pelo carregamento, verifica-se que o valor máximo é de $0,12mm$. Como a razão $L/2000$ é igual a $0,125mm$, pode constatar-se que também este critério de dimensionamento obedece aos requisitos estruturais.

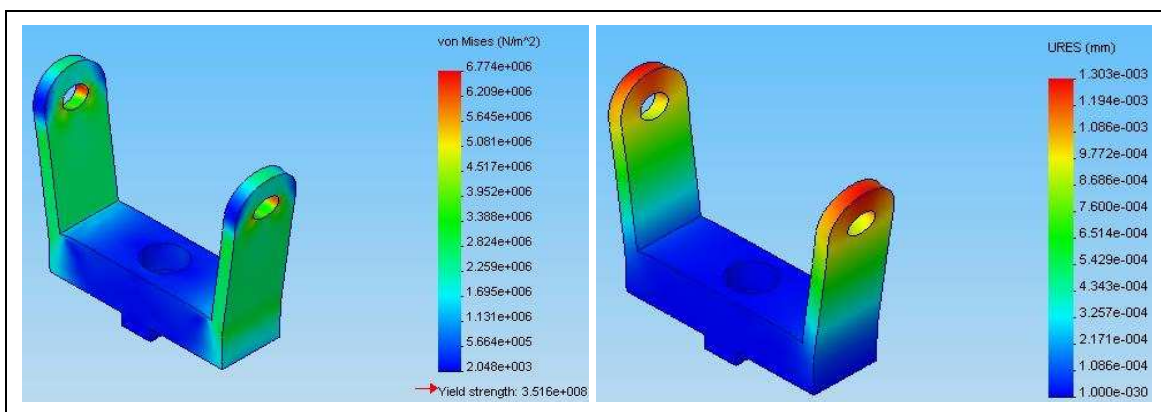
4.1.4 Dimensionamento do suporte do veio dos cilindros

Para a construção do protótipo adoptaram-se dimensões iguais para os cilindros de conformação, R_1 , e de suporte, R_2 . De modo a garantir a viabilidade da estrutura foram dimensionados dois tipos de suportes, que diferem apenas em altura. O mais pequeno tem 40mm de altura (ver desenho em anexo A.7 pág 75) e o grande tem 62mm (ver desenho em anexo A.7 pág 74). Os suportes pequenos utilizam-se nos cilindros das matrizes e os suportes grandes no cilindro e do punção e nos dois cilindros de apoio. Para estes últimos a altura é ajustável, de acordo com a espessura de chapa utilizada, através de placas com a mesma espessura da chapa (dimensões $25 \times 20 \times t$, sendo t a espessura estudo no ensaio) colocadas na base do suporte. Estes suportes são fixos à porca de fixação (dimensões $21 \times 15 \times 10$ com tolerância $[-1$ a $-2\text{mm}]$) alojada na ranhura da placa através de um parafuso M8, o que garante a ligação entre o suporte e a placa.

Dado que o veio é fixo no suporte, é necessário garantir que o suporte resiste aos esforços que o veio lhe transmite. Para o dimensionamento do suporte considerou-se o valor da reacção dos apoios calculados anteriormente $R_1 = R_2 = 213,30\text{N}$ (ver quadro 4.2). Solucionou-se para material do suporte, o Aço pré-tratado $G12$ ou $PM300$ (F. Ramada).

O quadro 4.4 apresenta os resultados obtidos da análise numérica no *SolidWorks*, respeitantes aos esforços sofridos pelo suporte.

Quadro 4.4 – Representação da Tensão *Von Mises* e do deslocamento para o estudo dos esforços no suporte do veio.



Tal como no dimensionamento das placas, na análise estática do suporte considerou que o material seleccionado é um Aço de construção *AISI 1020*, com uma $\sigma_{ced} = 352\text{MPa}$, cujas propriedades mecânicas são inferiores ao material de fabrico. Dos resultados obtidos (quadro 4.4), pode-se observar que o valor de Tensão Máxima verificada ($6,8\text{MPa}$) se encontra muito abaixo do valor da Tensão de Cedência. Deste

modo, o suporte obedece aos requisitos estruturais. Em relação à flecha provocada pelo carregamento, observa-se um valor máximo de $1,3E^{-3}mm$, que permite igualmente garantir as condições de projecto.

4.1.5 Dimensionamento do parafuso [14]

O parafuso foi seleccionado de acordo com o tamanho de rosca pretendido. Neste caso selecciona-se uma rosca M24, de passo fino. Importa realçar a necessidade de garantir um comprimento suficiente de parte roscada do parafuso, de forma a exercer a força pretendida no protótipo (ver desenho em anexo A.7 pág 83).

Dado que o parafuso se encontra aplicado sob a placa 4 de apenas 10mm de espessura surgiu a necessidade de acrescentar um postigo de aumento de aço *FR3* ou *G12* (*F. Ramada*) com rosca M24 no interior, dentro do qual vai rodar a parafuso (ver desenho em anexo A.7 pág 84). Deste modo, ganha-se maior orientação do movimento do parafuso.

O componente deve ser construído com uma ponta esférica rotativa, sob a qual vai rodar o parafuso. O objectivo desta peça é garantir que o movimento de rotação do parafuso não se vai transmitir à célula de carga, uma vez que tal pode danificá-la (ver figura 4.2).

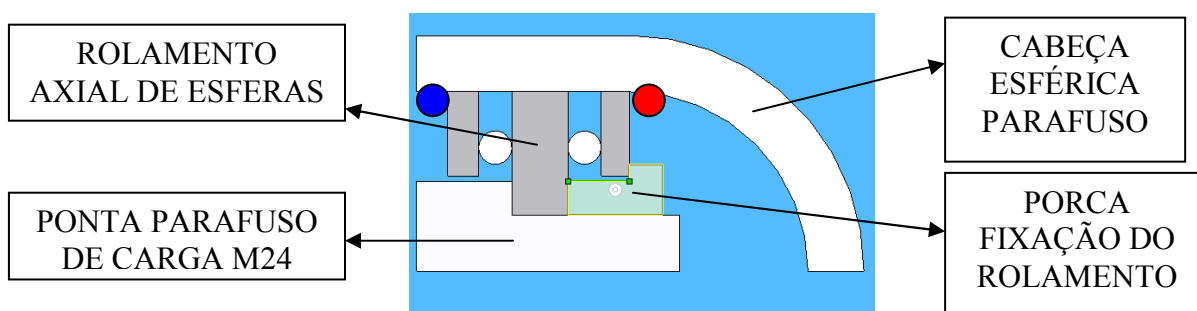


Figura 4.2 – Representação dos componentes que constituem a cabeça do parafuso de carga (vista em corte de apenas metade).

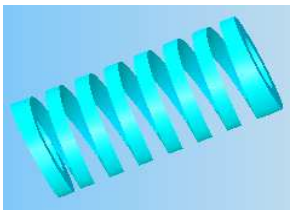
A figura 4.2 representada esquematiza todos os componentes necessários para garantir as exigências pretendidas para o funcionamento deste sistema (ver desenhos em anexo A.7 pág 85 e 86). Verifica-se que o rolamento axial de esferas de escora dupla com referência FAG 5222 [12] assenta sob a cabeça respigada do parafuso. Esta é fixa por uma porca ligada à ponta do parafuso. As partes laterais do rolamento ficam imóveis através de um batente da própria configuração interna da esfera (ponto vermelho). Do lado

oposto (ponto azul) existe um anel de retenção elástico interno 36x1,5 DIN 472 (*Fixotravas*) [14].

4.1.6 Seleção das molas [15]

À semelhança da célula de carga a selecção das molas depende do valor da carga máxima prevista para o punção. Com base nos resultados numéricos prévios, apresentados no capítulo anterior, o valor máximo previsto para a força do punção é igual a $F_C=10665N$. Dado que o sistema possui 4 molas, a força pretendida para cada mola será igual a $2666,75N$. A mola seleccionada terá de possuir uma força superior a este valor. Com base neste resultado seleccionou-se uma mola de referência 356-40-76 (*Rabourdin*) para cargas médias. O quadro 4.5 apresenta as principais características da mola seleccionada para o protótipo.

Quadro 4.5 – Características técnicas da mola do protótipo.

Mola 356-40-76	Características técnicas
	<ul style="list-style-type: none"> - Diâmetro interno da mola – $D_i = 20mm$ - Comprimento da mola - $L = 76mm$ - Força da mola – $F_{mola} = 3078N$ - Deslocamento para 37,5% de deformação – $B = 28,5mm$ - Constante da mola - $K_{mola} = 108N/mm$

O protótipo apresenta ainda a particularidade de se poder substituir as molas por um casquilho (ver desenho em anexo A.7 pág 78), com altura correspondente à mola ($76mm$). Nessas circunstâncias, a força aplicada no parafuso é transmitida directamente para as placas de conformação da chapa, sem compensação às variações de deformação (sistema rígido).

4.1.7 Seleção da célula de carga [16]

Tal como já foi referido anteriormente, o requisito necessário para a selecção da célula de carga é a força máxima prevista para o punção, que corresponde a $10665N$. Com

base neste valor seleccionou-se a célula de carga de compressão referência CMCS – 2T (*Bongshi*), com capacidade para uma carga até 2000kg (2toneladas).

4.1.8 Seleção do rolamento linear de esferas [17]

O rolamento do apoio da guia foi seleccionado de acordo com o diâmetro da guia seleccionada de 20mm. Com base neste critério optou-se pelo rolamento KN 20 B-PP (*INA*). Como o rolamento tem 45mm de comprimento e a placa só tem 10mm, foi necessário criar um postigo para envolver o rolamento (ver desenho em anexo A.7 pág 77). Deste modo garante-se um melhor alinhamento das placas e, em consequência, um melhor deslizamento.

4.1.9 Dimensionamento dos parafusos de fixação do cilindro [18]

Nesta secção aborda-se a necessidade de o protótipo possuir a hipótese de trabalhar com os cilindros sem rotação (ver desenho em anexo A.7 pág 73). Ou seja, é necessário que os parafusos de fixação do cilindro suportem um momento resistente (binário) igual ou superior ao momento torsor (binário) aplicado pelo processo de conformação nos cilindros. O momento torsor (Mt) é dado por:

$$Mt = Fa \cdot R \quad (\text{Eq. 4.6})$$

Onde, R é raio médio do cilindro e Fa é a força de atrito. A força de atrito pode ser estimada pelo quociente entre o coeficiente de atrito esperado máximo nos ensaios ($\mu = 0,3$) e a força normal máxima que actua no cilindro $F_N = 11700N$. Para um diâmetro externo do cilindro igual a 21mm, da equação 4.6 obtém-se:

$$Mt = \mu \cdot F_N \cdot R = 0,3 \cdot 11700 \cdot 10,5 = 36855N.mm$$

Ou seja, o momento resistente ($M_{resistente}$) terá de ser maior que 36855N.mm. Como o momento resistente é dado pela seguinte expressão:

$$(\text{Eq. 4.7})$$

$$M_{resistente} = \mu_{(rolo / sup\ parte)} \cdot F_{parafuso} \cdot R_{m\u00e9dio} \cdot 2$$

Igualando os dois valores determina-se a força m\u00ednima para o parafuso. Admite-se que o coeficiente de atrito entre o cilindro e o suporte igual a $\mu_{(rolo / sup\ parte)} = 0,3$ \u00e9 da mesma ordem de grandeza que o anterior. Sabendo que o di\u00e2metro interno do cilindro \u00e9 igual a $8mm$ (parafuso M8) e o di\u00e2metro externo \u00e9 igual a $21mm$, t\u00eam-se um raio m\u00e9dio de $7,25mm$. A substitui\u00e7\u00e3o destes valores na equa\u00e7\u00e3o 4.7 permite determinar um valor de $F_{parafuso}$ igual a $8472N$.

Deste modo pode quantifica-se a força necess\u00e1ria para garantir a fixa\u00e7\u00e3o dos cilindros. Tendo em aten\u00e7\u00e3o a limita\u00e7\u00e3o de pr\u00e9-aperto do parafuso, ou seja, que tem de se garantir que:

$$F_{parafuso} \leq 0,9 \cdot F_{prova} \quad (\text{Eq. 4.8})$$

Onde

$$F_{prova} = \acute{A}reaN\u00facleo \cdot \sigma_{prova} \quad (\text{Eq. 4.9})$$

Como a \u00e1rea do n\u00facleo para um parafuso M8 \u00e9 igual a $36,6mm^2$ e a tens\u00e3o de prova (σ_{prova}) \u00e9 igual a $640MPa$, substituindo os valores na equa\u00e7\u00e3o 4.9 obt\u00eam-se:

$$F_{prova} = 36,6 \cdot 640 = 23424N$$

Finalmente, substituindo o valor da força de prova na equa\u00e7\u00e3o 4.8, obt\u00eam um valor para a força do parafuso, $F_{parafuso} \leq 21081,6N$. A compara\u00e7\u00e3o, com o aux\u00edlio da equa\u00e7\u00e3o 4.7, dos valores obtidos permite verificar a validade da equa\u00e7\u00e3o, que garante que o cilindro n\u00e3o roda durante o ensaio.

4.2 Validação do Protótipo de ensaio de Atrito

4.2.1 Modelação do ensaio de atrito

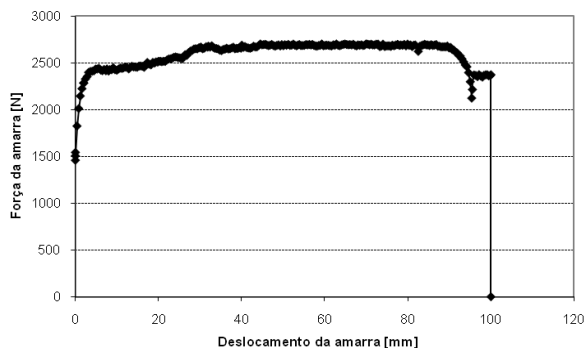
O dimensionamento do protótipo para o ensaio de atrito conduziu a alterações dimensionais relativamente ao modelo estudado inicialmente. No entanto, a estrutura (*design*) do modelo manteve-se, os elementos apenas foram redimensionados de modo a garantir os requisitos pretendidos para o protótipo. Desta forma, as novas características geométricas das ferramentas adoptadas são:

- $R_1 = R_2 = 10,5mm$
- $L_3 = 30mm$
- $DA = 100mm$
- $L_1 = 22mm$
- $e = 1mm$
- $DH = 22mm$
- $L_2 = 22mm$
- $\Delta x_1 = \Delta x_2 = 50mm$

Todos os restantes parâmetros envolvidos no estudo de validação realizado anteriormente foram mantidos (largura de 25mm, aço *DP600*, folga mínima de 1mm, aspectos da malha, etc.). Para proceder à validação das características geométricas definidas para o novo protótipo, repetiram-se os estudos realizados anteriormente.

4.2.2 Validação numérica do Protótipo

Dimensionado o protótipo, procede-se uma nova fase de estudos numéricos para aferir a sensibilidade da avaliação do coeficiente de atrito com base em variações locais do seu valor. O primeiro ensaio de atrito considera o coeficiente de atrito nulo (ensaio de referência), de modo a quantificar as forças da amarra (F_R). A figura 4.2 apresentada a evolução da força da amarra durante a sua fase de avanço, para o ensaio de atrito zero.



$F_R [N]$			
Média	2685	<i>Máx.</i>	2698
		<i>Min.</i>	2669

Figura 4.3 – Representação gráfica da força da amarra no ensaio com atrito zero (à esquerda) e tabela com o valor médio calculado da força da amarra e respectivas variações (à direita).

Da observação da figura 4.1 constata-se que a força da amarra apresenta um comportamento estável a partir dos 30mm. Este comportamento estável mantém-se até aproximadamente aos 90mm, de deslocamento da amarra, momento em que ocorre perda do contacto da chapa com os rolos de suporte. Durante a fase estável, a força da amarra apresenta um valor médio de 2685N, com variações entre 2669N e 2698N (gama de valores bastante próxima). A Figura 4.4 apresenta a comparação da evolução da força da amarra e da força do punção ao longo dos restantes estudos (ensaio 2 a 5).

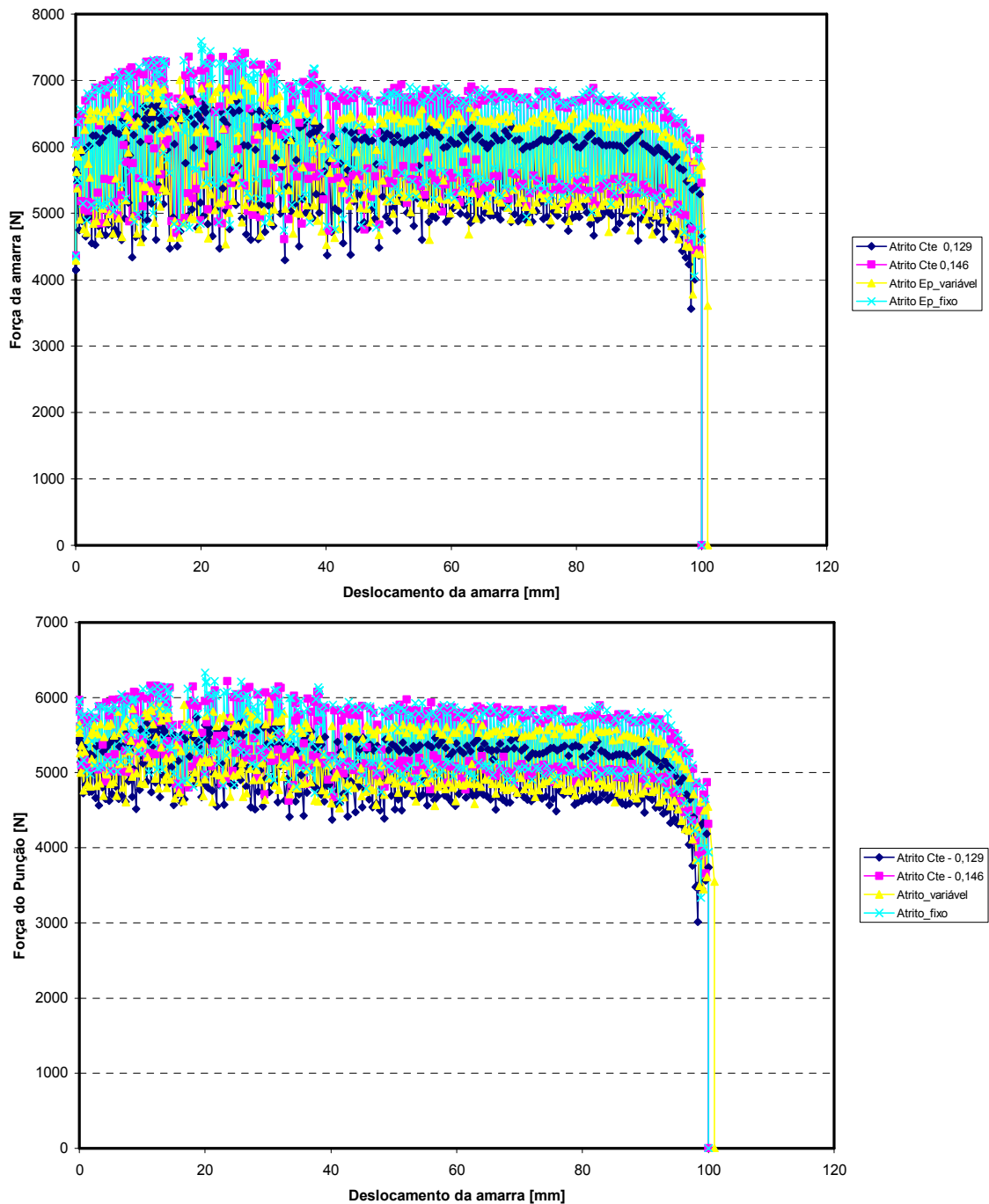


Figura 4.4 – Representação da evolução da Força da Amarra (em cima) e da força do Punção (em baixo) em função do deslocamento da amarra.

Nos gráficos representados na figura 4.4 observa-se uma grande oscilação dos valores da força do Punção e da força da Amarra. O Quadro 4.6 apresenta os valores médios para a força do punção, da amarra e os respectivos picos máximos e mínimos para todos os estudos, para uma melhor percepção das variações. Estes valores são calculados considerando apenas a fase estável de 40 a 80mm de deslocamento da amarra.

Quadro 4.6 – Representação dos resultados obtidos para a Força da Amarra e do Punção.

	Atrito =0,129			Atrito =0,146				Atrito Ep_variável			Atrito Ep_fixo		
F_C [N]	4992	Máx. 5463		5403	Máx. 5976		F_C [N]	5178	Máx. 5720		5769	Máx. 6586	
		Mín. 4390			Mín. 4774				Mín. 4563			Mín. 4601	
F_P [N]	5543	Máx. 6297	6071	Máx. 6936		F_P [N]	5402	Máx. 5929	6069	Máx. 6910			
		Mín. 4481		Mín. 4752				Mín. 4784		Mín. 4784			

Com o auxílio do Quadro 4.6 é possível constatar que o valor médio da força da amarra apresenta uma variação entre 5402 a 6071N, ligeiramente superior ao valor médio da força do punção que varia entre 4992 a 5769N. No entanto, como esperado ocorre uma diminuição do valor das forças, em consequência do aumento dos raios dos cilindros de conformação R_l . Substituindo os valores de Força da Amarra e do Punção, determinados para cada ensaio, na Equação 3.17 relativa ao cálculo do coeficiente de atrito, obtêm-se as estimativas para o coeficiente de atrito global apresentadas no quadro 4.7.

Quadro 4.7 – Comparação do coeficiente de atrito imposto e do valor obtido numericamente.

COMPARAÇÃO DO COEFICIENTE DE ATRITO			
Experimental	Numérico		
0,129	0,1823	Máx.	0,2097
		Mín.	0,1314
0,146	0,1995	Máx.	0,2258
		Mín.	0,1389
<i>Ep_variável</i>	0,1896	Máx.	0,2164
		Mín.	0,1348
<i>Ep_fixo</i>	0,1994	Máx.	0,2261
		Mín.	0,1418

Da observação dos valores previstos numericamente, constata-se mais uma vez que o sistema é sensível às variações de atrito. O comportamento apresentado é semelhante ao apresentado pelos ensaios anteriores, realizados com as características geométricas iniciais. Assim, com o aumento do coeficiente de atrito imposto na simulação obtêm-se um valor global mais elevado. No entanto, o protótipo conduz a valores globais de coeficiente de atrito muito superiores aos valores introduzidos na simulação. Para os valores de entrada constante de 0,129 e 0,146 os valores médios estimados pela simulação numérica são 41 a

55% superiores. Relativamente à variação dos valores extremos do coeficiente de atrito, estes variam entre 2 a 8% para o valor mínimo e entre 63 a 75% para o valor máximo.

A alteração do intervalo de erro associado à alteração do raio dos cilindros de conformação resulta de dois factores. Por um lado, ao aumentar o raio dos cilindros de conformação o valor das forças envolvidas no processo reduz-se, pelo que as oscilações numéricas apresentam um peso relativo superior nos resultados globais. Por outro lado, importa referir que a equação adoptada para avaliar o coeficiente de atrito admite um ângulo de contacto correspondente a $\pi/2$ no cilindro de conformação e $\pi/4$ em cada um dos cilindros de restrição. A alteração do raio dos cilindros conduz a uma alteração das zonas de contacto, pelo que será necessário ponderar esta alteração na avaliação do coeficiente de atrito. O segundo factor apresenta um impacto maior nos resultados do que as oscilações previstas para a força. No entanto, realça-se o facto de os valores de força serem menores para alertar para a necessidade de proceder à aquisição de dados com um sistema que permita capturar estas oscilações.

4.2.3 Janela de operabilidade

Uma vez dimensionado e validado o protótipo, realizaram-se algumas simulações numéricas de modo a avaliar as hipóteses de utilização do protótipo. Esta análise acerca das hipóteses de utilização do protótipo é realizada com base no valor de força máxima do punção utilizada no dimensionamento, de $10665N$. Neste contexto considera-se a influência da largura da chapa, da variação do coeficiente de atrito, da espessura da chapa e das propriedades mecânicas do material. As simulações foram realizadas em condições de deformação plana e considerando a largura de $25mm$. Como a força e largura são proporcionais, sabendo a força máxima é possível determinar a largura máxima possível de utilizar em cada caso. Os ensaios foram realizados com as seguintes variações:

1. Material: aço *DP600* e alumínio *AL5185*;
2. Coeficiente de atrito de 0 até 0,3 (intervalos de 0,1);
3. Espessura 0,7 até $3mm$ para o *DP600*;
4. Espessura 1 até $3mm$ para o *AL5185*.

A largura máxima determinada em função dos resultados dos ensaios encontra-se apresentada na figura 4.5, para o caso do aço *DP600*.

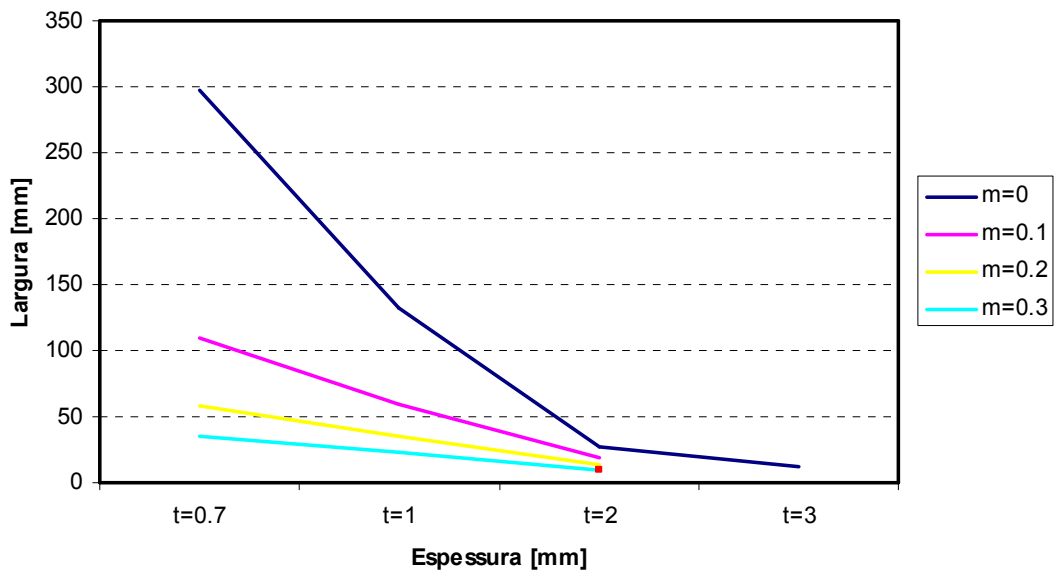


Figura 4.5 – Representação da gama de operabilidade do aço DP600.

Com base nos resultados apresentados na figura 4.5, observa-se que para o aço DP600 o protótipo permite utilizar pequenas espessuras (0,7 a 1mm). Para espessuras mais elevada, a largura máxima passível de ser utilizada atinge valores muito reduzidos para permitir desprezar os efeitos de bordo. Por exemplo, para ensaiar uma chapa de espessura de 2mm, as larguras variam entre 9 a 27mm, consoante o coeficiente de atrito esperado no ensaio. O ponto assinalado a vermelho no gráfico indica que a simulação numérica prevê a estricção da chapa na fase de avanço das amarras, em resultado da forte retenção do material devido ao elevado coeficiente de atrito.

Relativamente aos ensaios para o alumínio AL5185, a largura máxima determinada em função dos resultados dos ensaios encontra-se apresentada na figura 4.6.

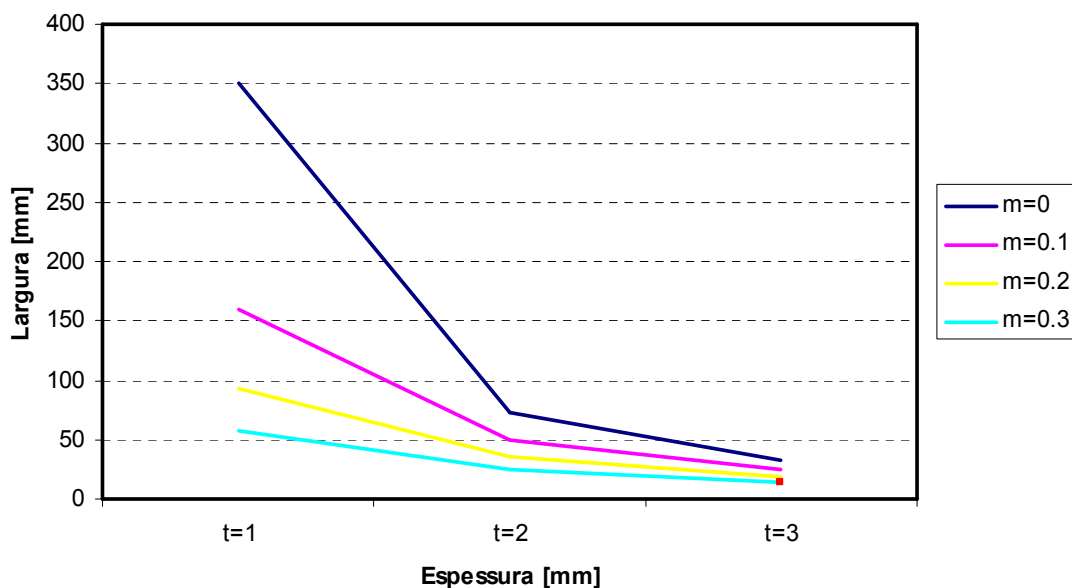


Figura 4.6 – Representação da gama de operabilidade do aço AL5185.

Observando os valores apresentados na figura 4.6, constata-se que para este material o protótipo é adequado a ensaiar praticamente todas as espessuras testadas. Uma vez que o alumínio apresenta uma tensão limite de elasticidade muito inferior ao aço de alta resistência, para o alumínio o protótipo pode ser utilizado para espessuras superiores, nomeadamente 2 e 3mm. A simulação numérica do ensaio apenas prevê a estrição da chapa na fase de avanço da amarra, para uma espessura de 3mm combinada com um coeficiente de atrito igual a 0,3.

Importa realçar que estes resultados consideraram a pior combinação de restrições geométricas, com uma folga entre os cilindros de conformação igual à espessura e uma profundidade de avanço do punção na primeira fase igual ao diâmetro dos cilindros. Para outras combinações destes parâmetros as forças envolvidas no ensaio serão menores. As figuras 4.5 e 4.6 constituem por isso valores indicativos da largura máxima.

4.3 **Procedimento de utilização do protótipo**

Apesar de o procedimento vir certamente a ser alterado com a experiência adquirida com a utilização do protótipo, apresentam-se as seguintes regras básicas de execução:

1. Verificar qual a largura permitida para o ensaio, função do coeficiente de atrito esperado, espessura e material utilizado, recorrendo à figura 4.5 e 4.6;

Especificações⁸:

- Comprimento da chapa máximo de $540mm$, por uma questão de normalização pode-se definir um comprimento de $500mm$;
 - Largura máxima da chapa a estudar no protótipo é de $50mm$;
 - Força máxima suportada pelo protótipo é de $11700N$;
 - Coeficiente de atrito máximo aplicável é de $0,3$;
 - Espessura máxima de $2mm$ para o *DP600* e de $3mm$ para o *AL5185*.
2. Colocação das chapas de altura, nas superfícies dos suportes de apoio, correspondentes à espessura da chapa a ensaiar.
ATENÇÃO: garantir que o suporte do punção é colocado no centro da placa para garantir a simetria do carregamento. As posições dos restantes suportes de conformação são definidas consoante a espessura de chapa e folga utilizadas no ensaio.
 3. Montagem do protótipo na máquina de ensaios de tracção, utilizando uma bancada de suporte específica que se fixa na máquina de tracção, fixando o protótipo sobre a bancada;
ATENÇÃO: Verificar o alinhamento da estrutura com a amarra da máquina de tracção.
 4. Desaperto do parafuso de carga, ocorrendo o deslocamento das placas 2 e 3 e conseqüente abertura do punção relativamente às matrizes;

⁸ Estas especificações não dispensam a consulta dos gráficos de operabilidade, avaliando cada situação.

5. Colocação da chapa na vertical alinhada ao longo dos cilindros, ficando suportada pela amarra da máquina. Possível instrumentação da chapa de forma avaliar outros parâmetros;
6. Seguidamente são processadas as etapas de ensaio com o avanço do punção até atingir a posição ou força requerida e posteriormente é puxada a chapa através da amarra da máquina de tracção;

Especificações:

- Como o comprimento da chapa ensaiado pode chegar aos *500mm*, permite realizar múltiplos ensaios para a mesma largura, diferindo outros parâmetros, como por exemplo, a força aplicada, condições de lubrificação, a folga, etc.;
7. Realizado o ensaio desaperta-se o parafuso e retira-se a chapa, voltando ao estado inicial do ensaio.

Mudança de aplicações:

Este protótipo só permite duas mudanças desta natureza, que são a alteração de cilindros móveis por cilindros fixos (A) e a substituição de molas por casquilhos (B).

- A. Para esta alteração tem-se que retirar primeiro todos os conjuntos dos suportes de conformação e de apoio que se encontram fixos na placa 1 e 2. Posteriormente com auxílio do sistema de extracção do veio retira-se todos os elementos do suporte e coloca-se o cilindro fixo no suporte sendo apertado nas extremidades o parafuso que vai garantir que o cilindro não sofre rotação. Este aperto terá de ser efectuado com auxílio de uma chave dinamométrica de forma a garantir o pré-aperto necessário de *23424N*.
- B. A substituição de molas por casquilhos pode ser efectuada directamente com o protótipo montado na máquina de tracção. Apenas se desapertam os parafusos M6 que fixam a placa 4 às guias, retirando as placas 3 e 4. Substituídas as molas pelos casquilhos voltam-se a colocar as placas sob as guias e fixa-se a placa 4.

CAPITULO CINCO

Neste capítulo resumem-se as conclusões finais do trabalho e sugerem-se algumas propostas de trabalhos futuros a efectuar no âmbito do tema abordado.

5.1 Conclusões finais

Actualmente, os modelos disponíveis para simular os fenómenos de contacto com atrito baseiam-se em modelos de análise global. Neste trabalho, procedeu-se a um estudo experimental com a técnica de *load scanning* para avaliar a variação do coeficiente de atrito com as condições de contacto, em particular a geometria do contacto. A correlação dos resultados experimentais com a análise do estado de tensão e deformação na zona de contacto permitiu concluir que existe uma relação entre o coeficiente de atrito e o estado de deformação. O aumento do coeficiente de atrito global surge associado a um aumento da zona deformada plasticamente. Só foi possível estabelecer esta correlação graças à utilização do ensaio de *load scanning* com carga crescente, que permite a medição isolada da força de atrito.

De modo a avaliar o impacto das variações locais do coeficiente de atrito, detectadas experimentalmente, nos resultados globais seleccionou-se um ensaio de atrito tipicamente utilizado para avaliação do coeficiente de atrito global associado ao processo de estampagem. A avaliação da sensibilidade do ensaio global às variações locais do coeficiente de atrito foi determinada com o auxílio de estudos numéricos do ensaio de atrito com freio. Para validar a simulação numérica do ensaio realizaram-se ensaios impondo as variações de coeficiente de atrito obtido experimentalmente. Nas simulações realizadas impondo valores impostos de atrito constante iguais a 0,129 e 0,146 os valores médios estimados para o coeficiente de atrito pela simulação numérica são entre 9 a 12% superiores. Este valor mais elevado do coeficiente de atrito pode estar associado a alguma rugosidade artificial introduzida pela discretização da malha do contacto com atrito. Este resultado é aceitável dado ser quantificável, mas evidencia a necessidade de compreender melhor a forma como é modelado o contacto com atrito. Os resultados obtidos revelam que o ensaio seleccionado é sensível a variações locais do coeficiente de atrito, em particular se

o modelo implementado definir essa variação em função da deformação plástica do material.

Uma vez que o ensaio de atrito com freio é sensível às variações locais do coeficiente de atrito determinadas experimentalmente, procedeu-se ao projecto de todos os componentes para um protótipo do ensaio. O objectivo é construir um equipamento que permita medir o atrito em diferentes condições de operação, nomeadamente: efeito da lubrificação, efeito da rugosidade efeito dos materiais da chapa, do punção e da matriz.

O projecto foi definido admitindo que os ensaios serão realizados com o auxílio de um equipamento existente, uma máquina de ensaios de tracção. O recurso a este equipamento impõe restrições ao espaço disponível para o equipamento. O projecto do protótipo foi elaborado com base na estimativa de esforços máximos previstos nas simulações numéricas realizadas no decurso deste trabalho, e em trabalhos anteriores. A combinação das restrições de espaço e de esforços admissíveis conduziu à necessidade de alterar as dimensões dos cilindros do protótipo, em relação às dimensões validadas no estudo de sensibilidade. Assim, uma vez dimensionado o protótipo, o estudo numérico de análise de sensibilidade do ensaio à variação local do coeficiente de atrito foi repetido. A alteração das dimensões dos cilindros impõe alterações das zonas de contacto que não foram tidas em conta no cálculo do valor médio global estimado numericamente pelo ensaio. No entanto, a simulação numérica do ensaio de atrito com freio, nas condições definidas para o protótipo, permite observar que o ensaio é sensível a variações locais do coeficiente de atrito. De facto, apesar da simplicidade dos modelos de variação de coeficiente de atrito implementados, quando se impõe o aumento do coeficiente de atrito com o aumento da deformação plástica, o coeficiente de atrito global médio estimado aumenta.

Por último, recorreu-se ainda à simulação numérica do ensaio de atrito com freio para definir uma janela de operatividade do protótipo. Deste modo é possível estimar a largura máxima da chapa que pode ser utilizada em segurança na realização dos ensaios experimentais. A janela de operatividade foi definida em função da espessura da chapa a ensaiar.

5.2 Propostas de trabalhos futuros

O aspecto mais interessante deste trabalho é exactamente o protótipo que pode ser construído e explorado no futuro. Neste contexto, será fundamental testar o protótipo para as condições estudadas neste trabalho, de modo a aferir a sua validade. A extensão desse estudo a outras condições permitirá aferir as principais características do protótipo, bem como, avaliar os parâmetros mais relevantes para a análise global do coeficiente de atrito e a sua quantificação. No seguimento do trabalho iniciado, e tendo consciência das incertezas associadas a diversos parâmetros adoptados e às limitações decorrentes do curto espaço de tempo, enumeram-se algumas sugestões para desenvolver em trabalhos futuros:

1. Analisar a evolução da força de atrito (resultados experimentais), estudando a morfologia das superfícies de contacto.
2. Casos de ensaios de deslizamento seco e com contacto lubrificado, em condições de lubrificação limite, de modo a estudar diferentes tipos de condições de lubrificação;
3. Comparação de resultados experimentais obtidos com o protótipo com os resultados numéricos, de modo a relacionar os efeitos da lubrificação, da rugosidade, do par de materiais utilizados para as ferramentas e para a chapa, etc.;
4. Alargar este estudo a outros materiais, de modo a permitir estudar as melhores combinações em função das necessidades do mercado nesta área da estampagem.

REFERÊNCIAS

- [1] www.fachagas.pt
- [2] ASTM C1259-08 - Standard Test Method for Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio for Advanced Ceramics by Impulse Excitation of Vibration.
- [3] M. Harris, Cyril; E. Crade, Charles; Shock and Vibration Handbook; McGraw-Hill; 1976.
- [4] Sture Hogmark, Staffan Jacobson, Olle Wånstrand, “A new universal test for tribological evaluation”, Proc. 21st Meeting of International Research Group on Wear of Engineering Materials, IRG-OECD, (Ed. D. J. Schipper), Amsterdam, 25 e 26 Março 1999.
- [5] Sture Hogmark, Staffan Jacobson, Olle Wånstrand, “The Uppsala load-scanner- an update”, Proc. 22nd Meeting of Interantional Research Group on Wear of Engineering Materials, IRGOECD, (Ed. D. J. Schipper), Cambridge, 21 e 22 Setembro 2000.
- [6] K., L., Johnson, “Contact Mechanics”, Cambridge, University Press, 20 Novembro 2006.
- [7] Warren, C. Young, “Roark’s Formulas for Stress and Strain”, Sixth Edition, ART. 13.1, pág. 651.
- [8] P. Chabrand, F. Dubois, D. Graillet, R. Boman, J.P. Ponthot, Numerical simulation of tribological devices used as a set of benchmarks for comparing contact algorithms, *Finite Elements in Analysis and Design*, 41, 637-665, 2005.
- [9] Marta Cristina Cardoso de Oliveira; Algoritmos e estratégias de gestão do problema do contacto com atrito em grandes deformações, Tese de Doutoramento, Universidade de Coimbra, 2005.
- [10] R. Padmanabhan, M.C. Oliveira, A.J. Baptista, J.L. Alves, L.F. Menezes, Study on the influence of the refinement of a 3-D finite element mesh in springback evaluation of plane-strain channel sections, *Actas NUMIFORM’07, The 9th International Conference in Numerical Methods in Industrial Forming Processes*, Ed. J.M.A. César de Sá e A.D. Santos, American Institute of Physics, Melville, E.U.A., ISBN: 978-972-9853-17-1, p. 847 852, 2007.
- [11] C. M. Vilela, Simulação numérica do ensaio de atrito com junta de retenção – Análise de variáveis geométricas, Projecto de Investigação, 2007
- [12] Rolamentos FAG – Programa Standard; FAG Portuguesa, Lda. – Catálogo WL 41 510/3 PC; Edição 1992
- [13] www.ramada.pt/acos
- [14] www.rabourdin.fr

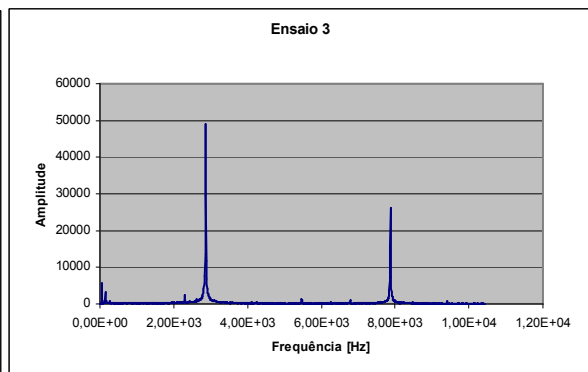
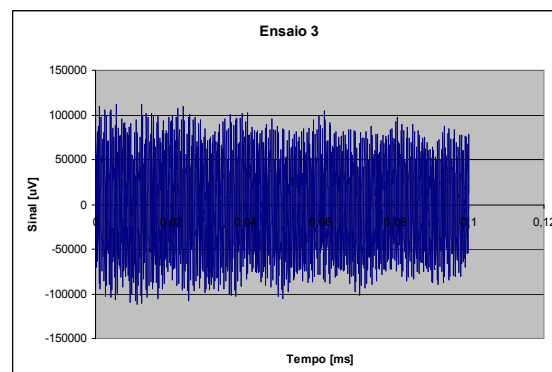
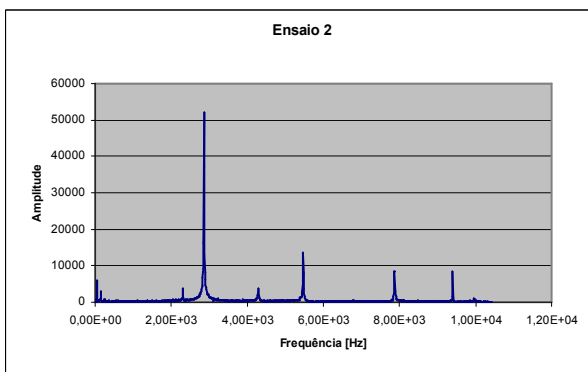
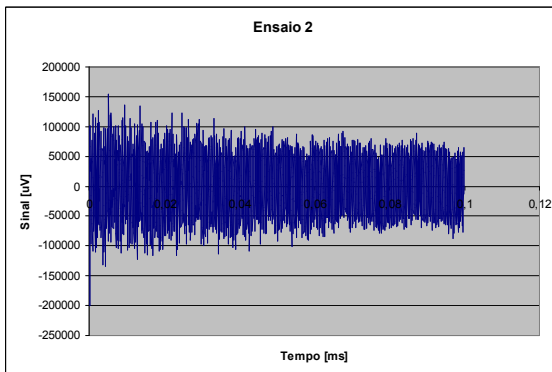
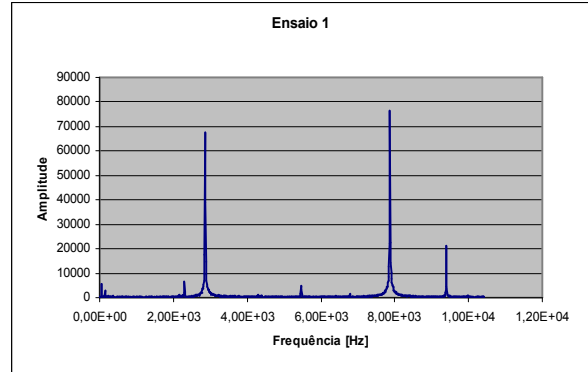
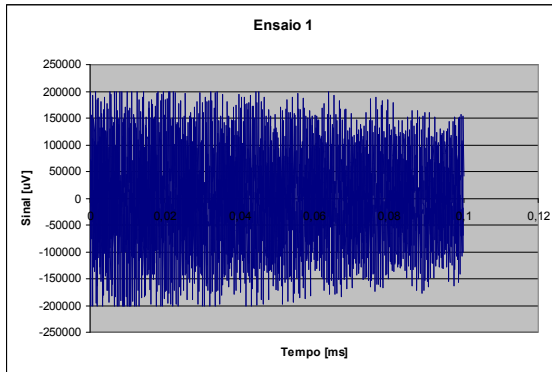
- [14] www.fixotravas.com.br
- [15] www.bongshin.com
- [16] www.ina.com
- [17] www.roymech.co.uk
- [18] Hill R, The mathematical theory of plasticity, Oxford University Press, 1971.
- [19] Swift HW, Plastic instability under plane stress, Journal of the Mechanics of Physics of Solids, 1, 1-18, 1952.

BIBLIOGRAFIA CONSULTADA

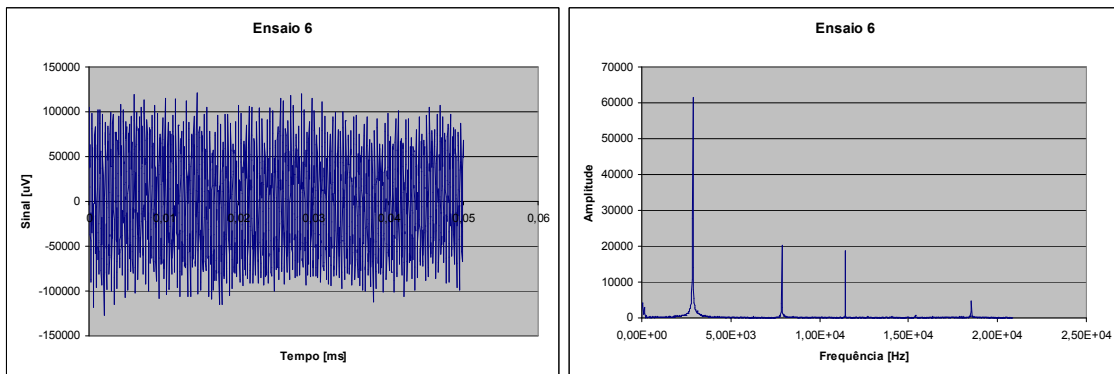
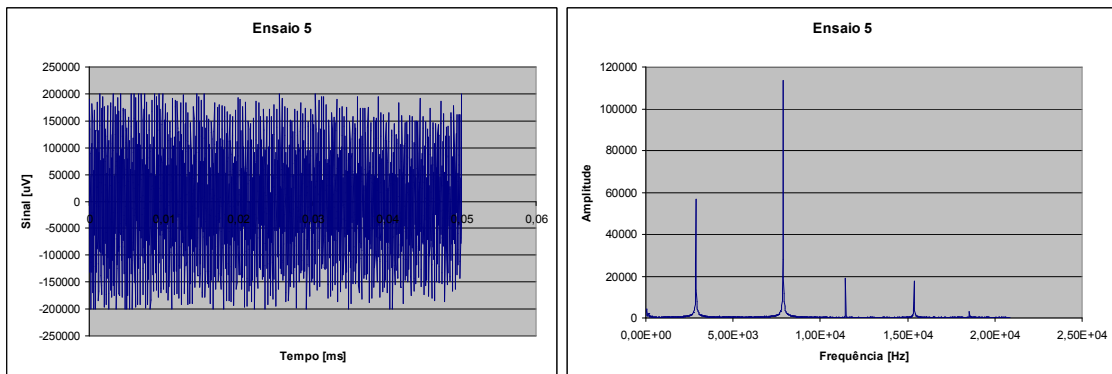
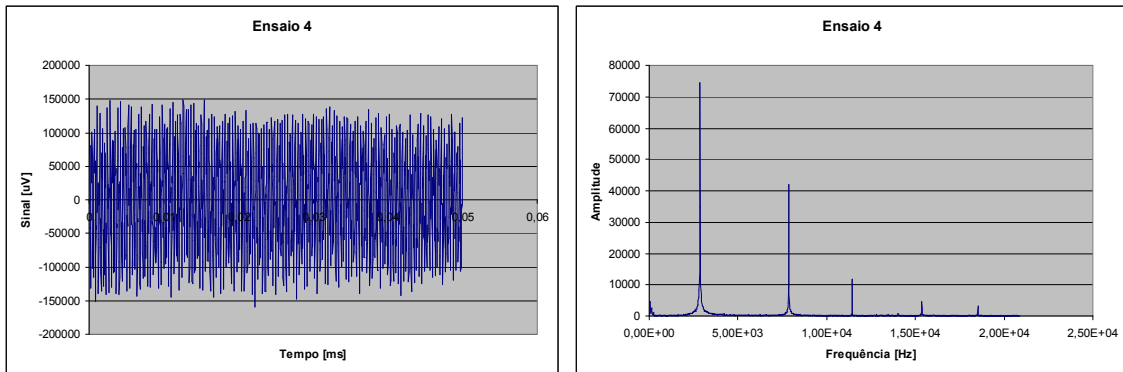
- A. Ramalho, J.C. Pereira; Atrito de deslizamento: uma nova abordagem experimental; ICEMS- Dep. Eng. Mecânica, FCTUC, 3030Coimbra.
- Ramalho; STUDY OF THE RELATIONSHIPS FRICTION – CONTACT STRESSES USING LOAD SCANNER TESTS; ICEMS- Dep. Eng. Mecânica, FCTUC, 3030-201Coimbra, Portugal.
- M.C. Oliveira, J.L. Alves, L.F. Menezes, R. Padmanabhan, A. Ramalho; *MODELLING COULOMB'S FRICTION COEFFICIENT IN NUMERICAL SIMULATION OF DEEP DRAWING PROCESSES*; International Deep Drawing Research Group IDDRG 2008 International Conference 16-18 June 2008, Olofström, Sweden.
- PALMEIRA, Alexandre Alvarenga; HABIBE, Alexandre Fernandes; JACOME, Paulo André Dias. Técnicas de Modelagem de Conformações de Chapas por Elementos Finitos. Cadernos UniFOA , Volta Redonda, ano 1, n. 1, Jul. 2006.
- Sebenta de Desenho de Construções Mecânicas, 2004.
- Sebenta de Órgãos de Máquinas, 2005.
- **Sites:**
 - www.skf.com
 - www.nsk.com
 - www.rs-online.com

ANEXOS

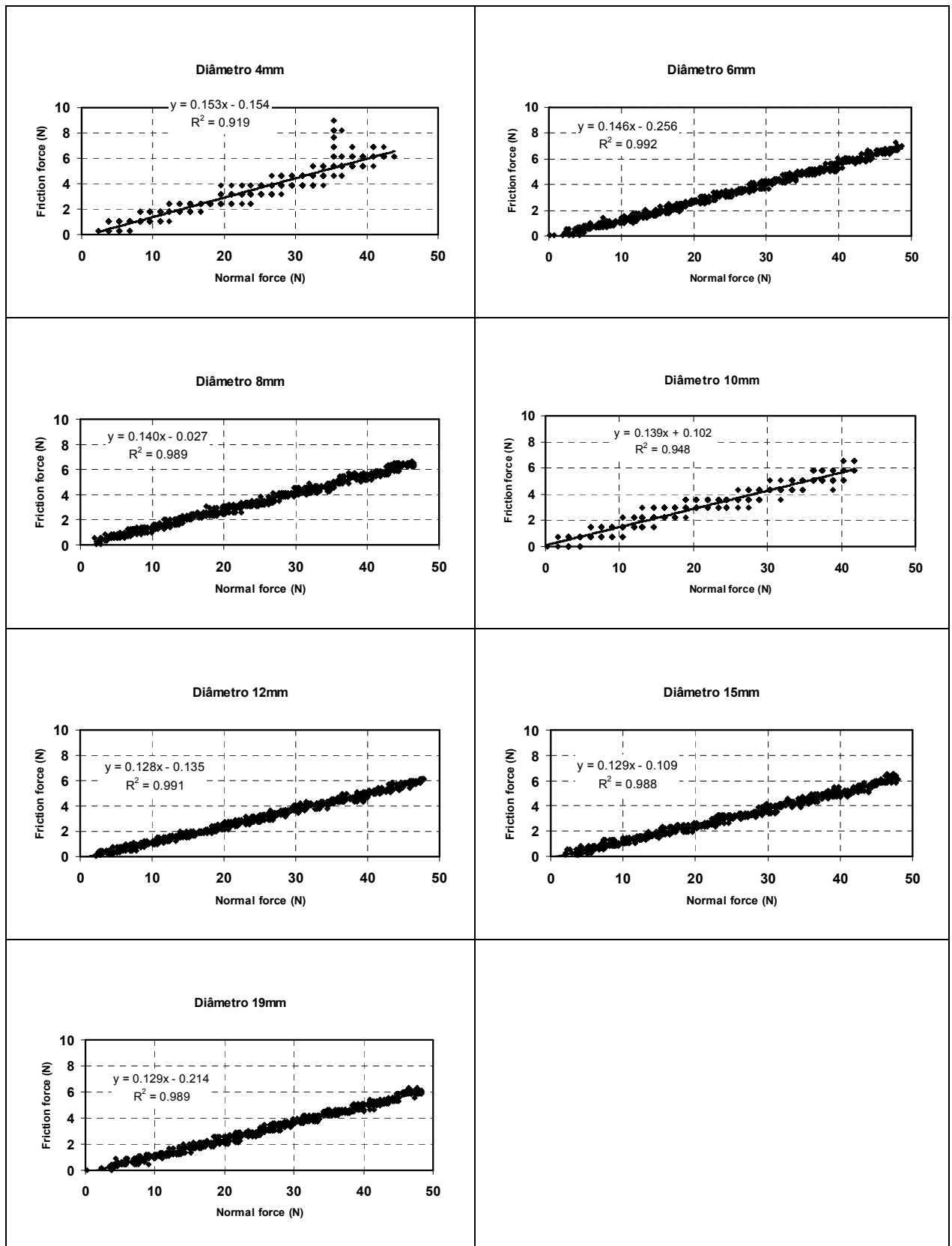
A.1 - Visualização dos resultados obtidos para os ensaios de vibração com aquisição de dados a cada 10ms.



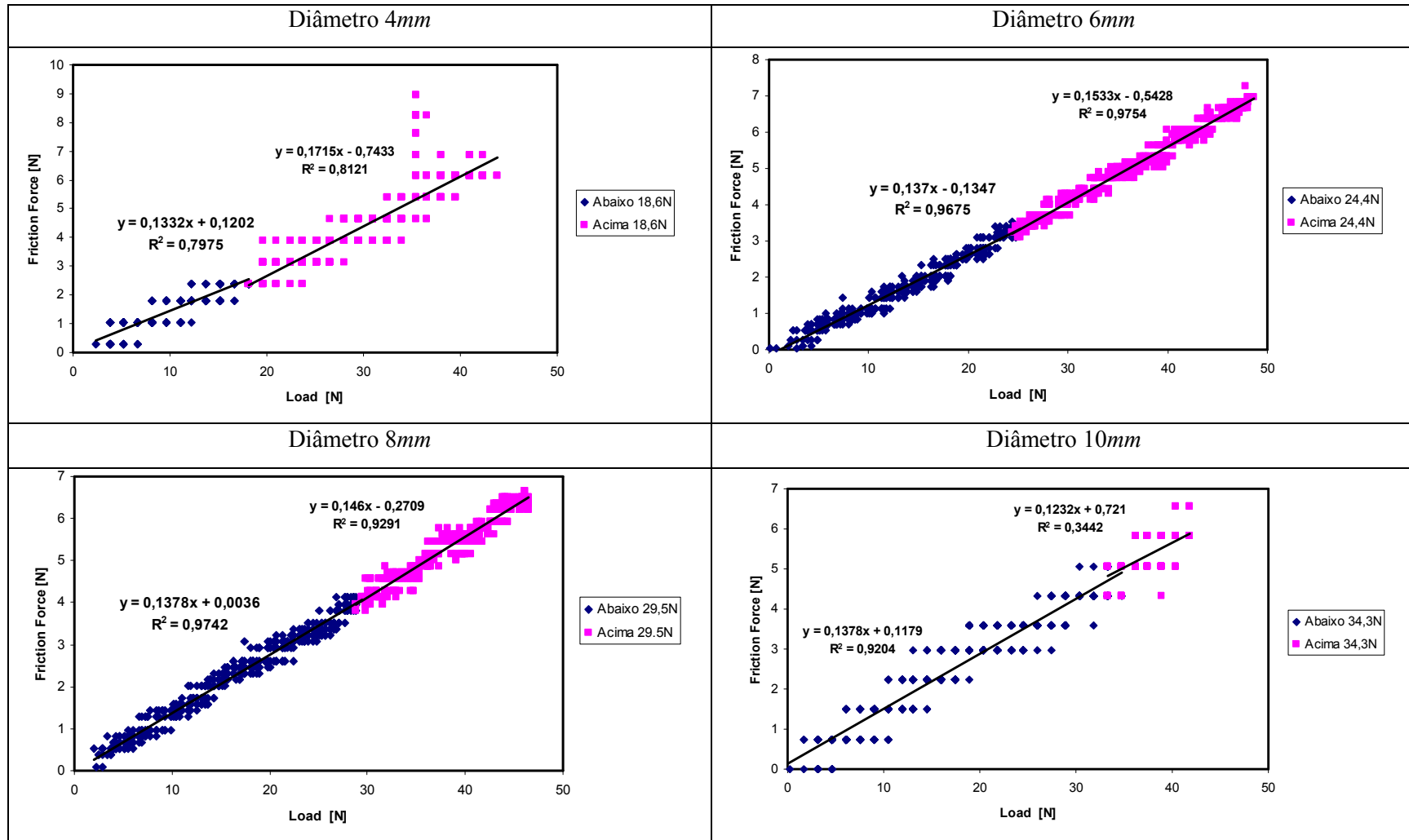
A.2 - Visualização dos resultados obtidos para os ensaios de vibração com aquisição de dados a cada 5ms.

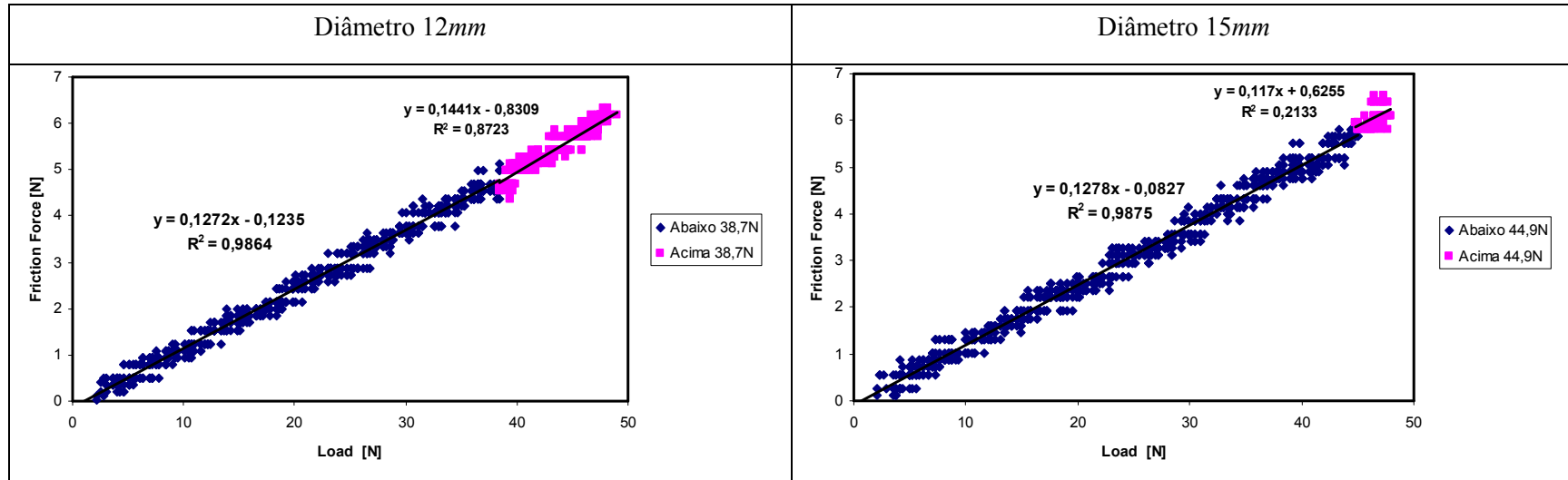


A.3 – Representação gráfica das rectas características para o coeficiente de atrito, função do diâmetro do provete ensaiado.



A.4 – Representação gráfica do fenómeno de transição de domínio elástico para plástico (identificação das equações da força de atrito).





Atenção: Existem gráficos onde não se verifica um aumento de coeficiente de atrito, quando ocorrência de transição de Domínio Elástico para Plástico, devido:

1. Provete de 10mm - neste ensaio a taxa de aquisição de dados escolhida foi muito baixa, originando uma distorção dos dados finais, ou seja, não se consegue determinar com rigor as equações e conseqüente identificação do fenómeno de transição de domínio., principalmente a parte plástica devido ao número reduzido de pontos correspondentes.
2. Provete de 15mm – neste ensaio o problema também se prende com o facto de se possuir um reduzido número de pontos que caracterizam a parte plástica, não devido a um problema de aquisição de dados, mas porque a carga de transição já se aproxima muito da carga máxima.

A.5 – Equações do comportamento dos materiais

Neste anexo apresentam-se as equações que descrevem o modelo constitutivo utilizado para descrever o comportamento dos materiais na Dissertação.

- **Lei de Encruamento: Lei de *Swift***

A lei de Swift é traduzida pela seguinte expressão:

$$Y_{\text{Swift}}(\bar{\varepsilon}^p) = C(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n$$

Onde C , ε_0 e n são parâmetros constitutivos

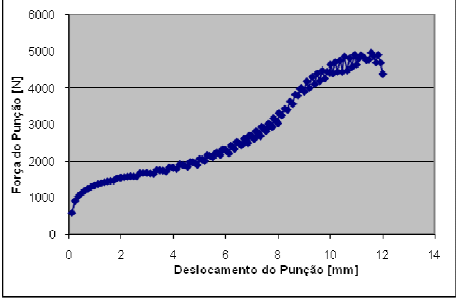
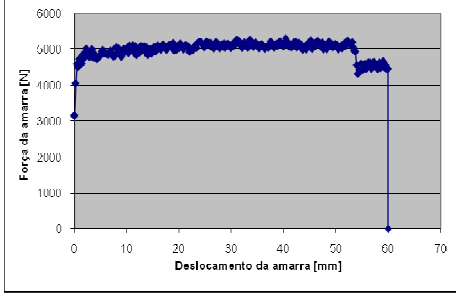
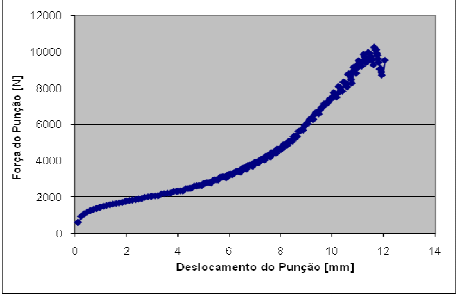
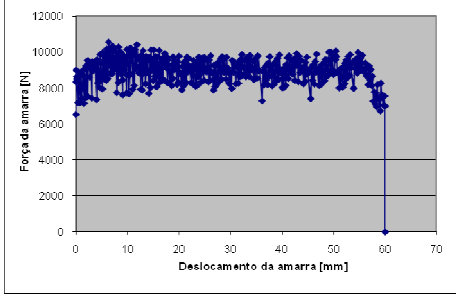
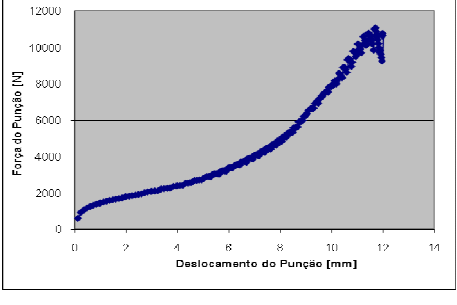
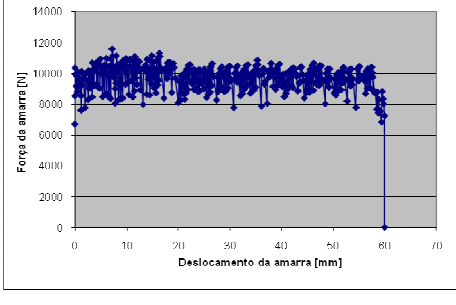
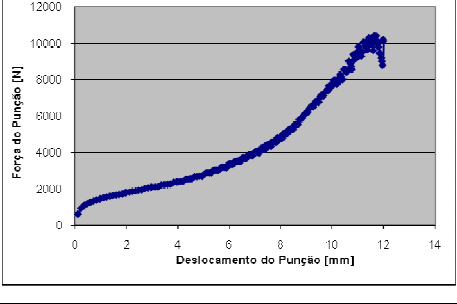
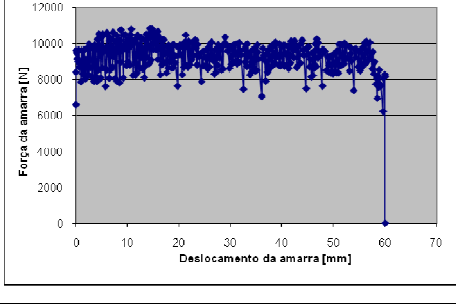
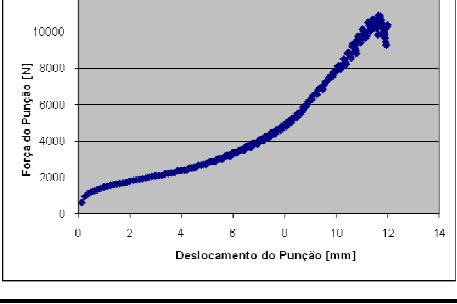
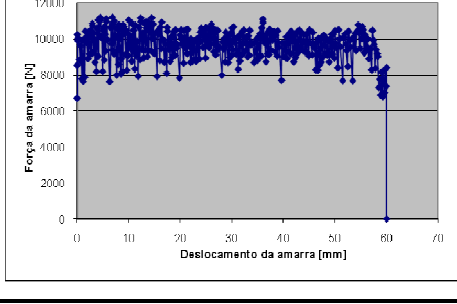
- **Critério de plasticidade: Critério de *Hill*'48**

O critério de plasticidade proposto por *Hill* em 1948 é traduzido pela seguinte expressão:

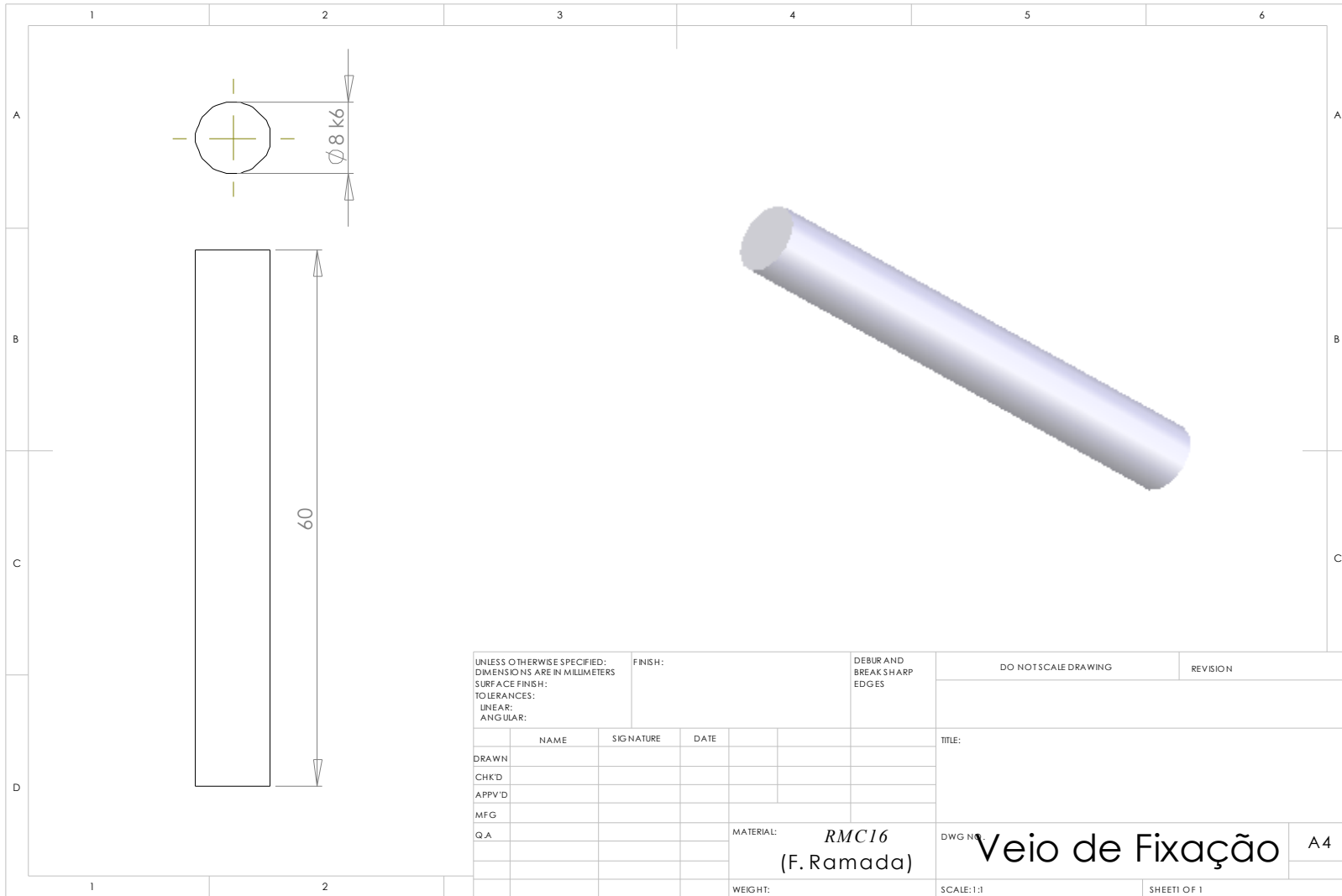
$$F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{xz}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = Y^2$$

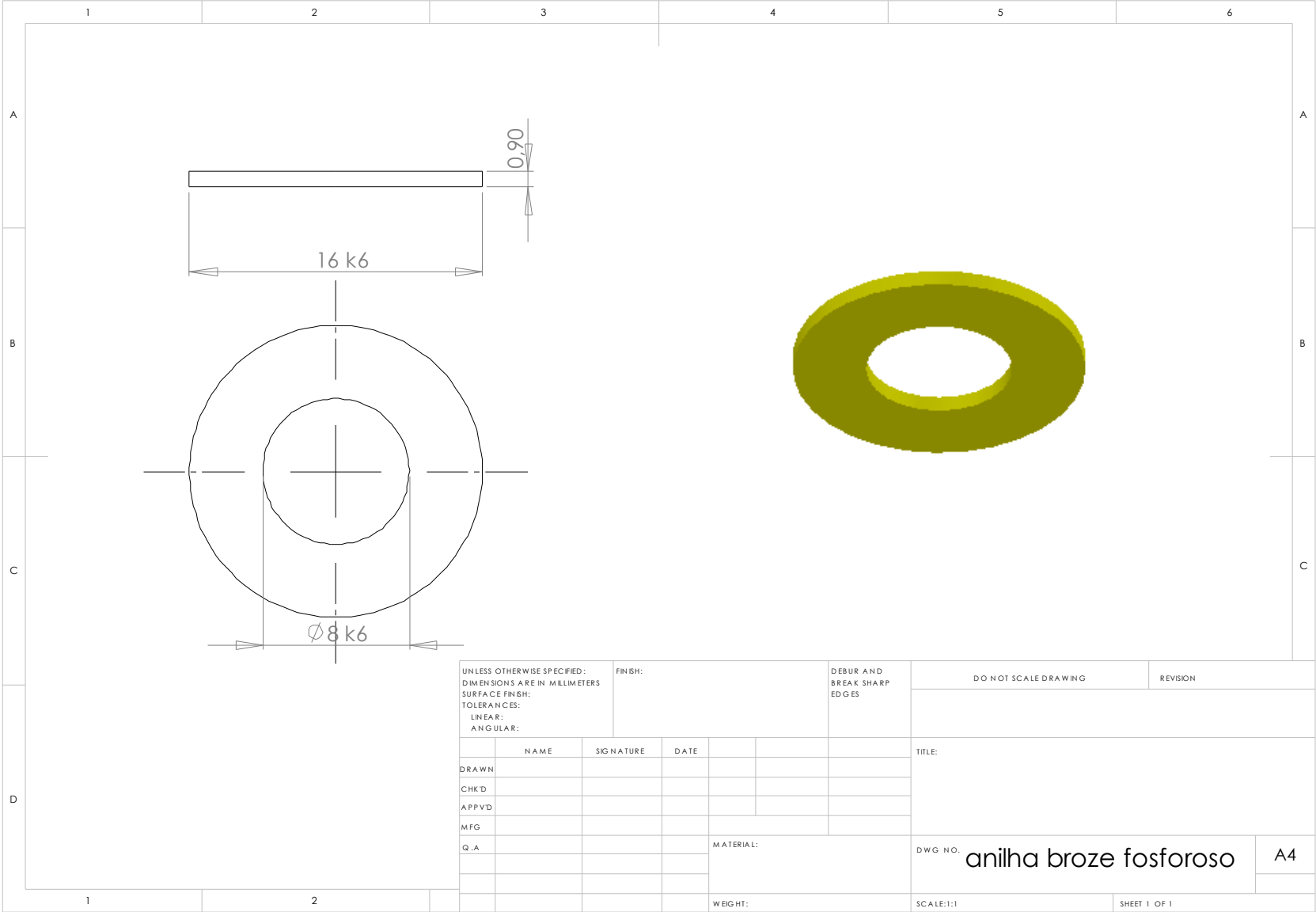
Onde, F , G , H , L , M , e N são parâmetros de anisotropia.

A.6 – Resultados obtidos para o modelo conhecido estudado. Representação gráfica dos para a força do punção e força da amarra em função do deslocamento da amarra.

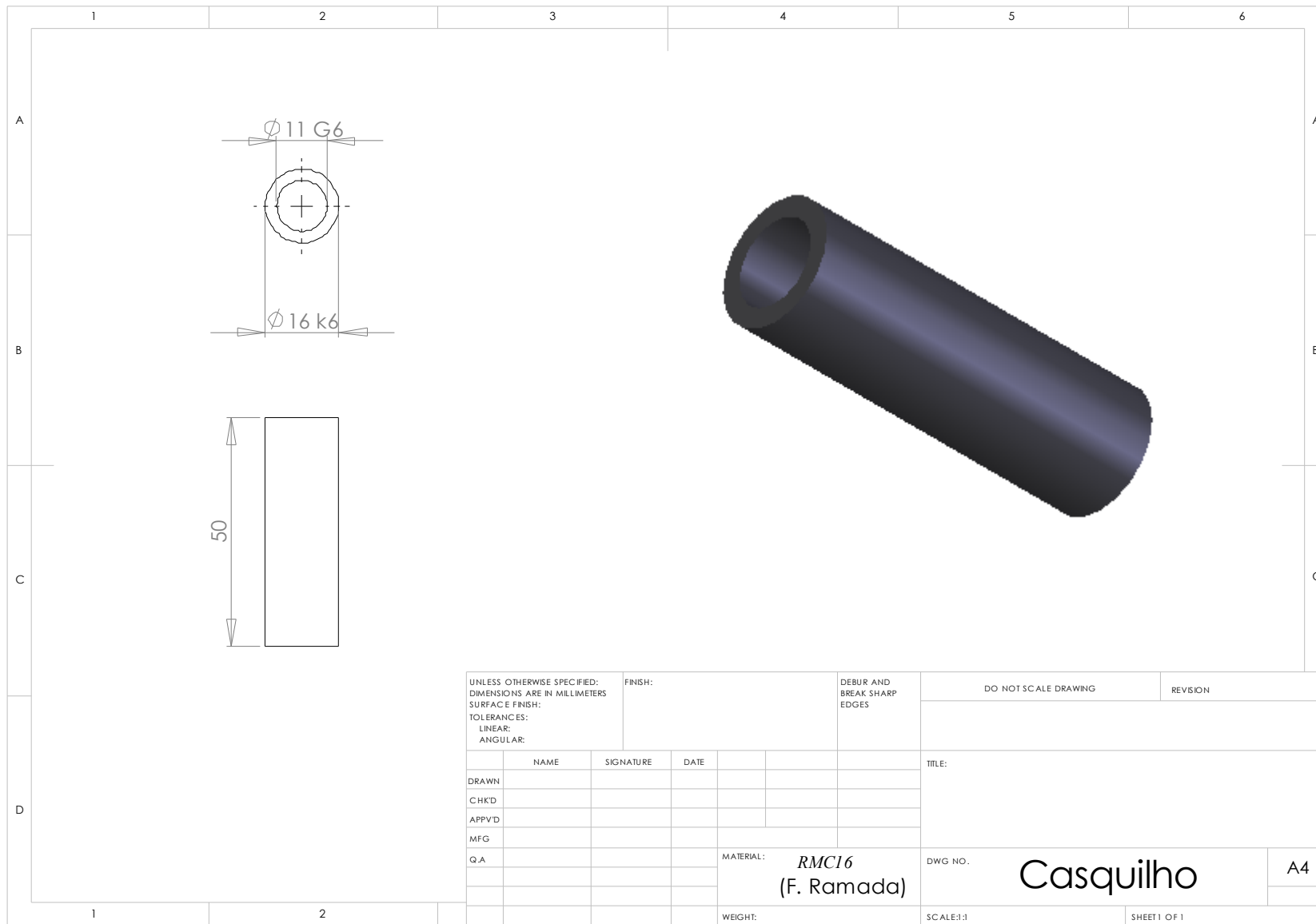
Atrito	Força do punção	Força da amarra
0		
0,129		
0,147		
<i>Ep_variável</i>		
<i>Ep_fixo</i>		

A.7 – Desenhos dos componentes que constituem o protótipo dimensionado.

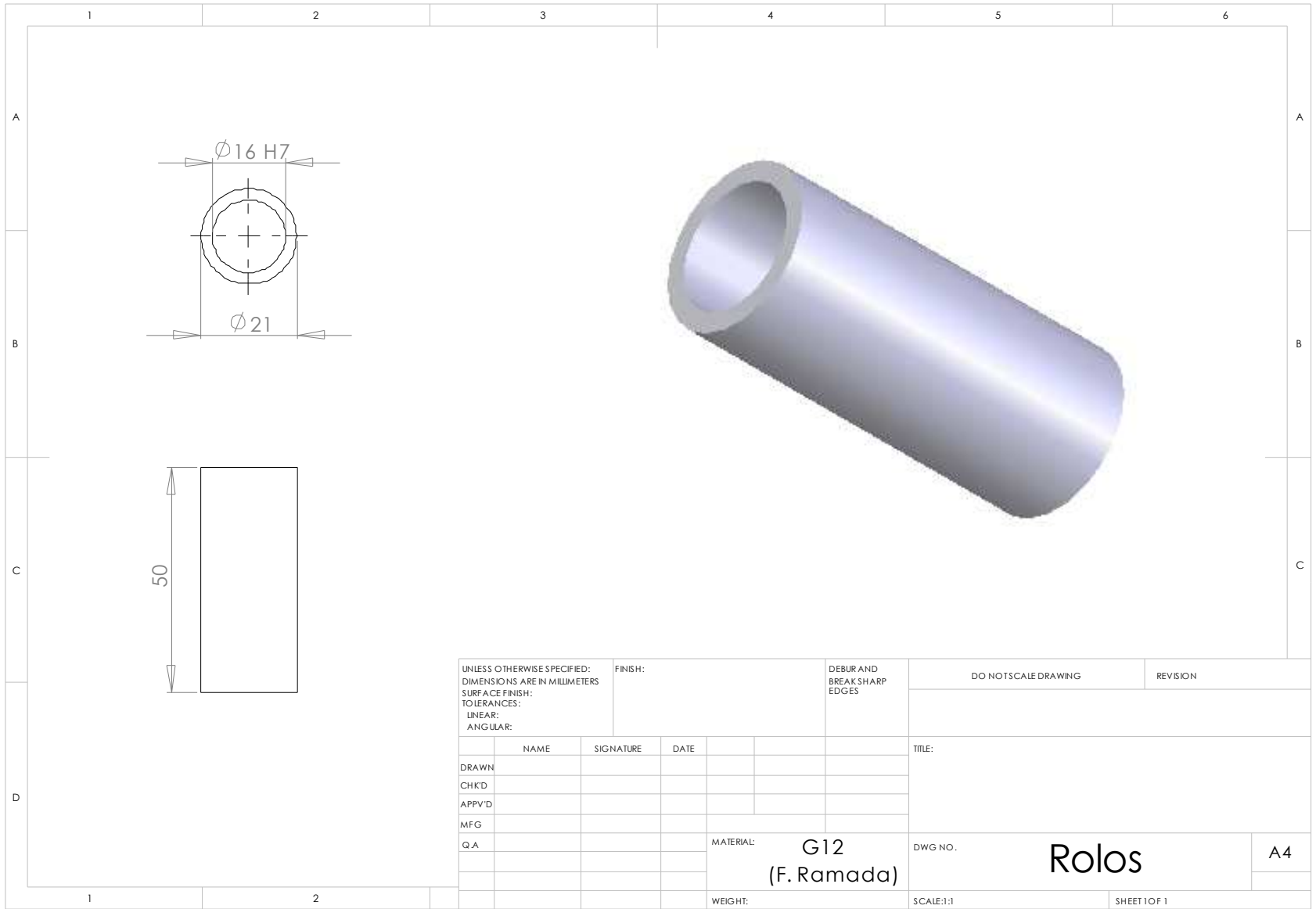




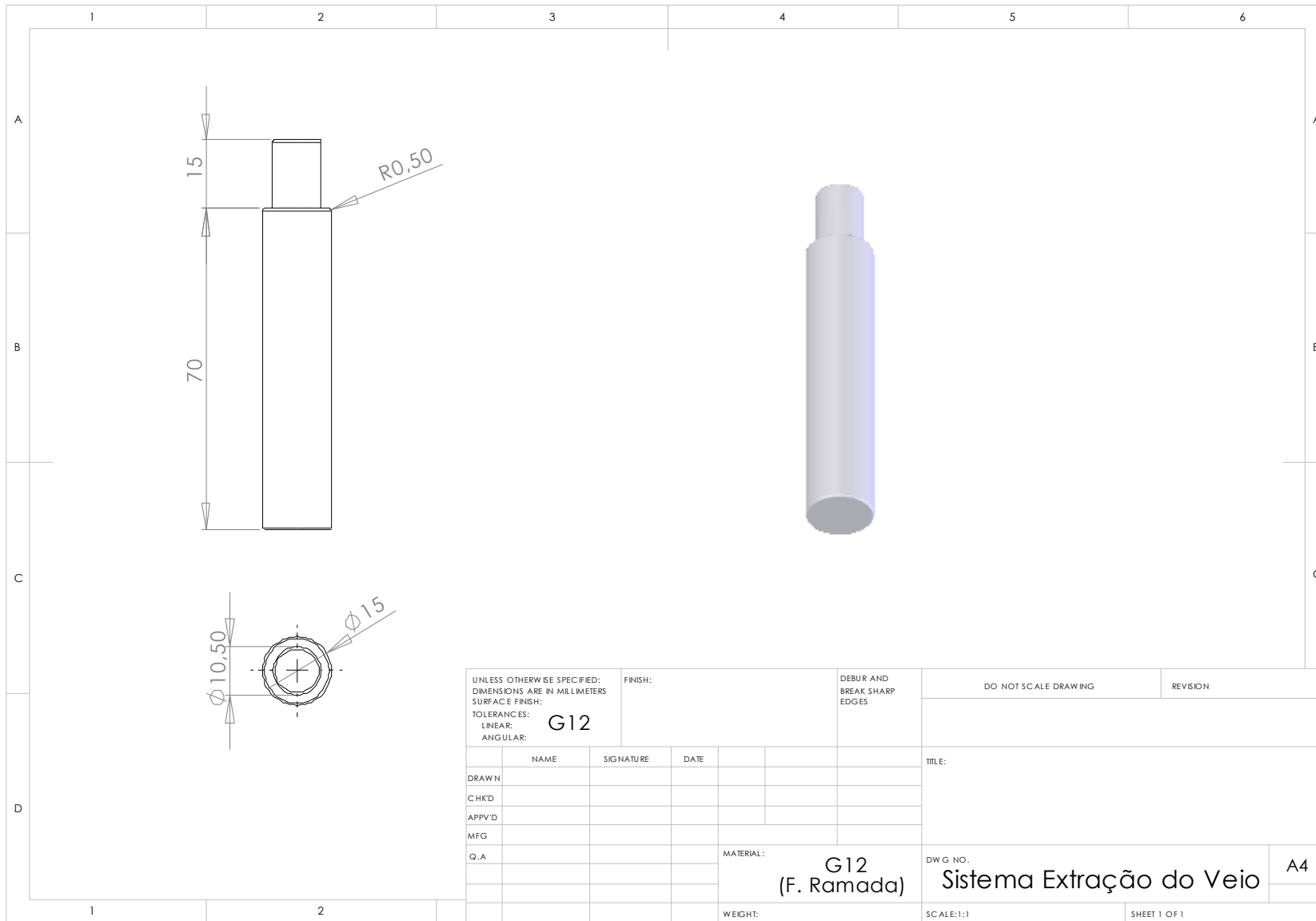
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:		FINISH:	DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING	REVISION
DRAWN		NAME	SIGNATURE	DATE	TITLE:	
CHK'D						
APP'VD						
MFG						
Q.A					MATERIAL:	
					DWG NO. anilha broze fosforoso	
					A4	
				WEIGHT:	SCALE:1:1	SHEET 1 OF 1



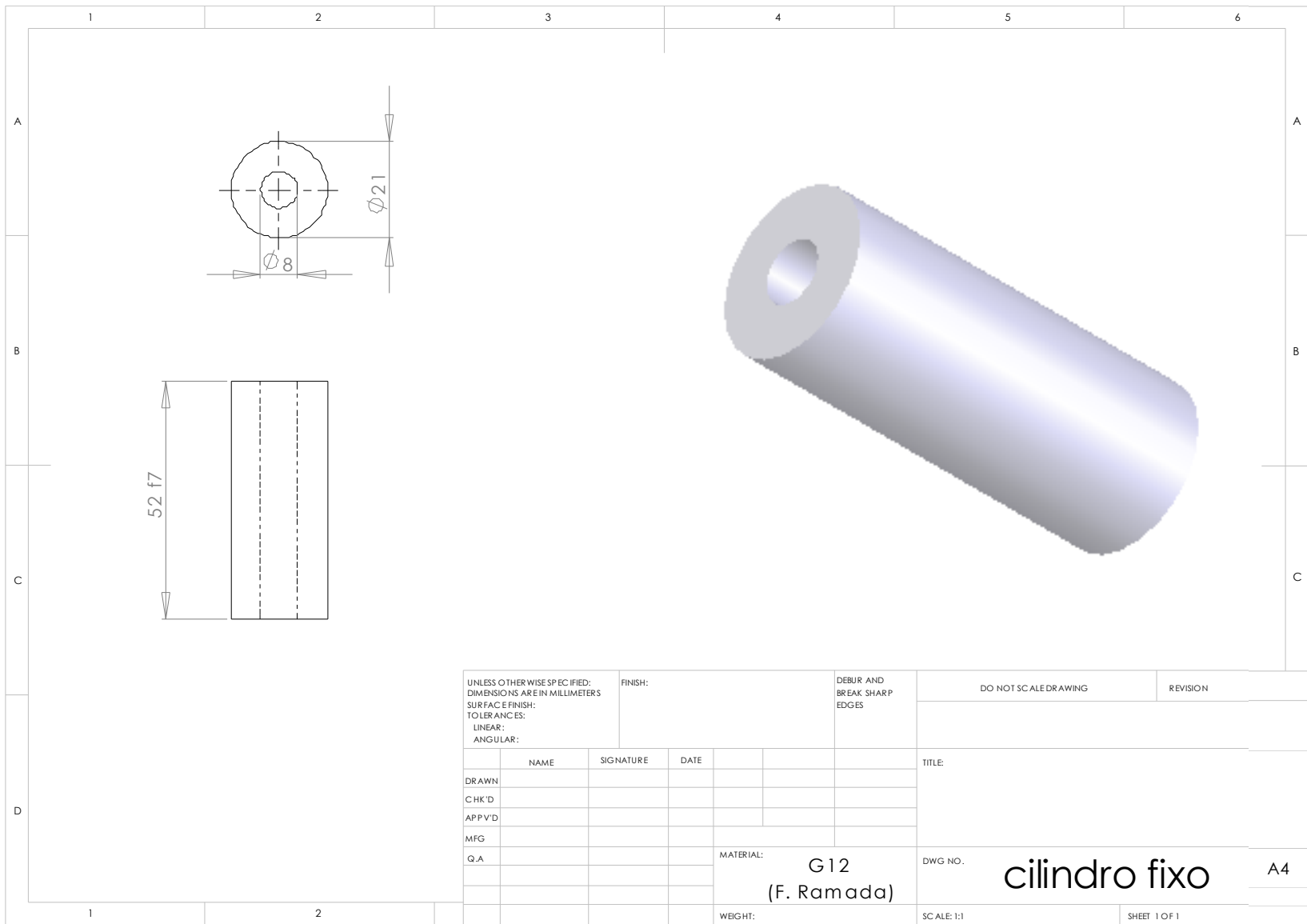
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH:		FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:									
	NAME	SIGNATURE	DATE			TITLE:			
DRAWN									
CHKD									
APPVD									
MFG									
Q.A						MATERIAL: <i>RMC16</i> (F. Ramada)		DWG NO. Casquilha	
						WEIGHT:		SCALE:1:1	
								SHEET 1 OF 1	
								A4	



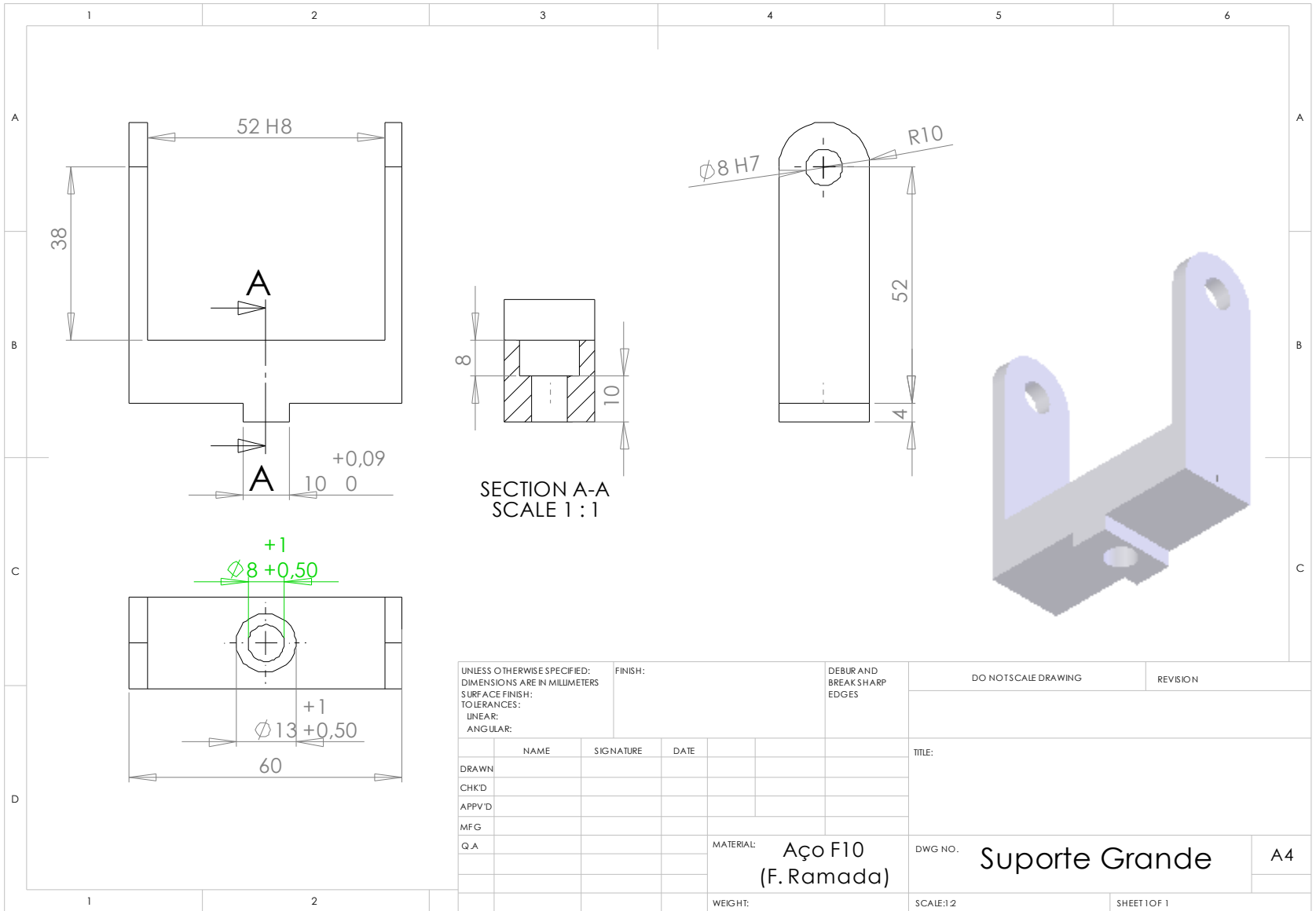
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:				FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
	NAME	SIGNATURE	DATE			TITLE:					
DRAWN											
CHKD											
APPV'D											
MFG											
QA						MATERIAL: G12 (F. Ramada)		DWG NO. Rolos		A4	
						WEIGHT:		SCALE: 1:1		SHEET 1 OF 1	

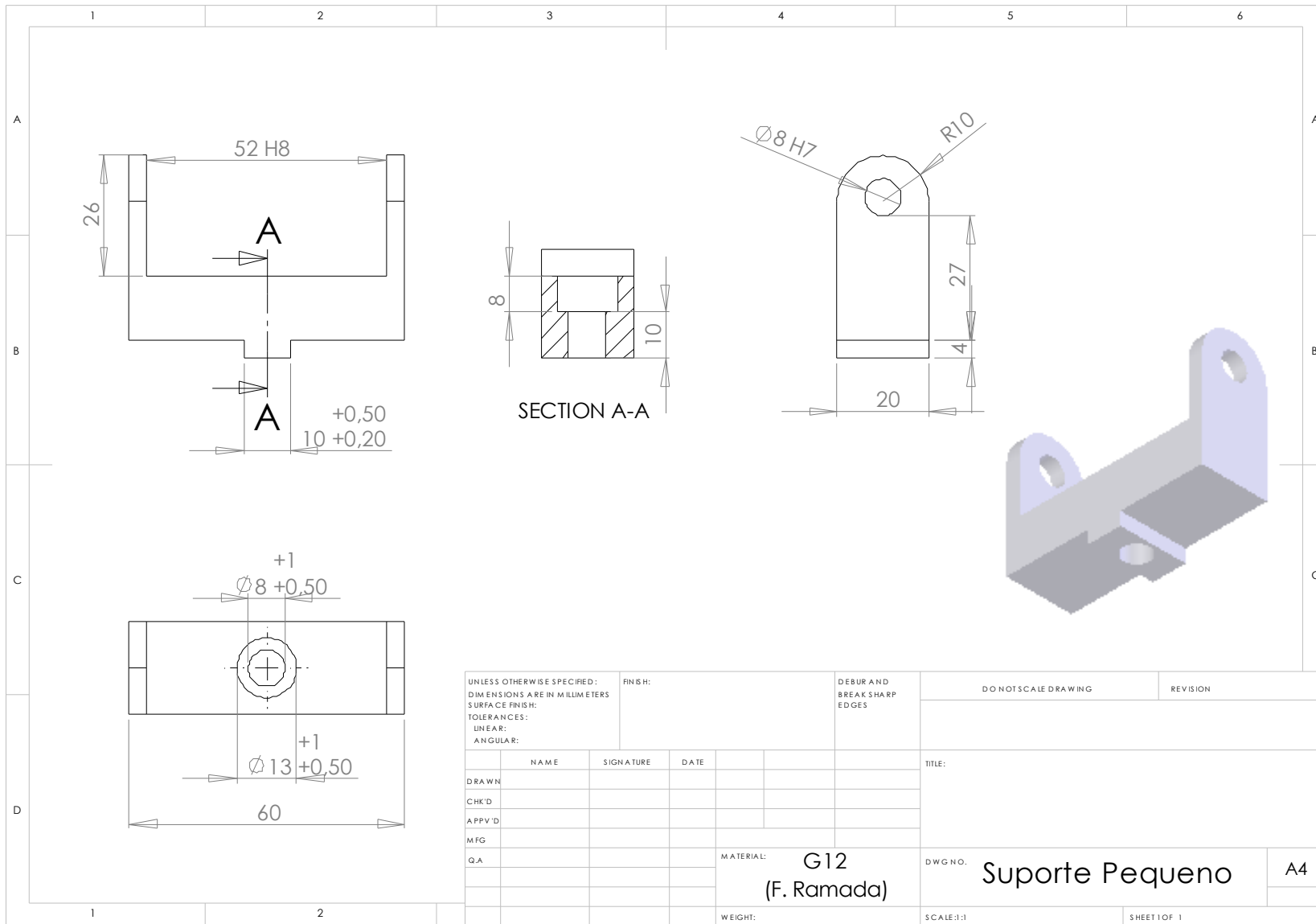


UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS		FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
SURFACE FINISH:		G12							
TOLERANCES:									
LINEAR:									
ANGULAR:									
	NAME	SIGNATURE	DATE			TITLE:			
DRAWN									
CHK'D									
APPV'D									
MFG									
Q.A						MATERIAL:		DWG NO.	
						G12 (F. Ramada)		Sistema Extração do Veio	
						WEIGHT:		SCALE:1:1	
								SHEET 1 OF 1	
								A4	

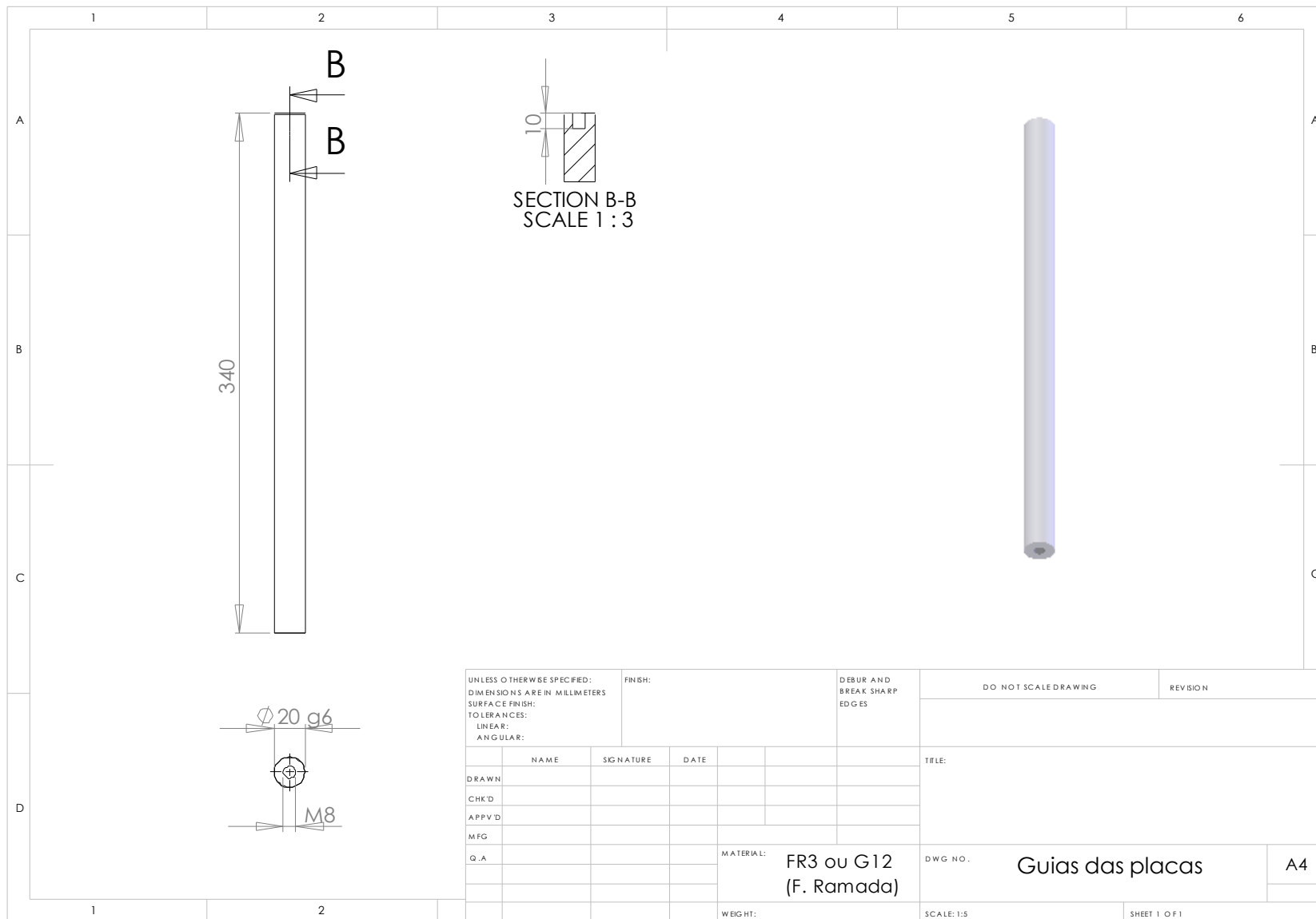


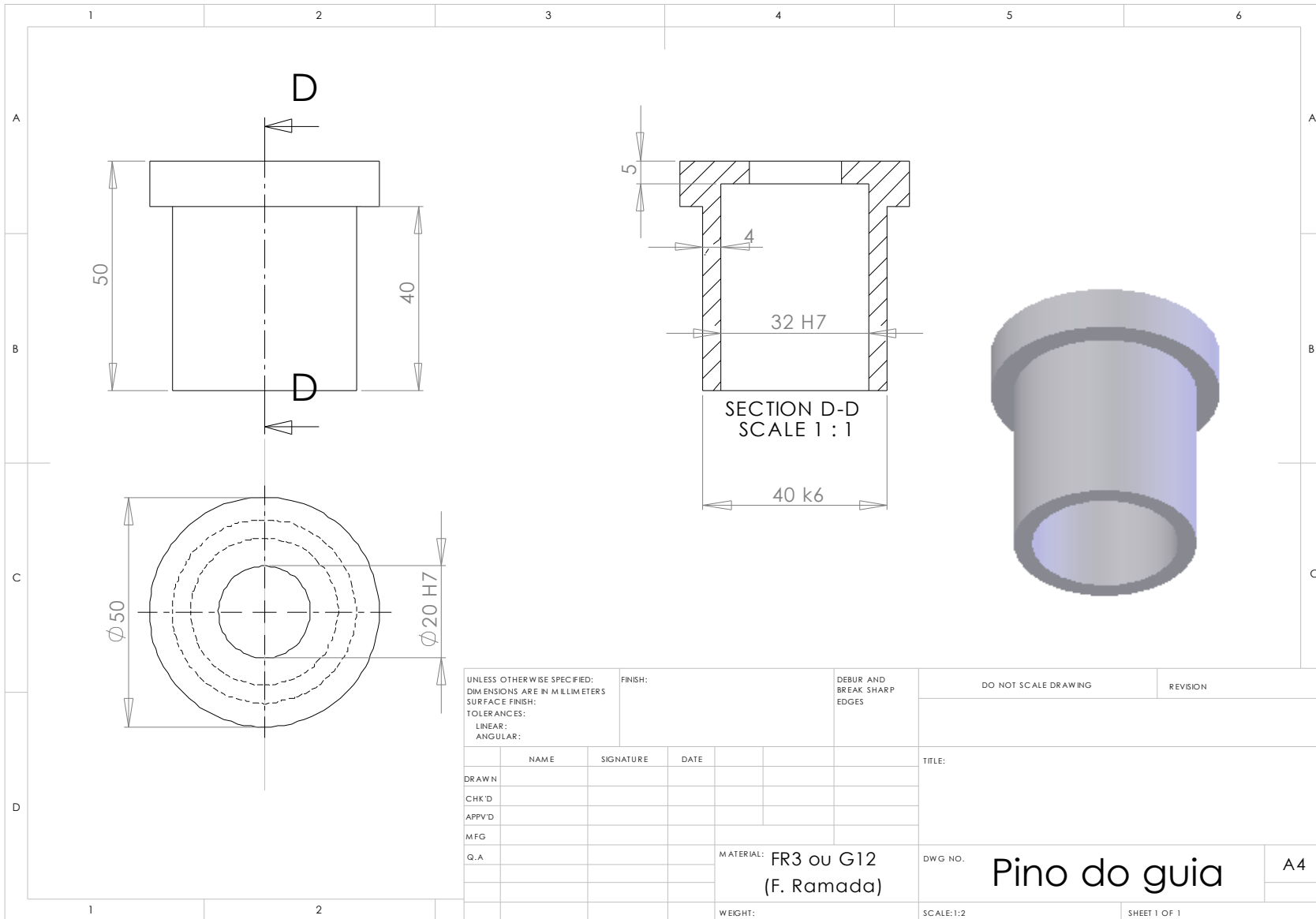
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS				FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
SURFACE FINISH:				TOLERANCES:		LINEAR:		ANGULAR:		TITLE:	
DRAWN				NAME		SIGNATURE		DATE		MATERIAL:	
CHK'D										G12	
APP'VD										DWG. NO.	
MFG										cilindro fixo	
Q.A.										A4	
										WEIGHT:	
										SCALE: 1:1	
										SHEET 1 OF 1	



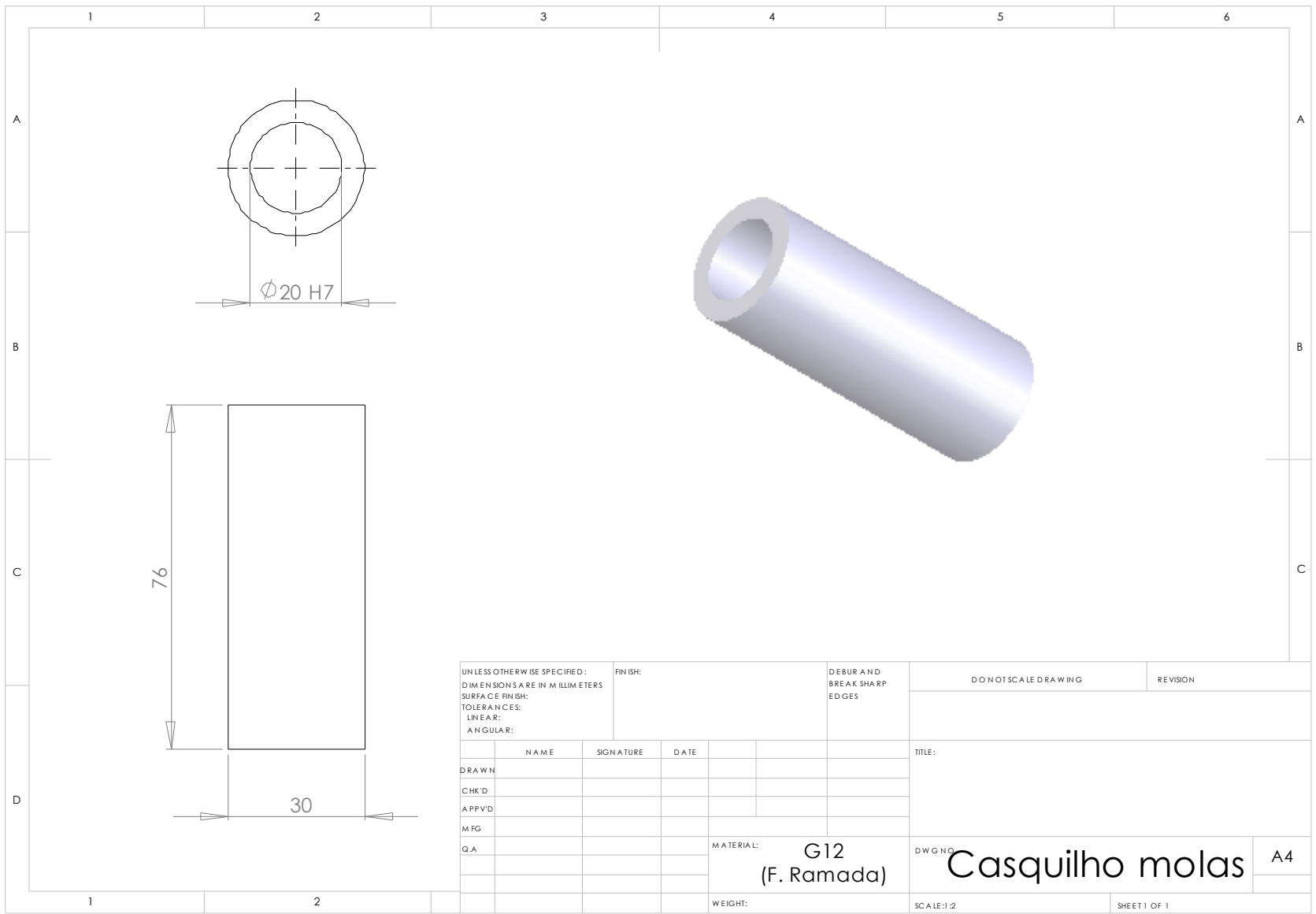


UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:				FINISH:	DEBUR AND BREAK SHARP EDGES	DO NOT SCALE DRAWING	REVISION
DRAWN				NAME	SIGNATURE	DATE	TITLE:
CHK'D							
APPV'D							
MFG							
Q.A.							
				MATERIAL:	G12 (F. Ramada)		DWG. NO. Suporte Pequeno
				WEIGHT:			A4
						SCALE: 1:1	SHEET 1 OF 1

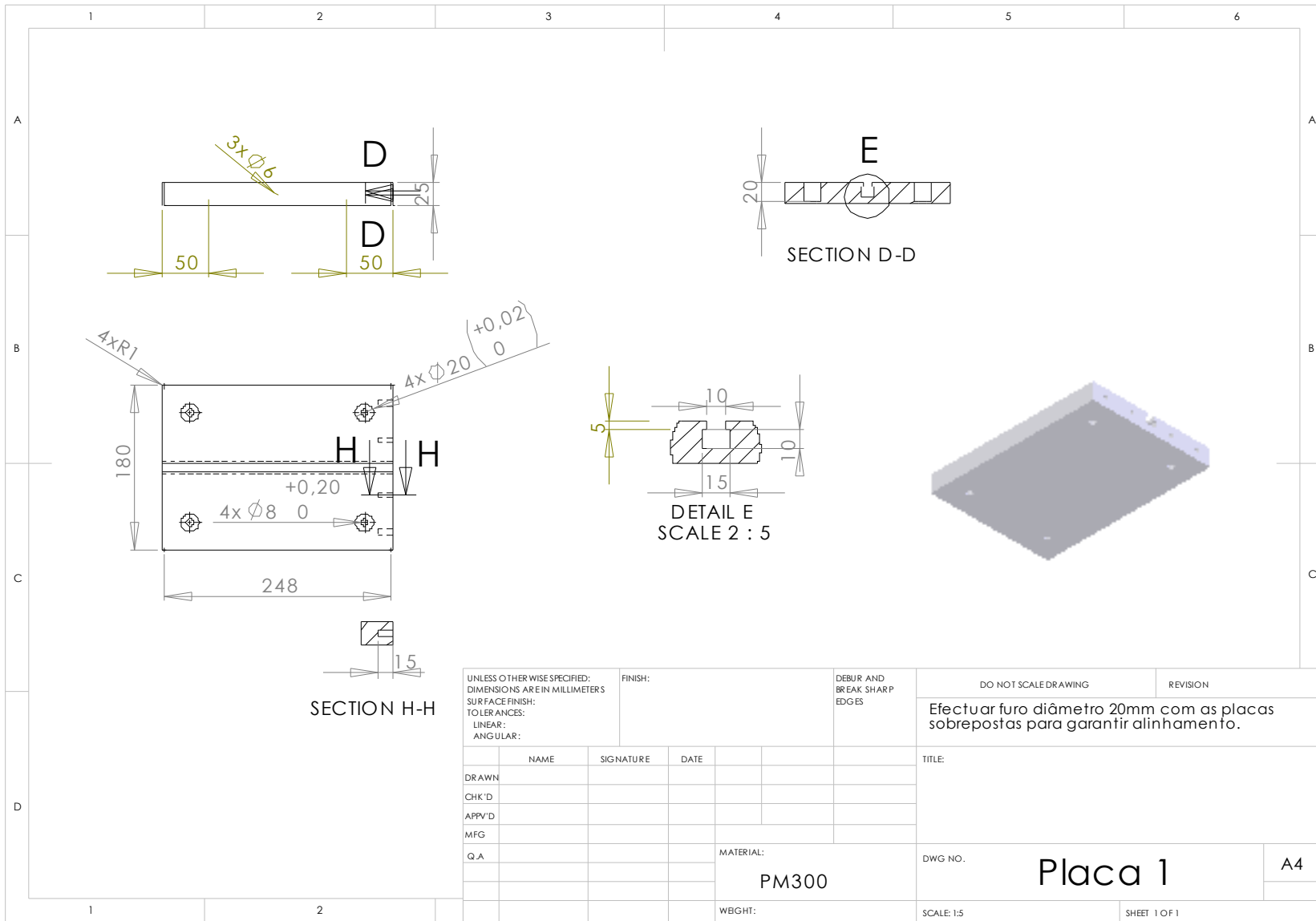




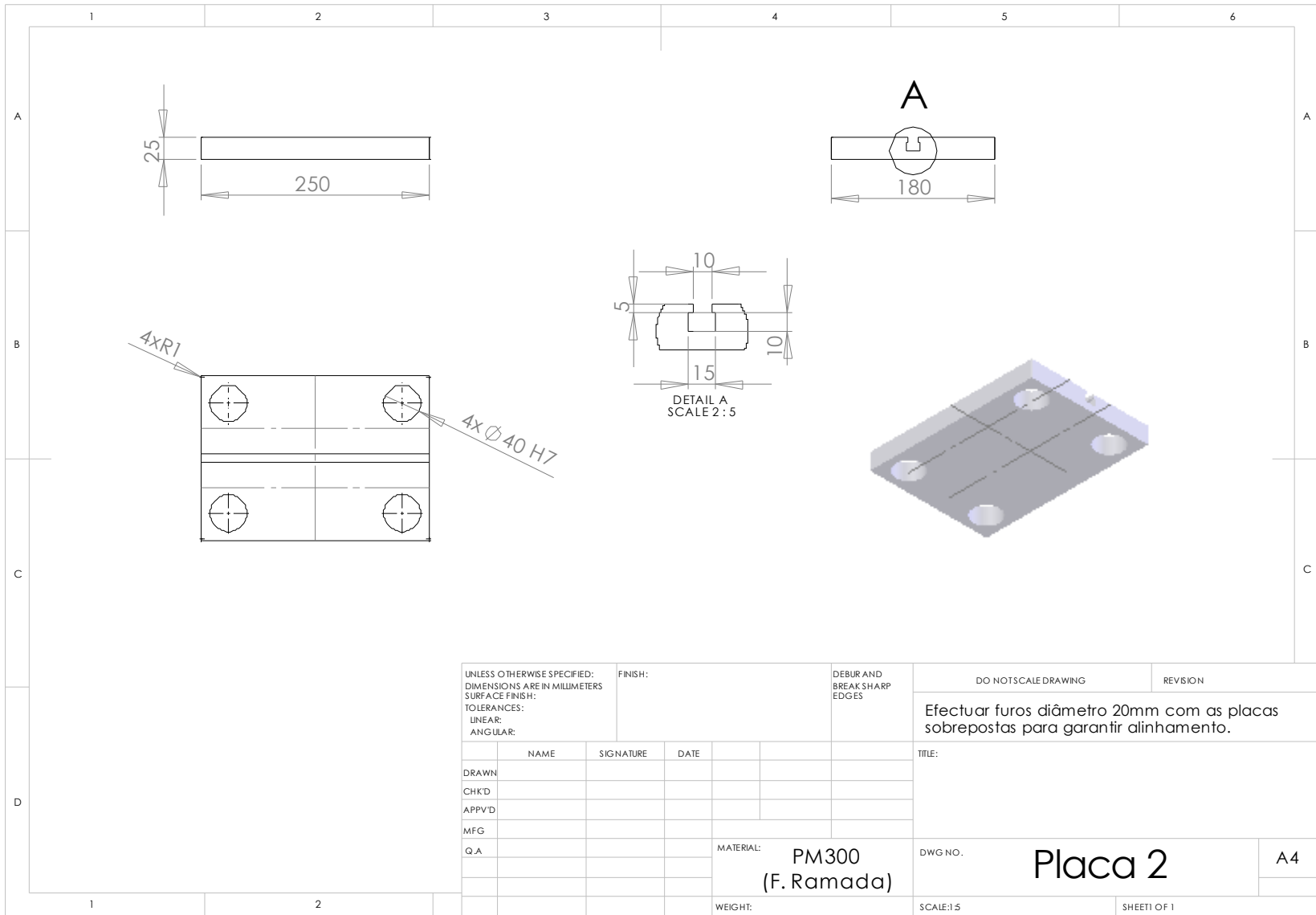
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:		FINISH:	DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING	REVISION
DRAWN		NAME	SIGNATURE	DATE	TITLE:	
CHK'D						
APPV'D						
MFG						
Q.A						
		MATERIAL: FR3 ou G12 (F. Ramada)			DWG. NO.	Pino do guia
		WEIGHT:			SCALE: 1:2	A4
					SHEET 1 OF 1	

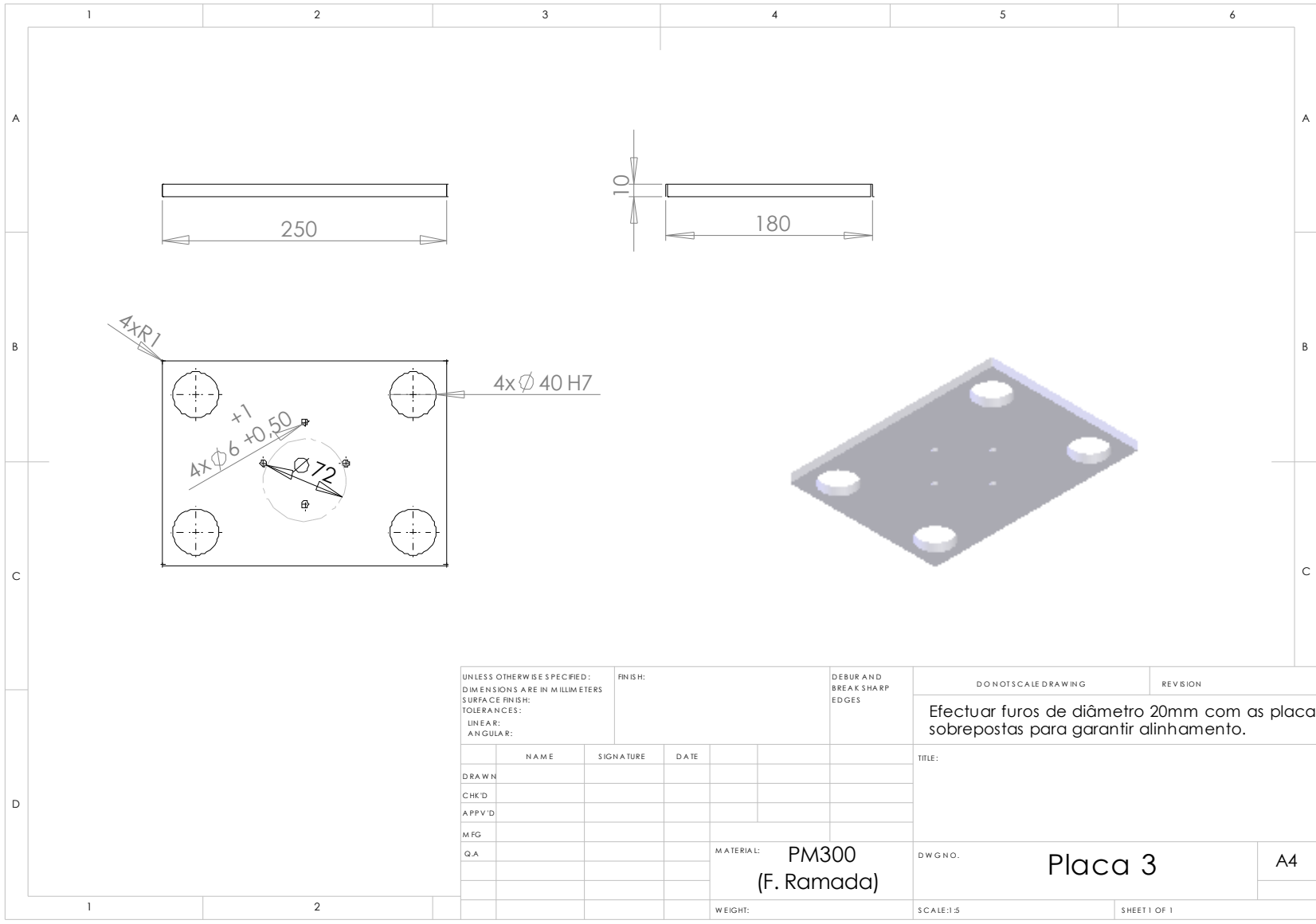


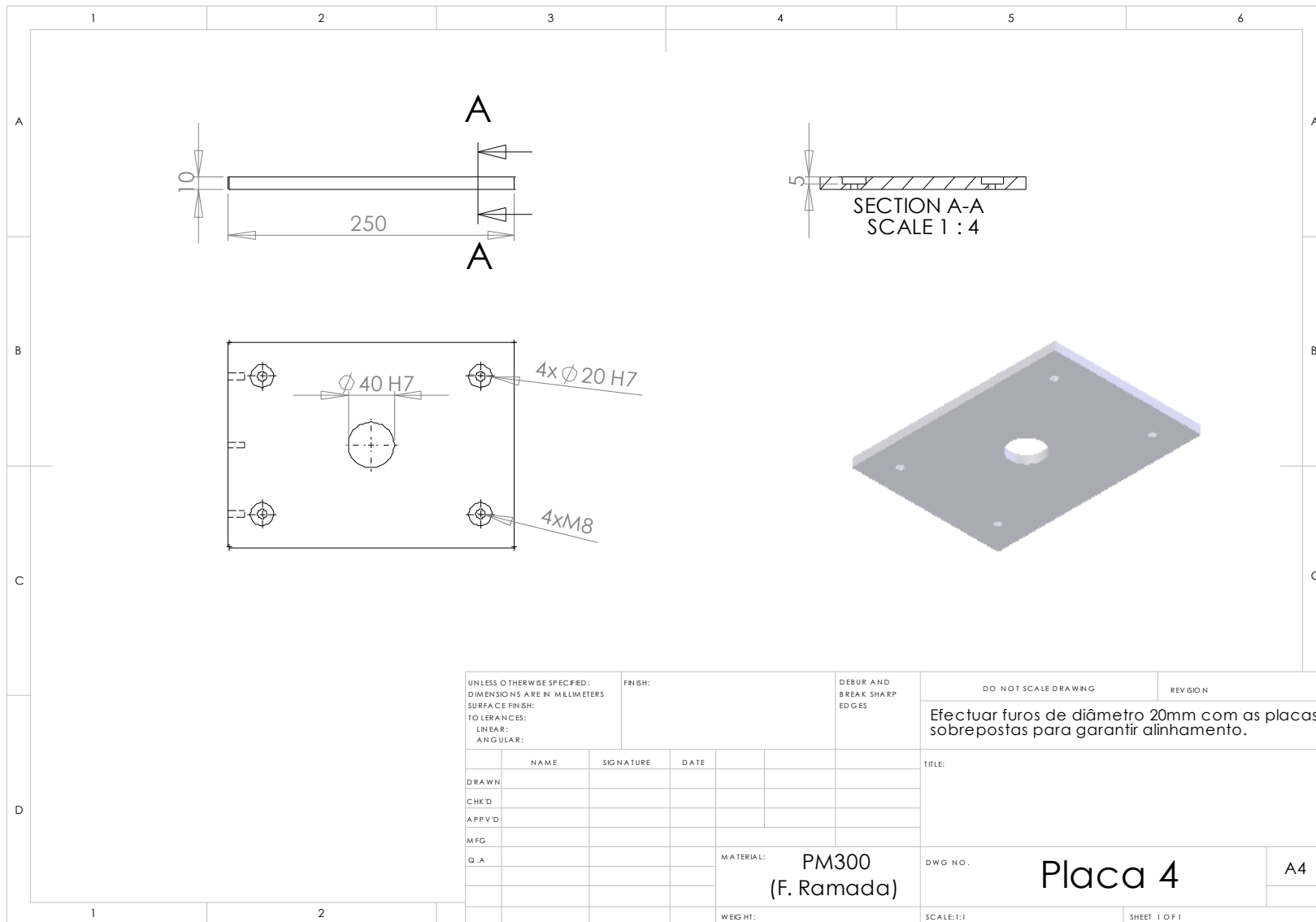
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS		FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
SURFACE FINISH:		TOLERANCES:		LINEAR:		ANGULAR:		TITLE:	
DRAWN		NAME		SIGNATURE		DATE		MATERIAL:	
CHK'D								G12	
APP'VD								(F. Ramada)	
M.FG								DWG NO. Casquilho molas	
QA								A4	
								WEIGHT:	
								SCALE: 1:2	
								SHEET 1 OF 1	

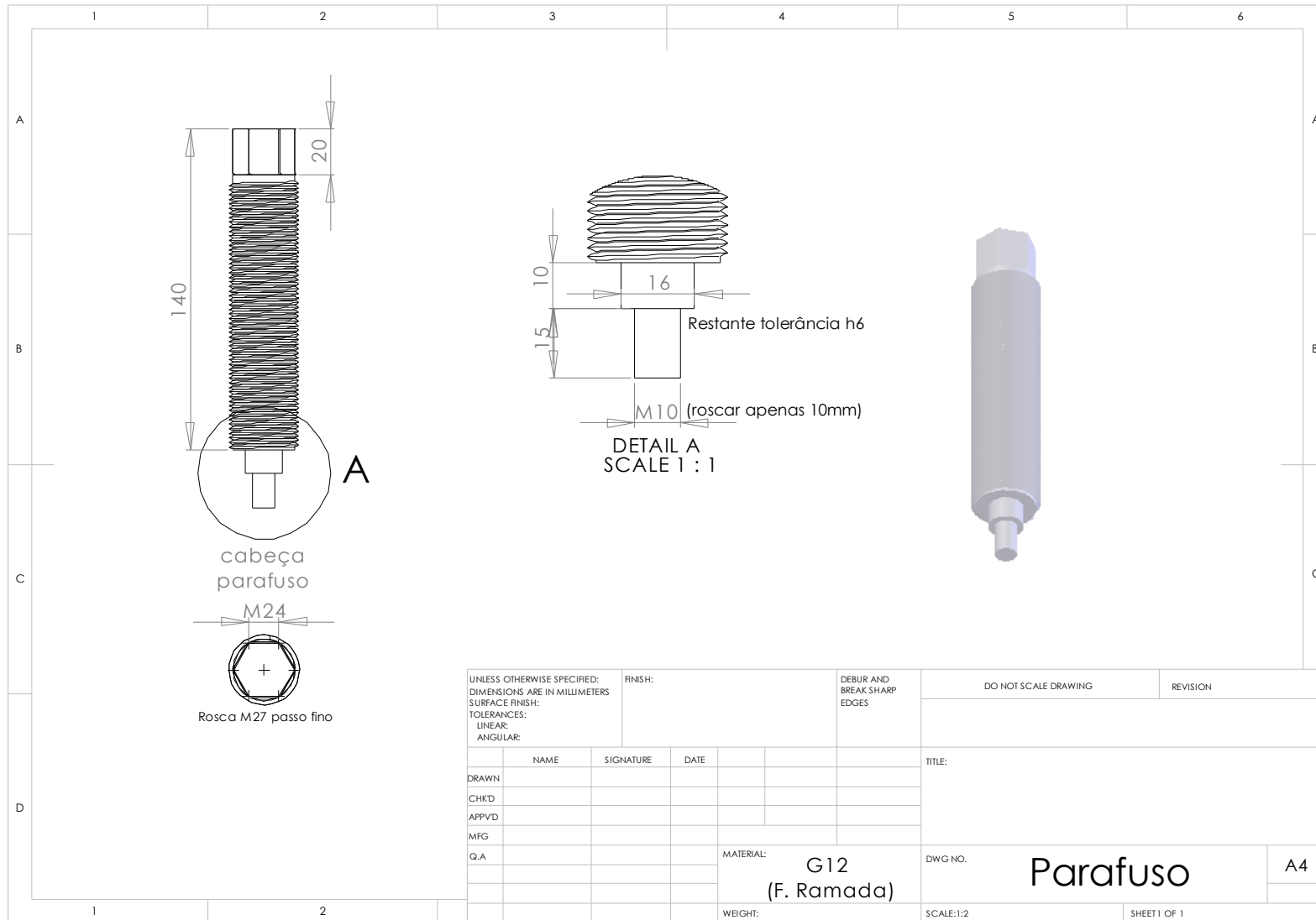


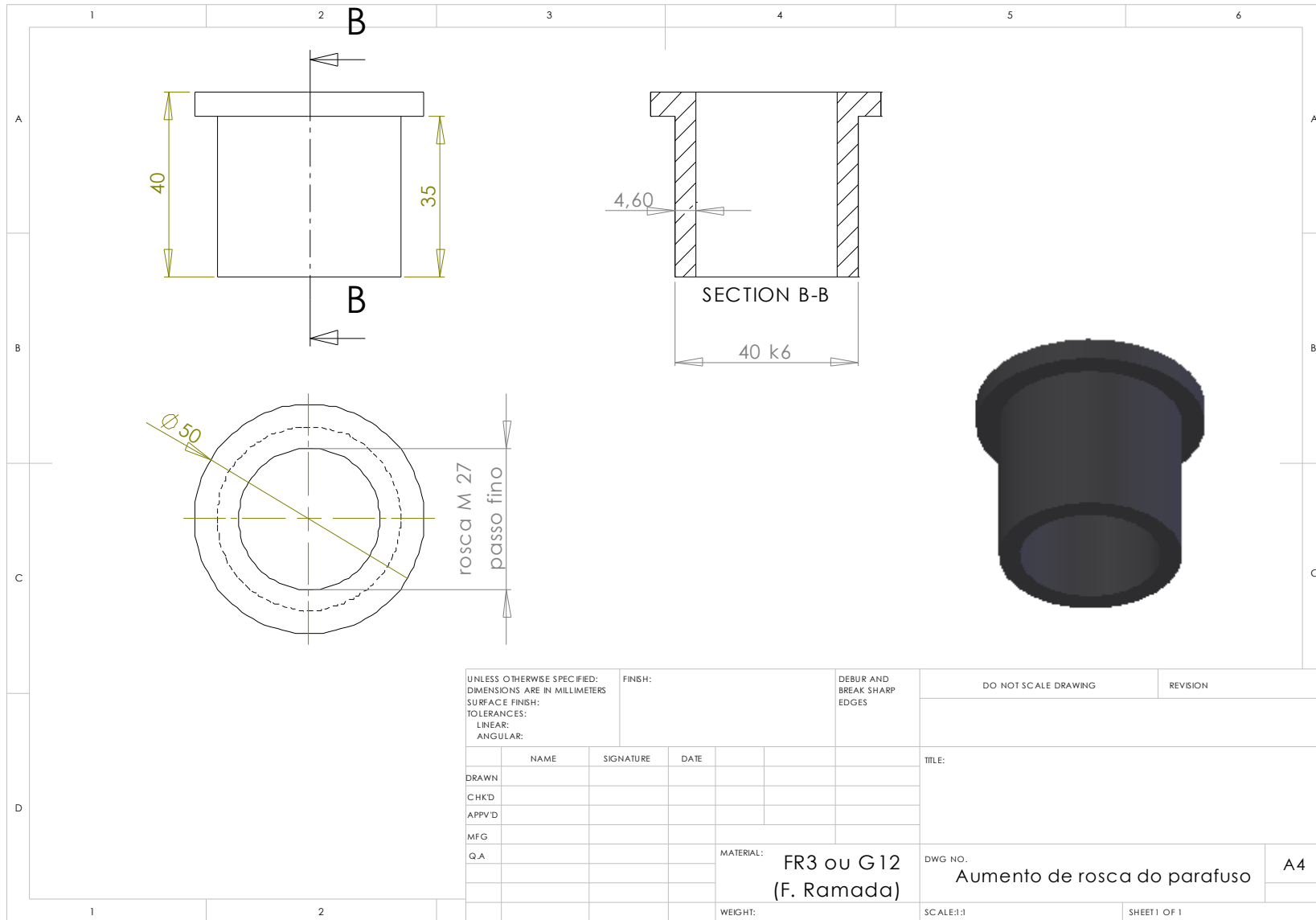
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS		FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
SURFACE FINISH:						Efectuar furo diâmetro 20mm com as placas sobrepostas para garantir alinhamento.			
TOLERANCES:						TITLE:			
LINEAR:									
ANGULAR:									
DRAWN		NAME		SIGNATURE		DATE			
CHK'D									
APPV'D									
MFG									
Q.A									
						MATERIAL:		DWG NO.	
						PM300		Placa 1	
						WBGHT:		SCALE: 1:5	
								SHEET 1 OF 1	



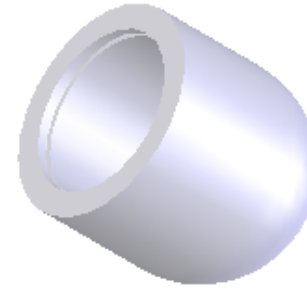
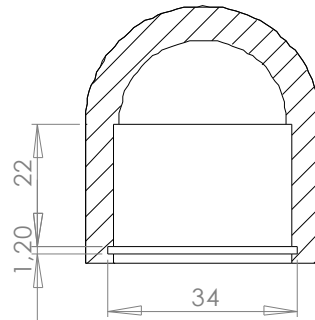
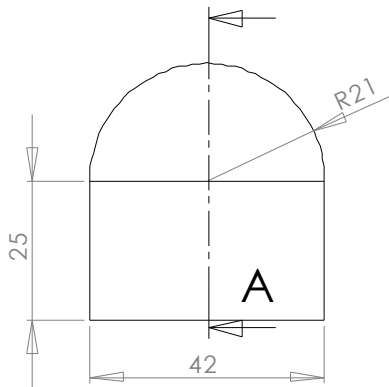
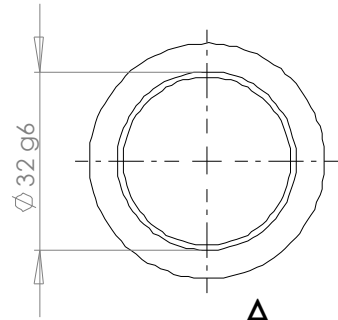








UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:		FINISH:	DEBUR AND BREAK SHARP EDGES	DO NOT SCALE DRAWING	REVISION
NAME	SIGNATURE	DATE		TITLE:	
DRAWN					
CHK'D					
APPV'D					
MFG					
Q.A			MATERIAL: FR3 ou G12 (F. Ramada)	DWG NO. Aumento de rosca do parafuso	A4
			WEIGHT:	SCALE:1:1	SHEET 1 OF 1



PROPRIETARY AND CONFIDENTIAL
 THE INFORMATION CONTAINED IN THIS DRAWING IS THE SOLE PROPERTY OF <INSERT COMPANY NAME HERE>. ANY REPRODUCTION IN PART OR AS A WHOLE WITHOUT THE WRITTEN PERMISSION OF <INSERT COMPANY NAME HERE> IS PROHIBITED.

		UNLESS OTHERWISE SPECIFIED:		NAME	DATE			
		DIMENSIONS ARE IN INCHES TO TOLERANCES:		DRAWN		TITLE:		
		FRACTIONAL ±		CHECKED				
		ANGULAR: MACH ± BEND ±		ENG APPR.				
		TWO PLACE DECIMAL ±		MFG APPR.				
		THREE PLACE DECIMAL ±		Q. A.				
		INTERPRET GEOMETRIC TOLERANCING PER:		COMMENTS:				
		MATERIAL		G12 (F. Ramada)		SIZE	DWG. NO.	REV
NEXT ASSY		USED ON				A	ponta do parafuso	
		FINISH				SCALE: 1:1	WEIGHT:	SHEET 1 OF 1
APPLICATION		DO NOT SCALE DRAWING						

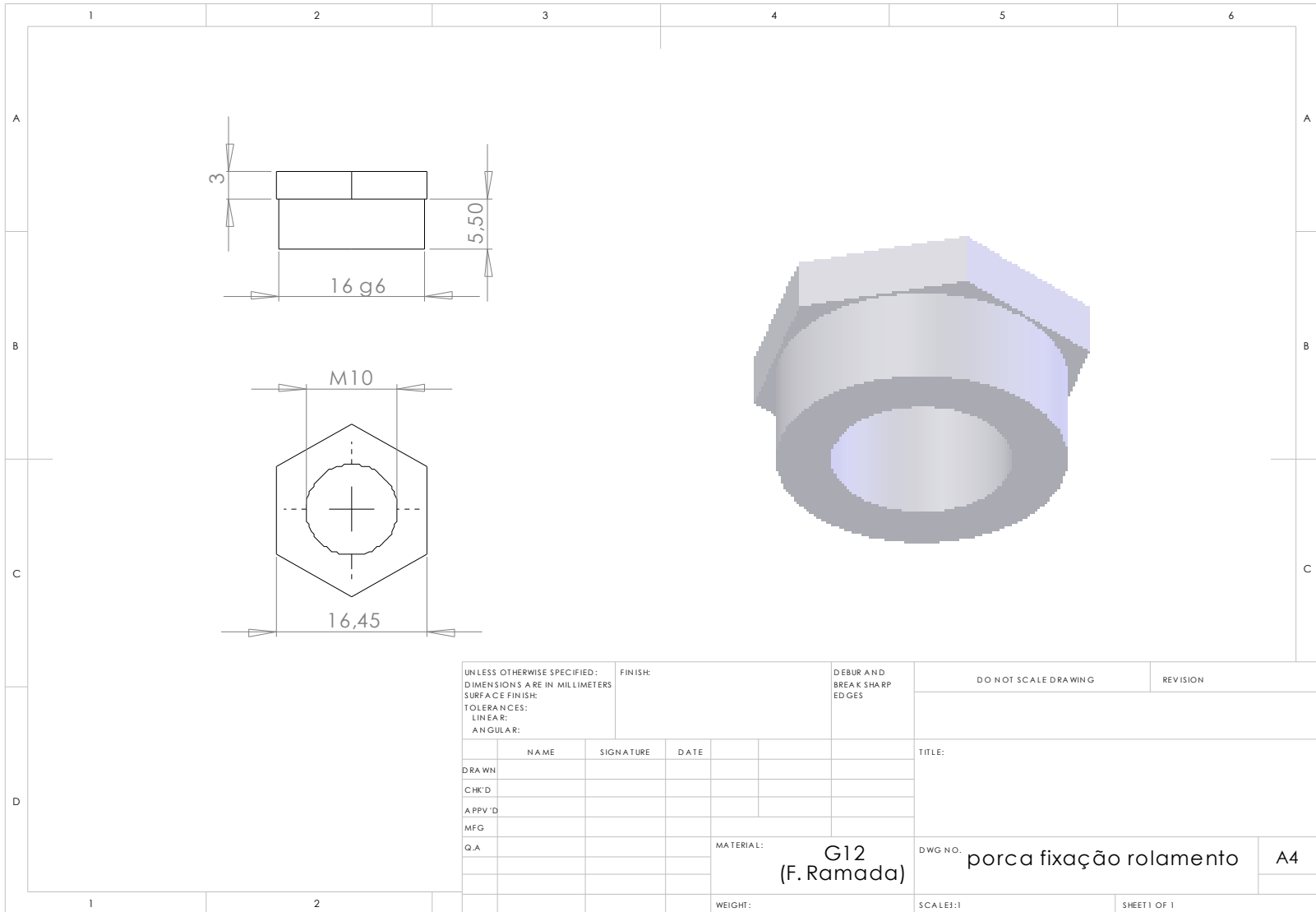
5

4

3

2

1



UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:		FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
DRAWN		NAME		SIGNATURE		DATE		TITLE:	
CHK'D									
APPV'D									
MFG									
Q.A									
						MATERIAL:		G12 (F. Ramada)	
						WEIGHT:		DWG NO. porca fixação rolamento	
						SCALE:1		A4	
								SHEET 1 OF 1	