

**UNIVERSIDADE DE CAXIAS DO SUL  
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLOGIA  
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**GIOVANI LORENZI PASQUALI**

**INFLUÊNCIA DO FLUIDO LUBRIRREFRIGERANTE SOBRE O TORQUE NO  
PROCESSO DE FURAÇÃO**

**CAXIAS DO SUL**

**2013**

**GIOVANI LORENZI PASQUALI**

**INFLUÊNCIA DO FLUIDO LUBRIRREFRIGERANTE SOBRE O TORQUE NO  
PROCESSO DE FURAÇÃO**

Relatório do Trabalho de Conclusão de Curso  
apresentado como requisito parcial para a  
obtenção do título de Engenheiro Mecânico na  
Universidade de Caxias do Sul.

Supervisor: Prof. Dr. Rodrigo Zeilmann

**CAXIAS DO SUL**

**2013**

**GIOVANI LORENZI PASQUALI**

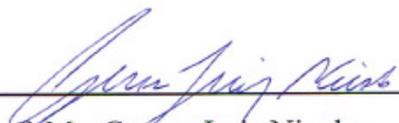
**INFLUÊNCIA DO FLUIDO LUBRIRREFRIGERANTE SOBRE O TORQUE NO  
PROCESSO DE FURAÇÃO**

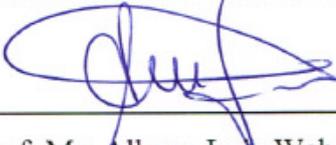
Relatório do Trabalho de Conclusão de Curso  
apresentado como requisito parcial para a  
obtenção do título de Engenheiro Mecânico na  
Universidade de Caxias do Sul.

**Aprovado em 02 de Dezembro de 2013**

**Banca Examinadora**

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. Rodrigo Panosso Zeilmann  
Universidade de Caxias do Sul - UCS

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Ms. Gerson Luiz Nicola  
Universidade de Caxias do Sul - UCS

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Ms. Albano Lutz Weber  
Universidade de Caxias do Sul - UCS

## RESUMO

A medição da variação dos esforços sobre uma ferramenta de furação em pleno trabalho é um importante recurso em diversas áreas de pesquisa dentro da usinagem. Principalmente quando se quer comparar o efeito da variação de diferentes parâmetros. Se tratando da quantidade de líquido lubrificante, um recurso deste tipo é ideal na determinação de quantidades otimizadas destes líquidos, objetivando sempre alcançar as menores quantidades possíveis. Este trabalho tem por tema, a avaliação da influência do líquido lubrificante no momento de torque em uma broca durante o processo de furação. Para tal, se buscou na literatura um método simples e de custo relativamente baixo, com resultados confiáveis. O método escolhido foi o da utilização de *strain gages* fixados em uma haste conectada diretamente a peça que será usinada. Esta haste é responsável por transferir os esforços feitos sobre a peça em furação para os *strain gages* que fazem a leitura da deformação durante o processo. Com o intuito de simplificar a análise e a instrumentação, o conjunto de haste instrumentada foi fixado em um centro de usinagem onde a peça a ser trabalhada ficou posicionada e travada sobre a mesma. As leituras encontradas na usinagem a seco e utilizando MQL puderam então ser captadas por dispositivos eletrônicos específicos, que convertem tais sinais em variáveis passíveis de análise. Os resultados encontrados mostraram diferença nos valores de torque de até 8,5%, confirmando o encontrado na literatura e comprovando que a utilização de sistemas de MQL reduzem os esforços sobre a ferramenta de furação.

**Palavras-chave:** Usinagem sem fluido. Extensometria. Medição de torque na furação. Momento torçor. Forças na usinagem.

## ABSTRACT

The measurement of the variation of the stresses on a drilling tool during its work cycle, is an important resource in many research areas inside the topic machining. Mostly when it is necessary to compare the effect of the variation of different parameters. Talking about lubricant coolant fluids, this kind of resource is ideal on the determination of optimized quantities of these fluids, always aiming for the minimum amounts possible. This work has for main objective, to evaluate the influence of the lubricant coolant fluid in the torsion moment of a drill during the drilling process. For this, the technical literature was searched for a simple and low cost method that is also reliable. The chosen method was the utilization of strain gages fixated on a shaft that was directly attached to the piece being machined. This shaft is responsible for transferring the stresses done on the piece to the strain gages that does the deformation reading during the process. In order to make the analysis and the instrumentation easier, the set of instrumented shaft was fixated on a machining center where the piece being machined was positioned and locked on it. The readings found during the dry machining and with minimum amounts of fluid received by electronic devices that can ere convert these signs into analyzable variables. The results found showed values 8,5% higher for the torsion moment on dry machining, confirming what was found in the literature and confirming that the MQL systems reduce the stresses on the drilling tool.

**Key-words:** No fluid machining. Extensometry. Torque measurement. Torsion moment. Stresses on machinig.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Ponte de Wheatstone .....	19
Figura 2 – Eixo de torção com 4 <i>strain gages</i> lineares a 45° .....	21
Figura 3 – Força em função da velocidade de corte .....	24
Figura 4 – Força em função da quantidade de lubrificante .....	24
Figura 5 – Calibração do dispositivo para pré-teste .....	28
Figura 6 – Gráfico de dispersão do coletor de dados em relação às massas utilizada.....	29
Figura 7 – Gráfico de dispersão dos valores do coletor de dados versus torque produzido.....	30
Figura 8 – Montagem do corpo de prova no prolongador.....	31
Figura 9 – Valores de torque atingidos no primeiro ensaio técnico .....	32
Figura 10 – Valores de "Kc" conforme tipo de aço.....	33
Figura 11 – Exemplo de <i>Strain gage</i> do tipo espinha de peixe .....	36
Figura 12 – Haste de ensaio com região central lixada e limpa .....	37
Figura 13 – Haste com <i>Strain Gages</i> colados .....	38
Figura 14 – Calibração do dispositivo de ensaio.....	38
Figura 15 – Gráfico de dispersão do coletor de dados .....	39
Figura 16 – Gráfico de dispersão dos valores do coletor de dados versus torque produzido...	40
Figura 17 – Montagem da célula de carga e corpo de prova.....	41
Figura 18 – Torque na usinagem do primeiro corpo de prova a seco .....	42
Figura 19 – Torque na usinagem do segundo corpo de prova a seco.....	42
Figura 20 – Montagem do sistema de MQL.....	43
Figura 21 – Torque na usinagem do primeiro corpo de prova com MQL.....	43
Figura 22 – Torque na usinagem do segundo corpo de prova com MQL.....	44
Figura 23 – Área de análise do gráfico de torque.....	45
Figura 24 – Oscilação dos valores de torque.....	47

**LISTA DE TABELAS**

Tabela 1 – Participação percentual de grandezas .....	15
Tabela 2 – Resumo dos coeficiente da equação de Kronenberg .....	15
Tabela 3 – Métodos para medição das formas de usinagem .....	16
Tabela 4 – Valores obtidos pelo coletor de dados .....	29
Tabela 5 – Torque obtido pela massa conhecida a 0,231 m de distância horizontal.....	30
Tabela 6 – Valores obtidos pela equação de Kronenberg .....	33
Tabela 7 – Valores obtidos pela equação de Stemmer .....	34
Tabela 8 – Valores obtidos na calibração do dispositivo de ensaio .....	39
Tabela 9 – Torque obtido pela massa conhecida a 0,1495 m de distância horizontal.....	40
Tabela 10 – Valores de torque retirados do período de controle em N.m.....	46

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

A	Area
C1	Constante um conforme Diniz (2003)
C1 max	Valor máximo para C1 conforme Diniz (2003)
C1 min	Valor mínimo para C1 conforme Diniz (2003)
D	Diâmetro
E	Módulo de elasticidade
Ef	Tensão da fonte
f	Força de avanço
G	Módulo de cisalhamento
J	Momento de inércia polar da seção transversal
K	Fator de sensibilidade de um <i>Strain Gage</i>
Kc	Pressão específica de corte
Kg	Quilograma
Kgf	Quilograma-força
L	Comprimento
m	Metro
MQL	Mínima quantidade de lubrificante
Mt	Momento de torsão
N	Newton
R	Resistência
r	Raio
RPM	Rotações por minuto
s	Coefficiente de segurança
Sp	Módulo polar
T	Torque
To	Torque inicial
Tol.	Tolerância
V	Volts
vc	Velocidade de corte
Vd	Tensão de desequilíbrio
Vi	Tensão de alimentação
VM	Von Misses
Vo	Tensão de saída
$\epsilon$	Deformação
$\epsilon_x$	Deformação no sentido do do eixo x
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\pi$	Pi = 3,1415
$\sigma$	Tensão de cisalhamento
$\sigma'$	Tensão de cisalhamento principal
$\tau$	Tensão
$\tau'$	Tensão máxima suportada

$\gamma$  Deformação elástica por cisalhamento  
 $\mu$ -strain Micro-deformação

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>11</b>
1.1	CONTEXTUALIZAÇÃO .....	11
1.2	JUSTIFICATIVA .....	12
1.3	OBJETIVOS .....	13
<b>1.3.1</b>	<b>Objetivo Geral .....</b>	<b>13</b>
<b>1.3.2</b>	<b>Objetivos Específicos.....</b>	<b>13</b>
<b>2</b>	<b>EMBASAMENTO TEÓRICO .....</b>	<b>14</b>
2.1	FORÇAS ENVOLVIDAS NA USINAGEM.....	14
<b>2.1.1</b>	<b>Esforços na furação .....</b>	<b>14</b>
2.2	MÉTODO PARA MEDIÇÃO DE FORÇAS.....	16
<b>2.2.1</b>	<b>Seleção e funcionamento de <i>Strain Gages</i>.....</b>	<b>17</b>
<b>2.2.2</b>	<b>Efeito da temperatura na medição e pontes de Wheatstone.....</b>	<b>19</b>
2.3	MEDIÇÃO DE TORQUE EM UM EIXO .....	20
2.4	INFLUÊNCIAS DO FLUIDO LUBRIRREFRIGERANTE.....	23
<b>3</b>	<b>PROPOSTA DE TRABALHO .....</b>	<b>25</b>
3.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....	25
3.2	PLANEJAMENTO DO TRABALHO .....	25
3.3	CONDIÇÕES DE USINAGEM.....	27
<b>4</b>	<b>EXECUÇÃO DO TRABALHO E RESULTADOS.....</b>	<b>28</b>
4.1	PRÉ-TESTE INICIAL.....	28
4.2	PREPARAÇÕES PARA O ENSAIO.....	32
4.3	MONTAGEM E CALIBRAÇÃO DA CÉLULA DE CARGA .....	37
4.4	ENSAIO FINAL.....	41
<b>5</b>	<b>DISCUSSÃO DOS RESULTADOS E CONCLUSÃO.....</b>	<b>45</b>
<b>6</b>	<b>SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>49</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>50</b>
	<b>APÊNDICE A - DESENHOS DE COMPONENTES FABRICADOS.....</b>	<b>53</b>
	<b>APÊNDICE B - TABELA DE CÁLCULO DE INCERTEZA .....</b>	<b>59</b>
	<b>ANEXO A - CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO DE BALANÇA.....</b>	<b>61</b>

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

Dentre todas as doutrinas que precisam ser seguidas para o sucesso e constante crescimento de uma empresa ou instituição, talvez uma das mais importantes seja a busca incansável por melhorias dentro dos processos produtivos, onde cada ferramenta, peça ou procedimento esta sempre em constante atualização visando os melhores resultados possíveis.

Entre os diversos nichos de mercado que uma empresa pode optar por atuar hoje, talvez um dos mais difundidos e habituais seja o de usinagem de materiais e componentes, principalmente na região de Caxias do Sul. São muitas as empresas que iniciam suas atividades com pequenas máquinas para torneamento, fresamento ou furação de peças e estruturas, visando sempre atender às necessidades de seus clientes.

As universidades sempre buscam desenvolver e por em teste novas tecnologias para apoio não só do ramo empresarial, mas da sociedade como um todo. Por este motivo, muitas delas contam com grandes estruturas de pesquisa.

Este trabalho foi desenvolvido na Universidade de Caxias do sul, que não é exceção a essa regra. Com ampla estrutura para desenvolvimento de novas tecnologias, possui oitenta cursos de graduação, treze programas de pós-graduação, setenta cursos de especialização, vinte núcleos de pesquisa e oitocentos laboratórios para todas as áreas de ensino. Dentre estes laboratórios, o foco deste trabalho caiu sobre o de usinagem, que tem capacidade para receber vinte e cinco alunos, oferecendo estrutura e apoio para os cursos de engenharia e design.

No laboratório de usinagem, diversos assuntos são abordados todos os dias envolvendo torneamento, fresamento, recorte, furação, entre outros.

O processo de furação é um dos mais utilizados e difundidos no meio industrial, desde a furação mais simples em uma máquina de bancada, até a mais complexa em centros de usinagem modernos com tolerâncias restritas.

Dentro deste processo, uma grande dificuldade sempre foi encontrar uma forma barata, prática e rápida de medir ou quantificar os esforços gerados sobre a ferramenta de furação, principalmente quando se fala em comparar diferentes condições de usinagem.

Buscando encontrar uma forma mais ágil, menos custosa e ainda confiável de medição de um dos principais esforços envolvidos na operação de furação, foi utilizado para este trabalho, um método elétrico para captação da variação da resistência do material.

Com sua utilização iniciando em meados de 1939 os *strain gages* (do inglês medidor de deformação) de resistência elétrica vem sendo utilizados nas mais diversas aplicações, por serem um dos métodos mais versáteis disponíveis no mercado. Estes sensores possuem diversas características e devem ser escolhidos de acordo com o material da peça a ser analisada, as condições do ambiente em que será feita a análise, o local onde o medidor será fixado, a forma de fixação, entre outros. Por isso, a seleção do tipo correto de *strain gage* e de sua forma de fixação também foram abordados neste trabalho, visto que se o mesmo não for bem dimensionado, não é possível obter sucesso nas medições.

## 1.2 JUSTIFICATIVA

Visando compreender melhor os efeitos da ausência de lubrificante no momento de torção gerado durante uma furação, o laboratório de usinagem da Universidade de Caxias do Sul disponibilizou sua estrutura para este trabalho poder ser realizado.

São inúmeras as empresas que utilizam processos de furação dentro de fábricas e são também inúmeras as dificuldades que podem ser encontradas, principalmente quando o tópico quantidade de fluido lubrificante entra em pauta. É baseado nestas dificuldades da indústria que se justificou a realização deste trabalho, buscando uma forma alternativa de comparação entre diferentes condições de lubrificação. Resumidamente, pretendeu-se medir e analisar o quanto o momento torçor na broca varia, ao trabalhar com mínimas quantidade de fluido e na ausência do mesmo.

Os *strain gages* entraram como uma nova opção às empresas que não encontram soluções para seus problemas com furação. Medindo-se uma das principais forças atuantes envolvidas diretamente sobre a ferramenta de furação, toda uma nova gama de possibilidades se abre, sendo que imediatamente já se pode perceber se esta força esta em excesso para a quantidade de lubrificante em questão ou não. Forças elevadas podem facilmente causar o rompimento de uma broca por puro esforço mecânico ou mesmo por fadiga de ciclo.

Além de buscar um método viável para verificação destes esforços, este trabalho também levou em consideração a questão do custo, visto que os *strain gages* são componentes relativamente mais baratos que demais formas de medição existentes hoje no mercado.

## 1.3 OBJETIVOS

### 1.3.1 Objetivo Geral

O trabalho tem por objetivo geral avaliar e quantificar o efeito do fluido lubrificante, sobre o momento torçor atuante na broca. Foi avaliada a variação no valor do momento torçor em uma furação com mínima quantidade de lubrificante (MQL), comparativamente com uma furação sem lubrificante. Para isso foram utilizados medidores de deformação chamados de *strain gages* e foi proposta uma metodologia de medição.

### 1.3.2 Objetivos Específicos

Com o intuito de buscar e atingir o objetivo geral proposto neste trabalho, são tidos como objetivos específicos:

- a) analisar a aplicação de MQL e seus efeitos sobre o momento torçor;
- b) avaliar as principais formas de utilização dos *strain gages*;
- c) propor um tipo específico de *strain gage*;
- d) propor uma forma ou dispositivo de fixação;
- e) realizar um ensaio utilizando a metodologia elaborada nos itens anteriores;
- f) realizar medição no processo com e sem fluido lubrificante, visando observar os efeitos do mesmo sobre os valores de momento torçor.

## **2 EMBASAMENTO TEÓRICO**

### **2.1 FORÇAS ENVOLVIDAS NA USINAGEM**

É de suma importância o conhecimento das forças atuantes durante a furação de qualquer material, observando tanto pelo lado de quem projeta uma máquina para usinagem, quanto pelo lado de quem irá comprá-la e operá-la. Conforme Ferraresi (1970), estas forças encontram aplicação no cálculo da estrutura e dos mecanismos de acionamento das máquinas operatrizes e permitem encontrar o valor da potência de usinagem e conseqüentemente do rendimento da máquina. Analisando pelo lado da engenharia, são através destes dados que poderá ser calculado as possíveis cargas de trabalho e velocidades para repassar ao operador no ambiente produtivo. Também é dito que a tendência crescente da evolução de máquinas, ferramentas e equipamentos voltados para a usinagem está na utilização de sistemas de monitoramento e controle que interagem com a máquina, automatizando o processo e reduzindo de forma considerável os tempos improdutivos e os custos agregados. Tais tempos são decorrentes principalmente da interrupção do processo, os quais são necessários para se fazer correções decorrentes de uma imprevista troca de ferramenta, por motivo de quebra ou por uma troca prematura.

Adicionalmente, segundo Stemmer (2005), numerosos ensaios confirmam a surpreendente coincidência nos resultados teóricos obtidos na medição das forças e potências de corte com os resultados experimentais. Afinal, como dito por Peter Drucker, considerado pai da administração moderna, o que não se pode medir não se pode gerenciar.

#### **2.1.1 Esforços na furação**

Durante a furação de qualquer material, são encontradas resistências à penetração da ferramenta principalmente devido ao corte do material nas duas arestas principais de corte, ao corte e esmagamento do material na aresta transversal de corte e ao atrito da ferramenta com a parede do furo que esta sendo usinado.

Como em qualquer outro processo de usinagem, são muitos os fatores que influenciam nos esforços de corte durante a furação, dentre eles o avanço, a profundidade de usinagem, a velocidade de corte, a geometria da ferramenta, o material da peça e da ferramenta, etc. Para que possam ser utilizadas equações empíricas a fim de estimar valores

desses esforços é necessário que o número de parâmetros seja reduzido, para se ter uma equação final possível de ser aplicada e resolvida. Segundo Diniz (2003), uma broca helicoidal durante o processo de corte é basicamente submetida à esforços de torção (devido à rotação da broca) e a esforços de compressão devido ao avanço da broca.

Dentre estas duas forças principais, Diniz (2003) também nos mostra através da tabela 1, que a força que mais exige dos gumes principais de corte e que mais sofre resistência por parte do atrito, é o momento torçor (ou momento de torção), sendo esta então a força a ser estudada neste trabalho.

Tabela 1 – Participação percentual de grandezas

	Gume Principal	Gume Transversal	Atritos
Momento Torçor	77 - 90%	3 - 10%	3 - 13%
Força de Avanço	39 - 59%	40 - 58%	2 - 5%

Fonte: Diniz (2003)

Conforme descrito por Diniz (2003) em teoria, para cálculo teórico do momento de torção pode-se aplicar a fórmula de Kronenberg que utiliza os parâmetros principais de força, enquanto os demais estão computados na equação de forma implícita, dentro de constantes a serem utilizadas conforme o material que será usinado.

$$Mt = C1 \cdot D^{x1} \cdot f^{y1} \quad (1)$$

Onde:

Mt = momento de torção (Kgf.mm) ou ( $10^1$  N.mm)

D = diâmetro da broca (mm)

f = avanço (mm/rot)

C1, x1 e y1 = constantes do material conforme tabela 2

Tabela 2 – Resumo dos coeficiente da equação de Kronenberg

Coeficientes da equação de Kronenberg			
AÇO	C1	x1	y1
1020	15,1 ± 0,4	2,22	0,76
1055	21,9 ± 0,3	2,01	0,77
1065	24,3 ± 0,9	2,05	0,83

Fonte: Adaptado de Diniz (2003)

Adicionalmente, existe também a forma de cálculo do momento de torção apresentada por Stemmer (2005) conforme fórmula 2.

$$Mt = Kc \cdot \frac{f \cdot D^2}{8000} \quad (2)$$

Onde:

Mt = momento de torção (N.m)

D = diâmetro da broca (mm)

f = avanço (mm/rot)

Kc = pressão específica de corte (N/mm<sup>2</sup>) obtido através de tabelas

## 2.2 MÉTODO PARA MEDIÇÃO DE FORÇAS

Muitos são os métodos existentes hoje para se medir as forças envolvidas na furação, porém, independentemente do método escolhido, a medição pode ser classificada em direta ou indireta. Entende-se por medida indireta aquela realizada através do deslocamento de molas. Como métodos diretos, têm-se os baseados na piezo-eletricidade e na magneto-estricção.

Tabela 3 – Métodos para medição das formas de usinagem

Medida da força de usinagem			
Direta	Piezoelétrica		
	Magnetoestricção		
Indireta	Mecânica		
	Pneumática		
	Hidráulica		
	Elétrica		Variação da indutância
			Variação da capacitância
		Variação da resistência elétrica	

Fonte: Ferraresi (1970)

As formas indiretas tendem a ter menor precisão na medição, indicados para situações onde resultados mais grosseiros são suficientes. Por outro lado, as formas de medição direta tem uma precisão muito maior, porém, seu custo acaba sendo mais elevado. Conforme citado por Picoli (2010) e por Vieira (2004), dentre os métodos da tabela 3, um dos mais utilizado é o de forma indireta elétrica, onde os componentes conhecidos por *strain gages* (ou extensômetros elétricos) se encaixam, baseados no princípio da variação da resistência elétrica, apresentando uma medição mais precisa que os demais métodos indiretos

a um custo inferior quando comparado com os métodos diretos, conforme reforçado por Pinto (2010).

### 2.2.1 Seleção e funcionamento de *Strain Gages*

Conforme dito por Sarangi (2010), os *strain gages* acabam recebendo muita atenção por seu uso relativamente simples e grande precisão nas medições realizadas.

Dentre todos os métodos citados anteriormente, acabam sendo um dos mais versáteis por sua alta precisão de medida, baixo custo, excelente linearidade, fácil instalação, entre outros.

Com sua data de invenção em 1938 por Arthur Ruge e Edward Simmons, um *strain gage* é basicamente um medidor de resistência de deformação que pode ser ligado a coletores de sinal, para ser utilizado no reconhecimento das deformações em uma peça, através da variação na resistência da mesma.

Como a resistência elétrica de um material é uma característica intrínseca do mesmo, qualquer mudança nesta é devido a uma modificação na geometria do componente. Uma peça mais longa terá sua resistência elétrica maior que uma peça curta do mesmo material. Logo, qualquer mudança na forma do componente gera uma mudança proporcional em sua resistência. Esta mudança é mensurada e convertida para um valor legível e passível de análise.

O princípio de funcionamento dos *strain gages* provém de teorias avaliadas desde 1856, quando William Thomson, conhecido como Lord Kelvin, apresentou à Royal Philosophical Society de Londres os resultados de um experimento envolvendo a resistência elétrica do cobre e do ferro ao serem submetidos à estresse. As observações de Kelvin foram consistentes com a relação entre resistência elétrica e algumas propriedades físicas de um condutor, segundo a equação 3:

$$R = \frac{r.L}{A} \quad (3)$$

Onde:

R = resistência elétrica ( $\Omega$ )

r = constante de condutividade ( $\Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m}$ )

L = comprimento do condutor (m)

A = área da seção transversal (mm<sup>2</sup>)

Basicamente, o que a fórmula 3 mostra é que a resistência é diretamente proporcional ao comprimento e inversamente proporcional à área da seção transversal.

Quando uma barra metálica é esticada, ela sofre um alongamento em seu comprimento e também uma diminuição do seu volume, resultado da diminuição da área da seção transversal desta barra. A resistência elétrica da barra metálica aumenta quando esta barra é esticada, também resultado da diminuição da área da seção transversal e do aumento do comprimento da barra. Da mesma maneira, quando a barra é comprimida, a resistência diminui.

Ao se selecionar um *strain gage*, diversas características precisam ser observadas. Uma característica importante é a sensibilidade "K" de um *strain gage*, que é definida pela equação 4:

$$K = \frac{\Delta R}{R} \cdot \frac{l}{\Delta l} \quad (4)$$

Isto é, uma sensibilidade "K" é a variação unitária de resistência "R" em relação ao alongamento relativo "L". Para faixas normais de trabalho, "K" pode ser considerado constante conforme a liga metálica de que são construídos os fios do *strain gage* a ser usado. Os valores de "K" são encontrados em catálogos de fabricantes e em livros sobre o assunto.

Já o alongamento relativo do *strain gage* costuma ser apresentado em micro deformação ( $\mu$  - strain) onde  $1\mu$  equivale a  $10^{-6} \Delta l/l$ .

Segundo informações obtidas através do manual de um dos principais fabricantes de *strain gages* no mundo, a Micro-Measurements (2013), a seleção de um *strain gage* não depende somente da faixa de forças que se deseja medir, mas também de diversos outros fatores como precisão de medida, estabilidade, durabilidade, ambiente de trabalho, tipo de carregamento (estático ou dinâmico) e corrente que circulará pelo sensor.

Deve-se ter em mente que o alinhamento do *strain gage* com o eixo da deformação que se deseja medir é crucial. Desalinhamentos podem afetar as medições e apresentar valores menores que os reais segundo McKenzie (2013).

### 2.2.2 Efeito da temperatura na medição e pontes de Wheatstone

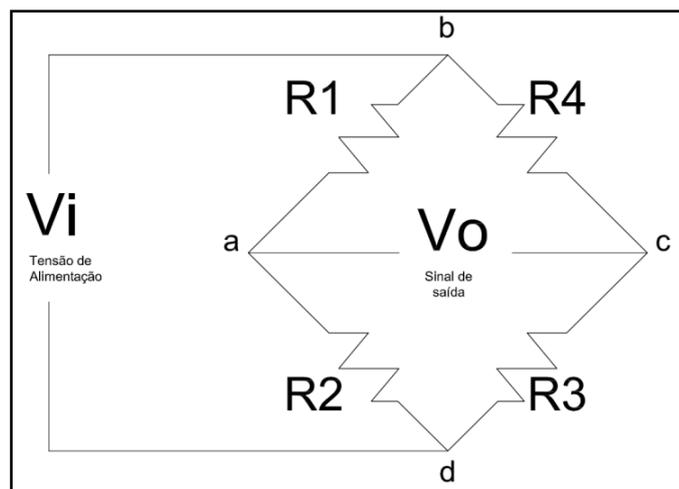
Quando pode ocorrer variação da temperatura da peça onde os *strain gages* foram fixados, oscilações na medição são esperadas, visto que pode-se ter expansão do material sob teste ou expansão da estrutura metálica do próprio *strain gage*. Wyatt (2006) mostra que a variação da temperatura pode afetar drasticamente a superfície onde será realizada a medição, podendo comprometer todo o ensaio.

O efeito da temperatura pode ser compensado através de diversas técnicas, uma delas sendo a montagem do sistema em pontes de Wheatstone completa ou em meia ponte.

As pontes de Wheatstone são responsáveis por receber e amplificar o sinal elétrico produzido pelos *strain gages*. Sua utilização é recomendada devido às necessidades práticas não apenas de compensação de variações de temperatura, mas também para habilitar o emprego de vários extensômetros e aumentar a sensibilidade do sistema.

Conforme figura 1, estas pontes são formadas por quatro resistências e energizadas nos terminais “b” e “d” por uma tensão “ $V_i$ ”. O sinal de saída “ $V_o$ ” é obtido nos terminais “a” e “c”. Este formato cria diferença de potencial e o “desbalanço” provocado por esta diferença pode ser medido.

Figura 1 – Ponte de Wheatstone



Fonte: Adaptado de Weber (1997)

Quando todos os ramos do circuito apresentam extensômetros, o circuito é dito de ponte dupla ou completa.

Ferraresi (1970) nos mostra que, quando se aplica uma força na peça a ser estudada,

a mesma irá se deformar e o strain gage fixado sobre ela sofrerá uma variação de resistência elétrica, desbalanceando a ponte. Assim, até mesmo um voltímetro ligado ao sistema acusará uma diferença de tensão e trará um valor que pode ser convertido em unidade de deformação. A corrente do galvanômetro pode ser desprezada e assim se tem a equação 6 para a tensão de desequilíbrio gerada:

$$Vd = V \cdot \frac{R1}{R1+R2} - V \cdot \frac{R4}{R3+R4} \quad (5)$$

Onde:

Vd = tensão de desequilíbrio (medida)

V = tensão de alimentação (V)

R1, R2, R3, R4 = Resistência dos *strain gages* ( $\Omega$ )

Segundo Vieira (2004), é importante frisar que a medida da deformação é resultado da comparação entre uma leitura inicial, normalmente livre do carregamento, e a leitura final, após o carregamento. Para tal, a ponte de Wheatstone opera em forma de desbalanço (deflexão), onde se mede o sinal da tensão de desbalanço na saída da ponte, conforme a variação da resistência elétrica dos extensômetros.

Segundo Borchardt (1982), este tipo de ponte é a mais utilizada para minimizar os efeitos da temperatura e aumentar a sensibilidade do sistema.

Em circuitos padrão de ponte de Wheatstone dita do tipo ponte completa, temos duas resistências fixas, uma resistência regulável para equilibrar a ponte e uma resistência incógnita a qual se irá medir, com o sistema sendo alimentado por uma fonte de tensão contínua nos pontos “b” e “d” conforme figura 1. Até mesmo um voltímetro pode então ser ligado entre os pontos “a” e “c”. Quando a ponte estiver em equilíbrio, a tensão entre estes pontos será zero e não existirá corrente elétrica passando pelo galvanômetro. Quando ocorrer um desbalanço no circuito, provocado pela resistência que se quer medir, ocorrerá passagem de corrente elétrica entre os pontos “a” e “c” e a mesma será indicada no galvanômetro.

### 2.3 MEDIÇÃO DE TORQUE EM UM EIXO

Conforme afirmado por Holman (1978), a medição do torque pode ser feita de maneira relativamente simples. Basicamente, deve-se ligar dois *strain gages* a 45° um do outro para se obter uma leitura precisa da deflexão ou da tensão resultante posterior ao

carregamento. Adicionalmente, mais *strain gages* podem ser aplicados de forma a anular ruídos provenientes de deformações axiais e transversais.

Seguindo esta linha de raciocínio, Vieira (2004) reforça a utilização de quatro *strain gages* lineares a 45° um do outro conforme figura 2, associados por ponte de Wheatstone completa para uma leitura com maior precisão. Para tal montagem, a tensão de cisalhamento ( $\tau_{\max}$ ) pode ser calculadas pela fórmulas 6:

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2} \cdot \epsilon_i \cdot G \quad (6)$$

Onde:

$\epsilon_i$  = Valor da deformação (centesimal)

G = Módulo de cisalhamento do material (Pa)

Adicionalmente, o momento de torção "Mt" suportado pelo *strain gage* pode ser encontrado utilizando as mesmas variáveis, através da equação 7:

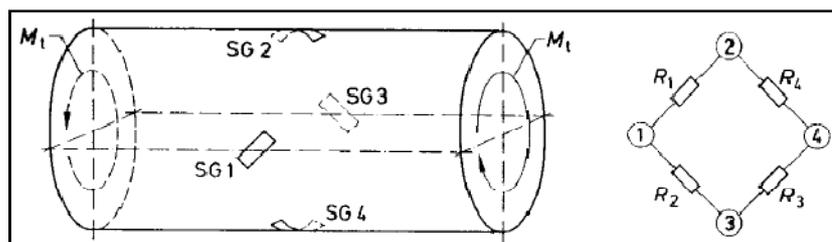
$$Mt = \frac{1}{2} \cdot \epsilon_i \cdot G \cdot Sp \quad (7)$$

Onde "Sp" o módulo polar calculado pela equação 8 em função do diâmetro "d" da peça onde os sensores estão fixados:

$$Sp = \frac{\pi \cdot d^3}{16} \quad (8)$$

A configuração mostrada na figura 2 é a mais comumente encontrado na literatura técnica por necessitar apenas do tipo mais comum de strain gages, os uniaxiais lineares.

Figura 2 – Eixo de torção com 4 *strain gages* lineares a 45°



Fonte: Vieira (2004)

Os *strain gages* precisam estar fixados com sua orientação de acordo com a direção das tensões principais que se deseja medir conforme Balbinot (2007). Neste caso, como se deseja medir o torque, a orientação dos *strain gages* a 45° é fundamental, pois esta é a direção das tensões principais sendo que um par de sensores estará sujeito à tração e o outro par à compressão, dando assim máxima sensibilidade ao sistema. Os sensores SG1 e SG3 montados conforme figura 2, representam a tração e conseqüentemente deformação positiva, enquanto os sensores SG2 e SG4 representam compressão e conseqüentemente deformação negativa.

A tensão de cisalhamento neste eixo é relacionada ao torque aplicado pela equação 9:

$$\tau = \frac{T.r}{J} \quad (9)$$

Onde:

$\tau$  = Tensão resultante do torque também conhecida por " $\tau_{xy}$ " (Mpa)

T = Torque calculado pelas equações 2 ou 3 (N.mm)

r = Raio da haste (mm)

J = Momento de inércia polar da seção transversal da haste (mm<sup>4</sup>)

Pode-se utilizar a lei de Hooke para determinação das deformações principais " $\epsilon_{1,2}$ " conforme equação 10, sendo que conforme Fialho (2002), o valor do coeficiente de Poisson " $\nu$ " para aços neste tipo de aplicação pode ser considerado igual a 0,3:

$$\epsilon_{1,2} = \pm \frac{16.T}{\pi.D^3} \cdot \left( \frac{1+\nu}{E} \right) \quad (10)$$

Onde "E" é o modulo de elasticidade do material, "D" seu diâmetro e "T" a força devida ao torque aplicado. Desta maneira, com os *strain gages* ligados por ponte de Wheatstone completa conforme figura 2, pode-se calcular a tensão de saída "Eo" pela equação 11:

$$Eo = \frac{16.T}{\pi.D^3} \cdot \left( \frac{1+\nu}{E} \right) \cdot K \cdot Ef \quad (11)$$

Onde a primeira parte da fórmula é definida pela equação 11, "K" é o fator de sensibilidade do *strain gage* utilizado e "Ef" é a tensão na fonte aplicada ao sistema. Conseqüentemente, utilizando as variáveis já definidas nas equações 10 e 11, o valor do

torque “T” poderá ser definido pela equação 12:

$$T = \frac{\pi.D^3.E}{16.K.(1+\nu).Ef} \cdot Eo \quad (12)$$

Neste trabalho, será utilizado um eixo cilíndrico para servir como um elemento elástico de transmissão de força, ou seja, um eixo ligado ao conjunto onde se deseja medir o torque para espelhar a deformação que se quer mensurar. Também chamados de transdutores de torque, estes elementos precisam ter elevada rigidez e carga de ruptura, elevado limite elástico e baixo módulo de elasticidade. Desta forma, este elemento irá responder à solicitação mecânica com o máximo alongamento possível, mas sem sair de seu limite de deformação elástico.

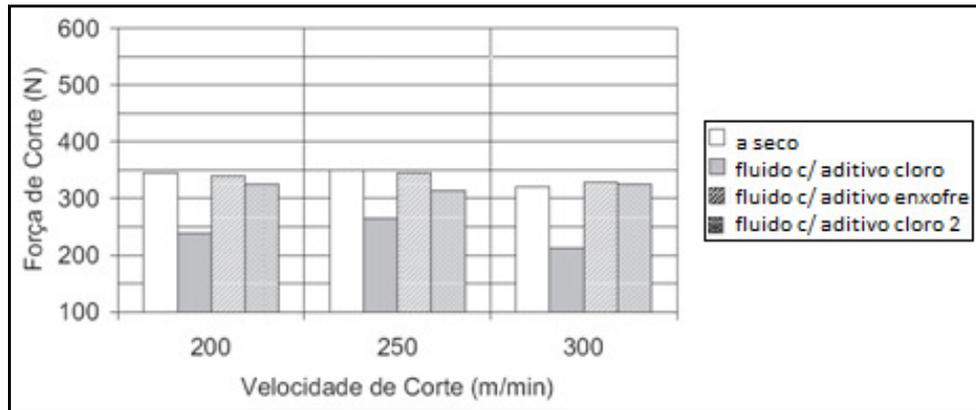
#### 2.4 INFLUÊNCIAS DO FLUIDO LUBRIRREFRIGERANTE

Baseado nas informações encontradas no *website* de um dos maiores fabricantes mundiais de ferramentas para furação, a Sandvik (2013), pode-se esperar valores mais elevados para o momento torçor na usinagem sem lubrificante (ou lubrirrefrigerante), principalmente devido ao aumento do atrito da ferramenta de furação com a parede do furo e o cavaco. Confirmando esta alegação, os trabalhos técnicos de Braga (2002) e Ávila (2004) já foram realizados comparando os efeitos da mínima quantidade de lubrificante (MQL) com a ausência do mesmo. Braga (2002) mostra uma comparação da vida útil de uma broca nas condições de ausência de lubrificante e com quantidades predeterminadas do mesmo, concluindo que a ausência de lubrificante aumentava as forças de corte e reduzia a vida útil da ferramenta. Ávila (2004) vai um pouco além, avaliando a influência do fluido com a variação de diversos parâmetros como avanço, rotação e profundidade de corte. A figura 3 mostra a diferença na força resultante com quatro tipos diferentes de lubrificante.

Como a furação é um processo de usinagem com condições mais severas, a técnica MQL acaba sendo preferida como alternativa à ausência de lubrificação, otimizando a quantidade de fluido necessária para cada operação visando sempre manter a qualidade da furação realizada, conforme Costa (2006).

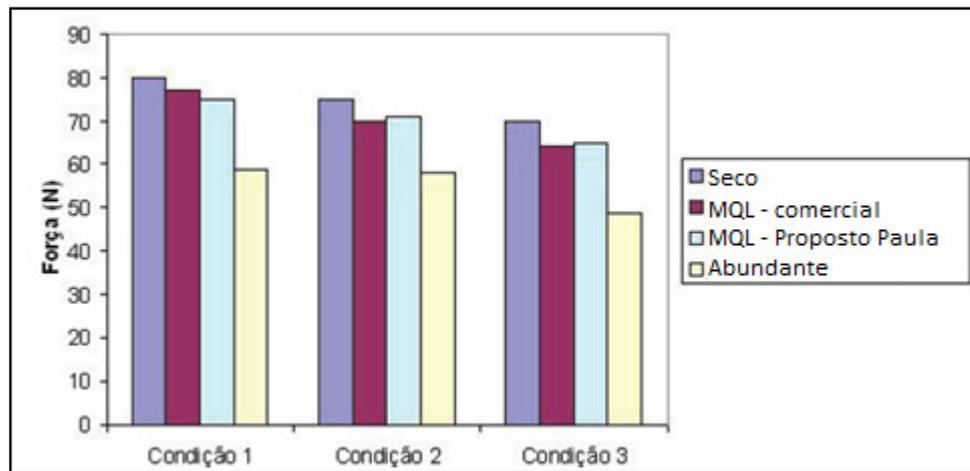
Outro trabalho que comprova este tema é o de Paula (2013), que mostra conforme figura 4, a mudança da força de usinagem de acordo com a quantidade de lubrificante, variando certas condições de parâmetros.

Figura 3 – Força em função da velocidade de corte



Fonte: Ávila (2004)

Figura 4 – Força em função da quantidade de lubrificante



Fonte: Paula (2013)

Os exemplos citados acima são de processos diferentes do que o que está sendo proposto neste trabalho, porém, o comportamento das forças, incluindo a de torque, é considerado o mesmo para qualquer tipo de usinagem. Os valores encontrados serão proporcionais ao processo e aos parâmetros escolhidos, mas seguirão o mesmo comportamento descrito pelas figuras 3 e 4, ou seja, esforços superiores para usinagem à seco.

Resumidamente, conforme Paula (2013), quanto menos fluido, maior a dificuldade de escoamento do cavaco e maior o atrito gerado, dificultado o movimento e aumentando as forças resultantes.

### 3 PROPOSTA DE TRABALHO

#### 3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Este trabalho mostra uma forma de medição do momento de torção durante o processo de furação, com o intuito de se medir esta força em condições de mínima quantidade de lubrificante e na ausência do mesmo, para então se poder analisar os efeitos da quantidade de líquido sobre a força em questão.

Para se medir o valor do torque durante a usinagem, foram utilizadas brocas de aço rápido de seis mm de diâmetro, um corpo de prova e uma haste especialmente usinada para este trabalho. Esta haste foi fixada em um centro de usinagem sendo que os *strain gages* já estavam colados na mesma. Corpos de prova de material AISI 1045 foram fixados na haste por um parafuso. O conjunto de medição pôde então ser posicionado abaixo da broca para centralização da mesma e início da usinagem.

Esta metodologia foi adotada em função de não alterar os parâmetros e efeitos da operação e também, por facilitar a fixação dos *strain gages*.

#### 3.2 PLANEJAMENTO DO TRABALHO

Conforme descrito no item 3.1, o sistema de medição possui uma haste especialmente usinada para este trabalho, onde os *strain gages* foram colados.

Para dimensionamento desta haste, inicialmente foi preciso utilizar as equações 1 e 2 para se calcular o torque envolvido no processo. Com este dado em mãos, foi possível verificar se o diâmetro escolhido para a haste suporta os esforços sem sair de seu regime elástico. Para isso, precisou-se calcular o momento polar de inércia “J” da seção da haste, em função do raio “r” (em mm) da mesma através da equação 13 conforme Shigley (2008):

$$J = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot r^4 \quad (13)$$

Posteriormente, este valor foi substituído na equação 9 para então, poder-se realizar a análise de falhas pela equação 14, de Von Mises (VM), e definir-se o coeficiente de segurança “s” da haste através da equação 15.

$$VM(\tau') = \sqrt{\sigma x^2 + 3. \tau xy^2} \quad (14)$$

$$s = \frac{\tau_{adm}}{\tau'} \quad (15)$$

Onde “ $\tau_{adm}$ ” é o limite de escoamento do material da haste (em Mpa) e “ $\tau$ ” é o valor calculado pela equação 14 (em Mpa).

Adicionalmente, para se saber se existe deformação na geometria escolhida para a haste, foi possível calcular a deformação elástica por cisalhamento ( $\Upsilon$ ) dividindo-se o resultado da equação 9 pelo módulo de elasticidade transversal (G em Mpa) do material escolhido para ter-se um valor adimensional conforme equação 16:

$$\Upsilon = \frac{\tau}{G} \quad (16)$$

Com este resultado em mãos, foi possível calcular a deformação resultante (adimensional) ao se multiplicar o valor obtido pela equação 16 pelo seno de duas vezes 45°, por ser a direção da tensão resultante do torque conforme Shigley (2008):

$$\varepsilon x' = \frac{\Upsilon}{2} \cdot \sin(2.45) \quad (17)$$

Com a haste dimensionada, pôde-se partir para os *strain gages*. Para máxima sensibilidade do sistema e seguindo as recomendações do fabricante Micro-Measurements, podem ser utilizados quatro sensores do tipo uniaxial linear com 6 mm de comprimento ou dois sensores biaxiais estilo "espinha de peixe", ligados em ponte de Wheatstone completa conforme orientado por Vieira (2004) e Balbinot (2007). Conforme descrito anteriormente, este tipo de ligação garante máxima sensibilidade ao sistema. Adicionalmente, a superfície onde os *strain gages* foram colados foi devidamente lixada e descontaminada para evitar a geração de problemas de sensibilidade.

O sistema foi conectado à dispositivos de aquisição de dados, que convertem a deformação captada pelos sensores em um valor mensurável. Foi feita uma bateria de ensaios, primeiramente sem lubrificação e posteriormente utilizando lubrificação do tipo MQL.

Foi necessário fazer uma calibração deste sistema utilizando uma massa conhecida, presa à haste por um braço de alavanca, gerando um valor calculável de momento torçor.

### 3.3 CONDIÇÕES DE USINAGEM

Os parâmetros para estes ensaios foram selecionados de acordo com informações encontradas em catálogos de fabricantes de ferramentas, levando em consideração a escolha da broca de aço rápido (HSS) de seis mm de diâmetro conforme norma DIN 338 e as especificações do centro de usinagem DYNA MYTE 4500 que tivemos disponível para este trabalho. Assim, tais ensaios foram desenvolvidos com uma velocidade de corte de 10 m/min, avanço de 0,03 mm/gume com uma profundidade de furação de 12 mm. O trabalho foi realizado dentro do laboratório de usinagem da Universidade de Caxias do Sul, em um centro de usinagem DYNA MYTE 4500, a uma rotação de 530 rpm. Foram feitas duas furações em cada condição de lubrificação, para se obter um valor médio de momento torçor.

Os dados obtidos com todos os ensaios foram computados e mostrados neste trabalho, onde foi possível apresentar as diferenças entre os valores de torque medidos sem lubrificação e com MQL.

## 4 EXECUÇÃO DO TRABALHO E RESULTADOS

### 4.1 PRÉ-TESTE INICIAL

Para um melhor entendimento de como o sistema proposto neste trabalho se comportaria e também para se verificar se o conceito proposto é viável em ensaio prático, surgiu a possibilidade de se fazer um pré-teste no centro integrado a manufatura da Universidade de Caxias do Sul, com o apoio do laboratório de metrologia.

No laboratório mencionado, já existia uma haste usinada a partir de um prolongador para soquete de meia polegada com 120 mm de comprimento. Com a região central do prolongador usinada para a medida de 8 mm de diâmetro e dois strain gages do tipo espinha de peixe do fabricante Kyowa instalados um em cada lado com suas grades alinhadas para a mesma direção. Este prolongador foi posicionado e fixado nos mordentes do centro de usinagem modelo Dyna Myte 4500.

Inicialmente foi necessário calibrar o sistema. Para isso, posicionou-se o prolongador horizontalmente. Uma haste de aço foi então encaixada no engate fêmea do prolongador e diferentes massas conhecidas foram presas a mesma conforme figura 5.

Figura 5 – Calibração do dispositivo para pré-teste



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

A tabela 4 mostra os valores de massa utilizados na calibração do dispositivo, bem como os resultados numéricos mostrados pelo equipamento de coleta de dados, um condicionador A/D de 15 bits scanner 5100 da marca Vishay, operando em ponte de Wheatstone completa, ligado à célula de carga e a um notebook (com o software system 5000). A excitação utilizada foi de 10 V a uma taxa de 10 pontos/segundo. Adicionalmente, levando em consideração o valor de 9,8 Newtons sendo 1 Kgf (quilograma-força), converteu-se os pesos de cada massa.

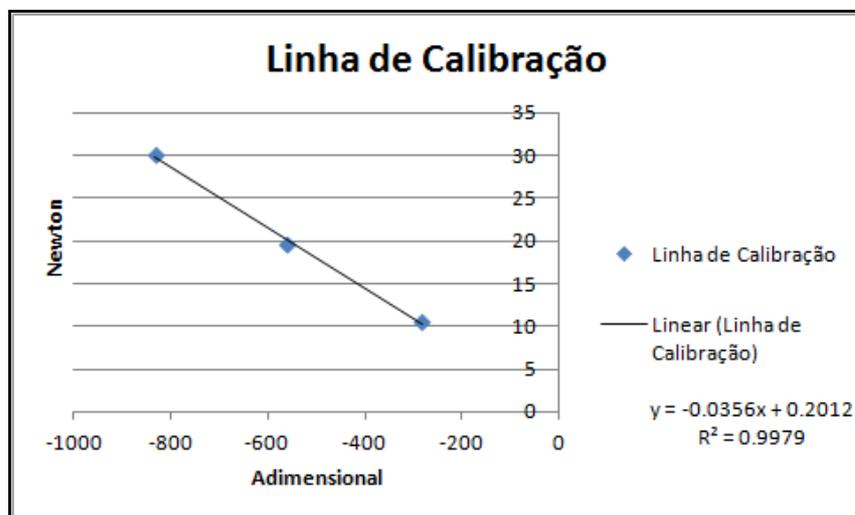
Tabela 4 – Valores obtidos pelo coletor de dados

Massa conhecida		Resultado do coletor
Kg	Newton	Adimensional
1,07	10,486	-282
2	19,6	-560
3,07	30,086	-833

Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Com base nos valores mostrados acima, pode-se gerar um gráfico do tipo dispersão. Ao se adicionar uma linha de tendência, pode-se observar a curva de calibração do instrumento e o valor de  $R^2$ . Um valor de  $R^2$  próximo a 1 indica que o equipamento está operando de forma linear, ou seja, sem desvios causados por ruídos, garantindo a precisão dos resultados. Conforme gráfico da figura seis (em Adimensional x Newton), pode-se observar que o valor de  $R^2$  é de 0,997, muito próximo a 1, garantindo a precisão do dispositivo.

Figura 6 – Gráfico de dispersão do coletor de dados em relação às massas utilizada



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

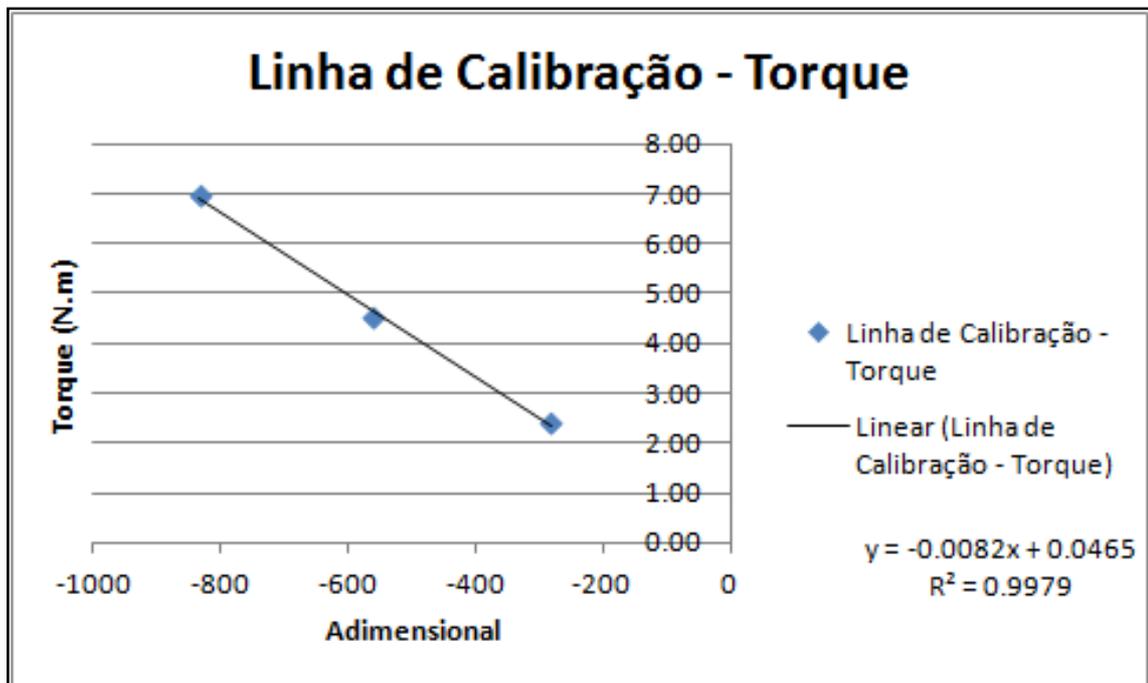
Sabendo-se que o comprimento do centro do prolongador até o local onde a força peso das massas atua é de 265 mm com uma inclinação de 29°, pode-se calcular a distância horizontal das massas até o centro do prolongador simplesmente ao se multiplicar o cosseno de 29° pela distância de 265 mm (0,265 m), obtendo-se um resultado de 0,231 metros. Este valor aliado aos dados da tabela quatro permite obter-se o torque aplicado por cada massa conhecida. Adicionalmente, ao se colocar estes dados novamente em um gráfico de dispersão, chega-se a uma equação que transforma o número adimensional lido pelo coletor de sinal em um valor mensurável de toque (em N.m), conforme mostrado pela tabela cinco e pela figura 7 (gráfico em Adimensional x N.m).

Tabela 5 – Torque obtido pela massa conhecida a 0,231 m de distância horizontal

Massa conhecida		Torque	Resultado do coletor
Kg	Newton	N.m	Adimensional
1,07	10,49	2,42	-282
2,00	19,60	4,53	-560
3,07	30,09	6,95	-833

Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Figura 7 – Gráfico de dispersão dos valores do coletor de dados versus torque produzido



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Com estes dados em mãos, chega-se a uma equação de calibração mostrada na figura 7, que será utilizada para conversão dos valores lidos pelo coletor de dados em torque real:

$$T_o = -0,008 \cdot x + 0,046 \quad (18)$$

Onde "x" é o valor lido pelo coletor de dados e  $T_o$  é o valor de torque correspondente em N.m.

Com o sistema calibrado, os instrumentos de calibração foram retirados e posicionou-se o prolongador instrumentado na vertical. Um corpo de prova de aço 1020 usinado para se encaixar no engate fêmea do prolongador foi fabricado conforme desenho contido no apêndice A deste trabalho pelo nome de corpo de prova para pré-teste inicial. Este corpo foi encaixado sobre o prolongador conforme figura 8 e usinado a seco em uma velocidade de corte de 10 m/min, avanço de 0,03 mm/gume, rotação de 530 rpm com profundidade de 10 mm no centro de usinagem Dyna Myte 4500.

Figura 8 – Montagem do corpo de prova no prolongador

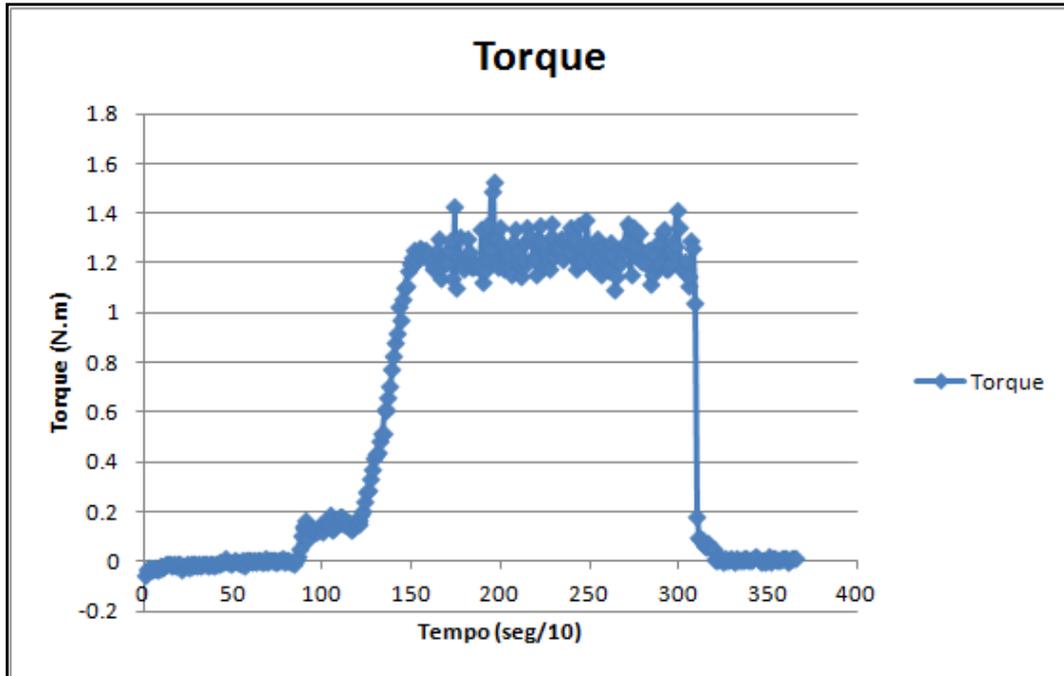


Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

No final da usinagem, o coletor de dados gera um arquivo em formato de texto (.txt) com os valores adimensionais para cada instante analisado. Através da equação de calibração

18, foi possível converter estes dados diretamente para valores de torque. Valores estes que podem ser analisados na figura 9, que mostra a evolução dos valores de torque no eixo "y", ao longo do tempo de ensaio no eixo "x".

Figura 9 – Valores de torque atingidos no primeiro ensaio técnico



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Conforme pode-se observar, os valores de torque obtidos ficaram em torno de 1,2 N.m, após conversão dos dados.

#### 4.2 PREPARAÇÕES PARA O ENSAIO

Tendo os resultados do pré-teste em mãos, pôde-se ter uma ideia melhor de como este tipo de dispositivo trabalha, bem como já mostrar a metodologia de calibração e conversão dos dados necessária para se obter os valores reais de torque em função dos números adimensionais mostrados pelo coletor de sinal.

Para dimensionamento de célula de carga a ser produzida para este trabalho, primeiramente foi necessário calcular o torque à que o dispositivo estará submetido. Ao se utilizar a equação 1 e os valores da tabela 2 conforme Diniz (2003), pode-se montar a tabela 6 para os parâmetros deste trabalho. ou seja, com diâmetro de broca de 6 mm e um avanço de 0,03 mm/gume.

Tabela 6 – Valores obtidos pela equação de Kronenberg

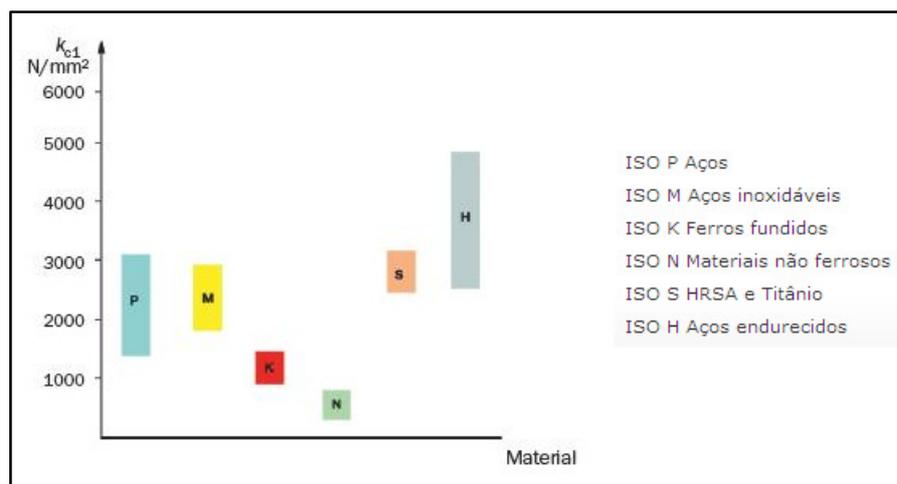
Aço	Constantes						Kgf.mm			N.m		
	C1	C1 max	C1 min	Tol.	X	Y	Mt	Mt max	Mt min	Mt	Mt max	Mt min
1085	30,2	30,7	29,7	0,5	2,05	0,86	105,7857	107,5371	104,0343	1,057857	1,075371	1,040343
1020	15,1	15,5	14,7	0,4	2,22	0,76	95,03152	97,54891	92,51413	0,950315	0,975489	0,925141
1065	24,3	25,2	23,4	0,9	2,05	0,83	92,61512	96,04531	89,18493	0,926151	0,960453	0,891849
1055	21,9	22,2	21,6	0,3	2,01	0,77	91,98237	93,2424	90,72234	0,919824	0,932424	0,907223
1025	37,9	38,5	37,3	0,6	1,87	0,77	123,8678	125,8288	121,9069	1,238678	1,258288	1,219069
52100	46,8	47,7	45,9	0,9	1,97	0,77	182,9702	186,4888	179,4515	1,829702	1,864888	1,794515
VM 20	48,6	49,8	47,4	1,2	1,77	0,72	152,8385	156,6123	149,0647	1,528385	1,566123	1,490647
VND	26,2	27	25,4	0,8	2,13	0,78	132,6543	136,7048	128,6038	1,326543	1,367048	1,286038
VS 60	10,9	11,7	10,1	0,8	2,33	0,7	98,90649	106,1657	91,6473	0,989065	1,061657	0,916473
VW 3	20,7	21,3	20,1	0,6	2,2	0,81	109,1957	112,3608	106,0306	1,091957	1,123608	1,060306
VMO	29,8	30,6	29	0,8	2,11	0,87	113,0074	116,0412	109,9737	1,130074	1,160412	1,099737
VCO	62,1	63,3	60,9	1,2	1,89	0,91	141,878	144,6196	139,1364	1,41878	1,446196	1,391364

Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Como os valores das constantes de Kronenberg são para alguns materiais, dos mais comuns aços, até aços para moldes e ferramentas, possuindo valores máximos e mínimos, pode-se retirar da tabela acima um máximo de 1,864 N.m, um mínimo de 0,891 N.m e um valor médio geral de 1,20 N.m.

Para se ter uma validação maior dos dados teóricos, calculou-se também os valores de torque através da equação 2 de Stemmer utilizando-se os mesmos parâmetros citados anteriormente e também os valores da constante "Kc" conforme DORMER (2013) mostrados no gráfico da figura 10. Os resultados encontrados podem ser visualizados na tabela 7.

Figura 10 – Valores de "Kc" conforme tipo de aço



Fonte: DORMER (2013).

Tabela 7 – Valores obtidos pela equação de Stemmer

Kc	Mt (N.m)
1500	0,405
1750	0,4725
2000	0,54
2250	0,6075
2500	0,675
3000	0,81
3500	0,945
4000	1,08
4500	1,215
5000	1,35

Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Novamente, como os valores de "Kc" possuem uma certa variação dentro de cada tipo de aço, retirou-se da tabela acima um máximo de 1,35 N.m, um mínimo de 0,675 N.m e um valor médio geral de 1,012 N.m.

Os valores máximos teóricos encontrados para o aço 1020 utilizado no pré-teste seriam de 0,975 N.m pela equação 1 e 0,810 N.m pela equação 2. Como o pré-teste foi realizado a seco, valores mais elevados de torque são esperados, justificando os 1,2 N.m encontrados (valor prático a seco aproximadamente 20% superior ao teórico em condições normais de usinagem com lubrificação abundante).

Tendo em vista os resultados tanto teóricos quanto práticos, pode-se agora dimensionar a célula de carga a ser usada para o ensaio definitivo, ou seja, a haste de ensaio, bem como os *strain gages* que serão colados na mesma.

Para se dimensionar a haste de ensaio, cujo desenho está no apêndice A deste trabalho, inicialmente utilizou-se as equações 9 e 13 para se ter o valor da tensão de cisalhamento em decorrência do maior torque (Mt) teórico encontrado de 1,864 N.m mais 20% em função do efeito da ausência de lubrificante detectada no pré teste inicial, e também em função de um diâmetro (d) da haste de 10 mm, por ser o mínimo necessário para um bom espaço de colagem dos *strain gages* e por ser próximo do diâmetro da haste utilizada no pré teste. Esta seria a condição mais severa à que a célula de carga poderia ser exposta.

$$\tau_{xy} = \frac{16 \cdot Mt}{\pi \cdot d^3}$$

$$\tau = \frac{16 \cdot (1864 + 20\%)}{\pi \cdot 10^3}$$

$$\tau_{xy} = 11,39 \text{ Mpa}$$

Com o valor da tensão de cisalhamento calculado, utilizou-se a equação 14 para definir a tensão máxima suportada pela geometria:

$$VM(\tau') = \sqrt{\sigma_x^2 + 3 \cdot \tau_{xy}^2}$$

$$\tau' = \sqrt{0^2 + 3 \cdot 11,39^2}$$

$$\tau' = 19,72 \text{ Mpa}$$

Finalmente, tem-se o coeficiente de segurança da haste com base na equação 15:

$$s = \frac{\tau_{adm}}{\tau'}$$

$$s = \frac{415}{19,72}$$

$$s = 21,03$$

Pelo resultado encontrado, observa-se que a haste poderá suportar a carga exercida pelo maior momento torçor possível de ser aplicado com os parâmetros deste trabalho.

Através das equações 16 e 17, pôde-se verificar se existirá deformação elástica na geometria escolhida para um valor de G de 83000 MPa para o aço 1045 utilizado na fabricação da haste:

$$\gamma = \frac{\tau}{G}$$

$$\gamma = \frac{11,39}{83000}$$

$$\gamma = 0,000137$$

$$\varepsilon_{x'} = \frac{\gamma}{2} \cdot \sin(2 \cdot 45)$$

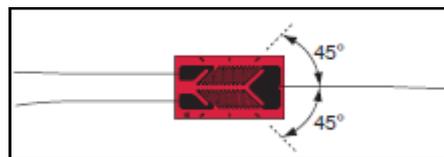
$$\varepsilon_{x'} = \frac{0,000137}{2} \cdot \sin(2 \cdot 45)$$

$$\varepsilon_{x'} = 0,0000685$$

Por este resultado pode-se observar que haverá deformação elástica na haste, viabilizando e tornando possível a medição com *strain gages* na ordem dos  $68,5 \times 10^{-6} \mu\text{m/m}$  e tornando viável o projeto da haste conforme desenho contido no apêndice A deste trabalho.

Com a haste pronta, escolheu-se o tipo de *strain gage* mais adequado para a medição de torque, que seria o do tipo espinha de peixe, visto que os mesmos são construídos com suas grades em  $45^\circ$ , facilitando a fixação e o alinhamento do sensor com a força a ser medida.

Figura 11 – Exemplo de *Strain gage* do tipo espinha de peixe



Fonte: KYOWA (2013).

Conforme mencionado, para medição do torque, a grade do sensor precisa estar a  $45^\circ$ , visto que esta é a direção da força. Como pode ser observado na figura 11, o *strain gage* tipo espinha de peixe já vem com este alinhamento garantido, sendo necessário a colagem de apenas dois sensores, um em cada lado da haste.

O *strain gage* escolhido para este trabalho é o modelo PA-06-062TA-350L, do fabricante brasileiro Excel Sensor com limite de deformação de  $\pm 3\%$  e comprimento de grade de medição de 1,68 mm. Baseado nestas informações, sabe-se então que este sensor deformará no máximo 3% de seu comprimento de grade, ou seja, 0,0504 mm. Sendo assim, como o valor da deformação admissível nada mais é que o comprimento inicial menos o final dividido pelo comprimento inicial, encontra-se um valor de deformação " $\epsilon$ " de 0,03.

Com o valor da deformação em mãos, pode-se saber qual o torque máximo admitido pelo sensor através das equações 7 e 8:

$$Mt = \frac{1}{2} \cdot \epsilon \cdot G \cdot \frac{\pi \cdot d^3}{16}$$

$$Mt = \frac{1}{2} \cdot 0,03 \cdot 83000 \cdot \frac{\pi \cdot 10^3}{16}$$

$$Mt = 244455,17 \text{ N.mm}$$

Conforme observado, o torque máximo suportado pelo sensor é de 244,45 N.m, ou seja, garantindo que o modelo selecionado resistirá ao torque aplicado.

#### 4.3 MONTAGEM E CALIBRAÇÃO DA CÉLULA DE CARGA

Com todo o sistema dimensionado, a próxima etapa foi realizar a montagem da célula de carga, seguindo às recomendações do fabricante do *strain gages*, a Excel Sensor.

A superfície da parte central da haste, com diâmetro de 10 mm foi lixada, inicialmente com uma lixa 240 para retirada de oxidação e impurezas superficiais. Foi feita então uma limpeza da superfície deste região com álcool etílico. A haste foi lixada novamente no seu sentido longitudinal, agora com uma lixa 320 para retirada das marcas de usinagem em torno do eixo. A região central da haste foi então novamente descontaminada com álcool etílico. Passou-se uma gaze seca ao redor da peça que não apresentou sinais de qualquer contaminante, garantindo assim limpeza da região onde os *strain gages* serão colados.

Figura 12 – Haste de ensaio com região central lixada e limpa



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Com a haste visualmente limpa, foi aplicado um condicionador de superfície, ou seja, uma solução ácida para limpeza química da região. O excesso de produto foi limpo com uma gaze nova para poder ser aplicado um neutralizador, ou seja, uma solução básica para normalizar a superfície.

Com a haste limpa e livre de qualquer contaminante, os *strain gages* foram separados de sua caixa com o auxílio de pinças. Utilizando-se uma fita celofane tipo durex, os *strain gages* foram colados na superfície da haste em seu local de instalação. O durex da condições de alinhar o sensor conforme necessário, neste caso longitudinalmente com relação à peça, sem existir contato dos sensores com as mãos. Uma das abas da fita é levantada e se aplica uma fina camada de cola anaeróbica Loctite 496. Este procedimento foi feito para ambos os sensores, que foram colados em lados opostos da haste com os braços de medição apontando para o mesmo lado.

Foi aplicada pressão nos sensores colados por cerca de três minutos e se aguardou mais três até a fita durex ser então removida. O mesmo processo foi aplicado para a colagem

dos terminais metálicos onde os cabos de cobre ligados aos *strain gages* são estanhados aos cabos de transmissão de dados. O sistema foi então ligado em ponte de Wheatstone completa.

Figura 13 – Haste com *Strain Gages* colados



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

A célula de carga pronta pode então ser calibrada. Para isso, utilizou-se uma régua de calibração e uma peça com encaixe para se fixar a mesma na haste de ensaio. Os desenhos de projeto destes componentes encontram-se no apêndice A deste trabalho.

Para calibração do sistema, utilizou-se a mesma metodologia empregada no pré-teste, com massas conhecidas sabendo-se que a régua de calibração adiciona 0,230 Kg de peso.

Figura 14 – Calibração do dispositivo de ensaio



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

A tabela 8 mostra os valores de massa utilizados na calibração do dispositivo, bem como os resultados numéricos mostrados pelo equipamento de coleta de dados. Adicionalmente, levando em consideração o valor de 9,8 Newtons sendo 1 Kgf (quilograma-força), converteu-se os pesos de cada massa.

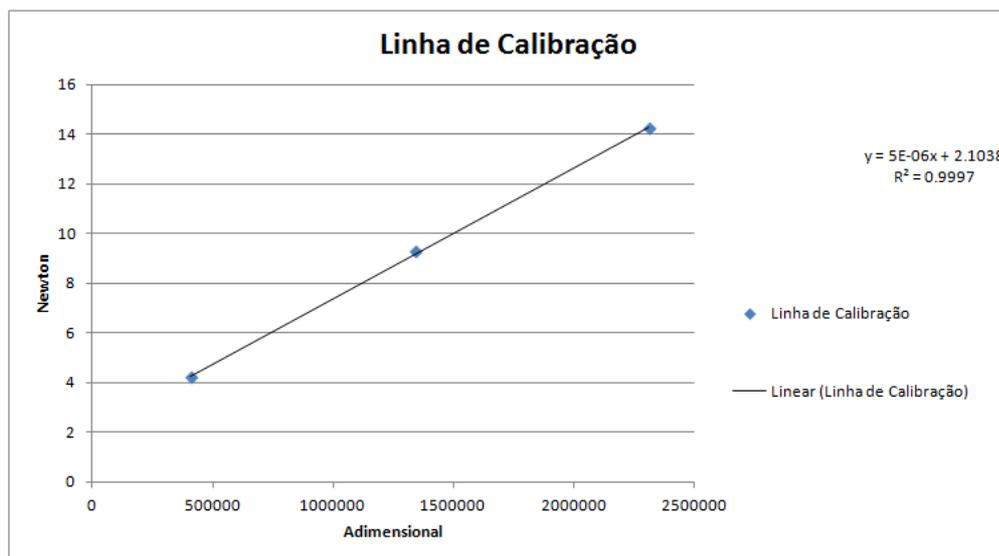
Tabela 8 – Valores obtidos na calibração do dispositivo de ensaio

Massa conhecida		Resultado do coletor
Kg	Newton	Adimensional
0,43	4,214	410000
0,9472	9,28256	1340000
1,4536	14,24528	2310000

Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Gerou-se um gráfico do tipo dispersão e adicionou-se a linha de tendência para poder-se observar a curva de calibração do instrumento e o valor de  $R^2$ . Conforme gráfico da figura 15 (em Adimensional x Newton), pode-se observar que o valor de  $R^2$  é de 0,999, muito próximo a 1, garantindo a precisão do dispositivo.

Figura 15 – Gráfico de dispersão do coletor de dados



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

O comprimento do centro do prolongador até o local onde a força peso das massas que esta atuando no sistema é de 149,5 mm sem inclinação, ou seja, 0,1495 metros. Este valor, ao ser multiplicado pelos encontrados na tabela 8 permite obter-se o torque aplicado por cada massa conhecida. Novamente, ao se lançar estes dados no *Microsoft Excel* foi gerado um

gráfico de dispersão, chegando-se a uma equação que transforma o número adimensional lido pelo coletor de sinal em um valor de torque (em N.m), conforme mostrado pela tabela 9 e pela figura 16.

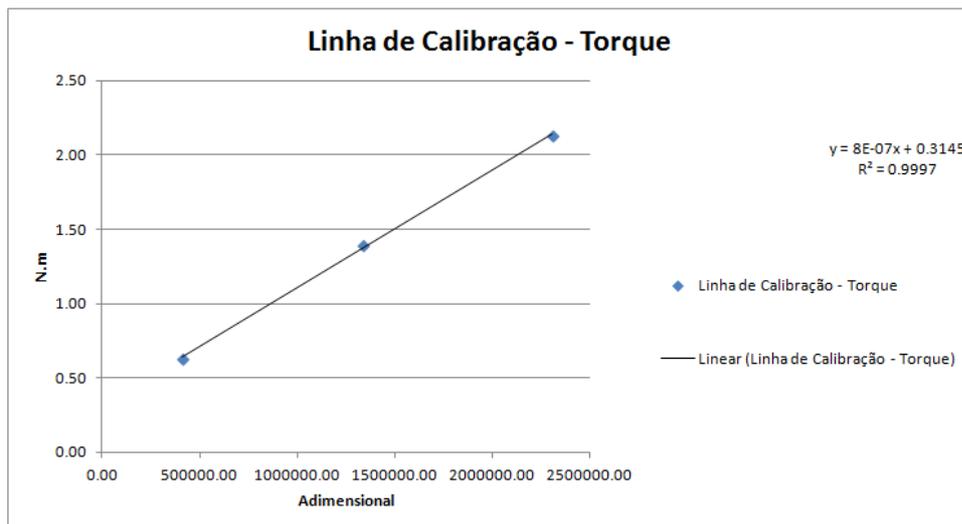
Para uma maior validação dos dados de calibração, calculou-se também a incerteza proveniente das medições realizadas. No caso do torque, como o mesmo depende da força peso aplicada por cada massa e da distância das mesmas com relação ao centro da haste, calculou-se a incerteza na medição de ambos os dados conforme detalhado no apêndice B e encontrou-se um valor para a incerteza máxima dos valores de torque da tabela 9 de  $\pm 0,02365$  N.m.

Tabela 9 – Torque obtido pela massa conhecida a 0,1495 m de distância horizontal

Massa conhecida		Torque	Resultado do coletor
Kg	Newton	N.m	Adimensional
0,43	4,21	0,63	410000,00
0,95	9,28	1,39	1340000,00
1,45	14,25	2,13	2310000,00

Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Figura 16 – Gráfico de dispersão dos valores do coletor de dados versus torque produzido



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Baseado nos valores obtidos através do gráfico na figura 16 foi possível gerar uma equação de calibração, que permite a conversão dos valores lidos pelo coletor de dados em torque real, conforme equação 19:

$$T_o = 0,0000008 \cdot x + 0,314 \quad (19)$$

Onde "x" é o valor lido pelo coletor de dados e  $T_o$  é o valor de torque correspondente em N.m. Esta equação finalizou o processo de calibração da célula de carga, a deixando apta ao uso.

#### 4.4 ENSAIO FINAL

Tendo a célula de carga calibrada em mãos, a mesma foi posicionada verticalmente no centro de usinagem Dyna Myte 4500, o mesmo utilizado no pré-teste. A haste da célula foi fixada no mordente do centro por sua base chanfrada que foi usinada especificamente para evitar movimentações nos sentido dos eixos "x" e "y".

A célula de carga foi ligada ao mesmo coletor de sinais utilizado no pré-teste, um condicionador A/D de 15 bits scanner 5100 da marca Vishay, operando em ponte de Wheatstone completa, ligado à célula de carga e a um notebook (com o software system 5000) com excitação e 10 V.

Foram produzidos quatro corpos de prova com furação transversal em aço AISI 1045, usinados para se encaixar no engate cilíndrico da haste conforme desenho contido no apêndice A deste trabalho pelo nome de corpo de prova com furação. Este corpo de prova é parafusado na haste por um parafuso sextavado interno M5x0,8x25 com conjunto de arruela lisa e porca. Esta fixação foi projetada para evitar qualquer movimentação no corpo de prova durante a usinagem, visto que poderiam interferir nas medições realizadas.

Figura 17 – Montagem da célula de carga e corpo de prova

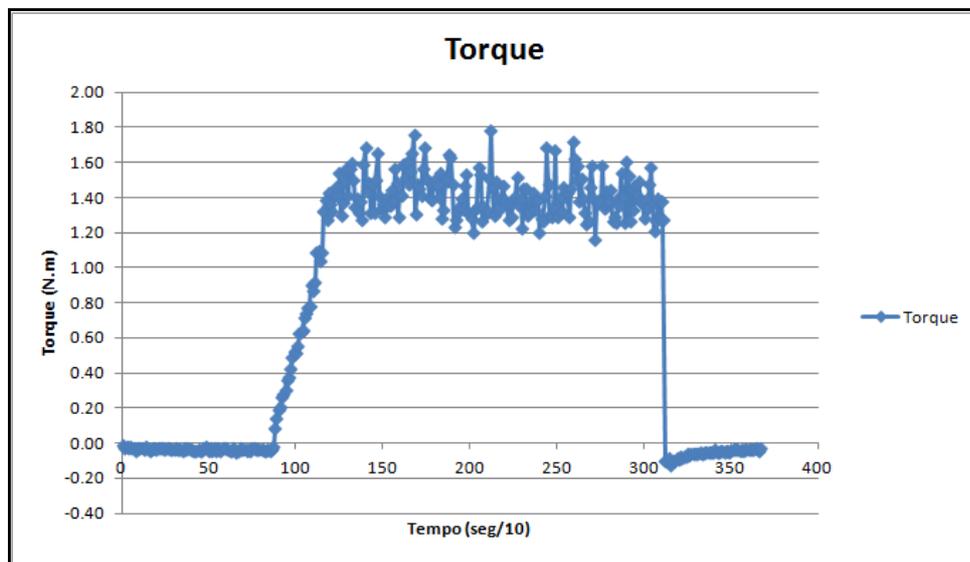


Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Os corpos de prova foram ensaiados utilizando-se novamente uma broca de aço rápido (HSS) de seis mm de diâmetro conforme norma DIN 338 com uma velocidade de corte de 10 m/min, avanço de 0,03 mm/gume, rotação de 530 RPM com profundidade de 12 mm.

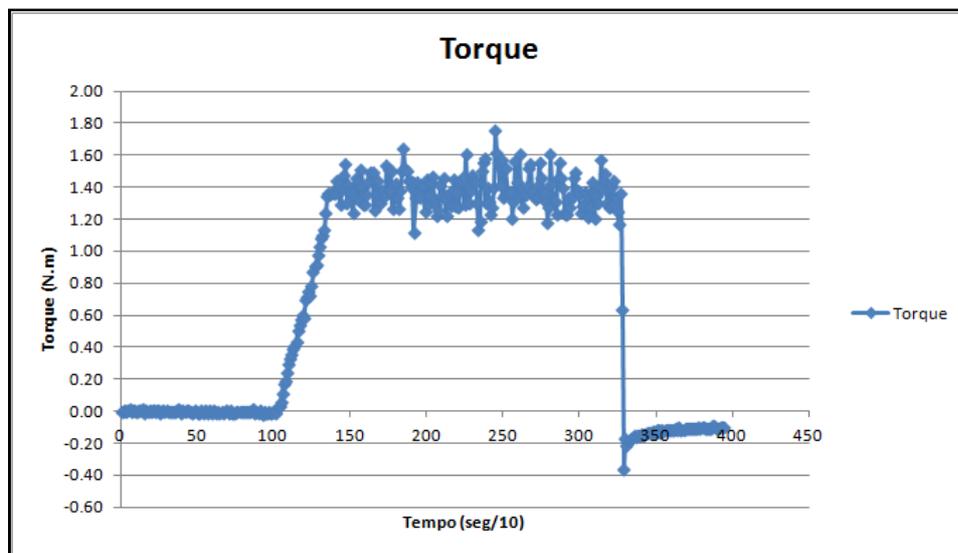
Nos primeiros dois ensaios, não se utilizou nenhum lubrificante. Ao final da usinagem, o coletor de dados gerou um arquivo em formato de texto (.txt) com os valores adimensionais para cada instante analisado. Pela equação 19, foi possível converter estes dados diretamente para valores de torque pelo tempo conforme figuras 18 e 19.

Figura 18 – Torque na usinagem do primeiro corpo de prova a seco



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Figura 19 – Torque na usinagem do segundo corpo de prova a seco



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Os próximos dois corpos de prova foram usinados utilizando-se um sistema nebulizador MQL.

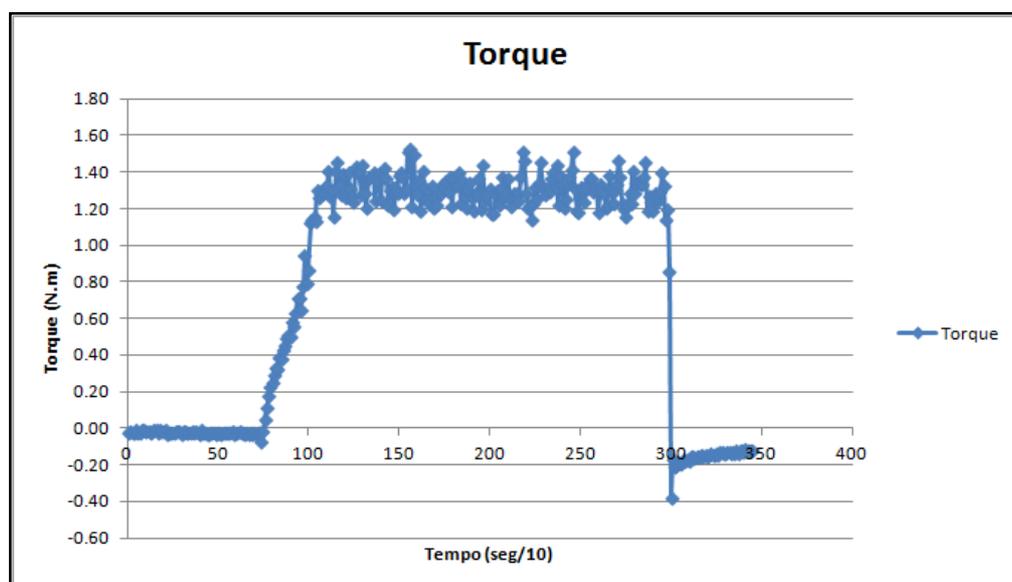
Figura 20 – Montagem do sistema de MQL



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

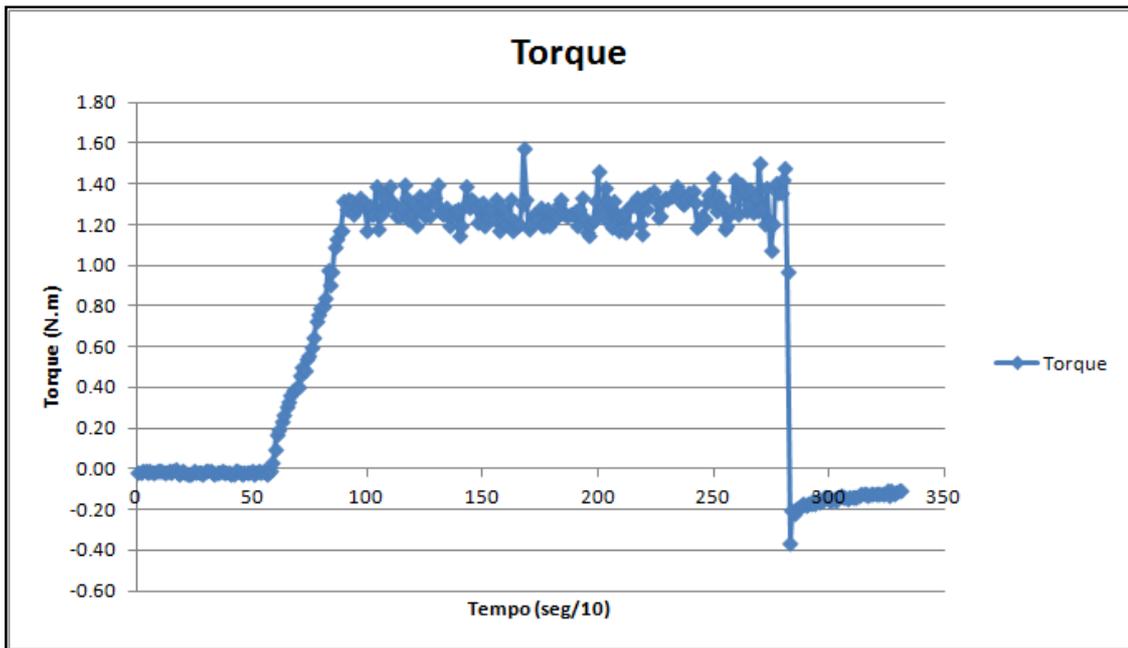
Este sistema é da marca Quimatic Tapmatic regulado para trabalhar em quatro bar de pressão e com uma vazão de 50 ml/h. Novamente, ao final da usinagem, foram gerados os gráficos de torque conforme figuras 21 e 22.

Figura 21 – Torque na usinagem do primeiro corpo de prova com MQL



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Figura 22 – Torque na usinagem do segundo corpo de prova com MQL



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

## 5 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS E CONCLUSÃO

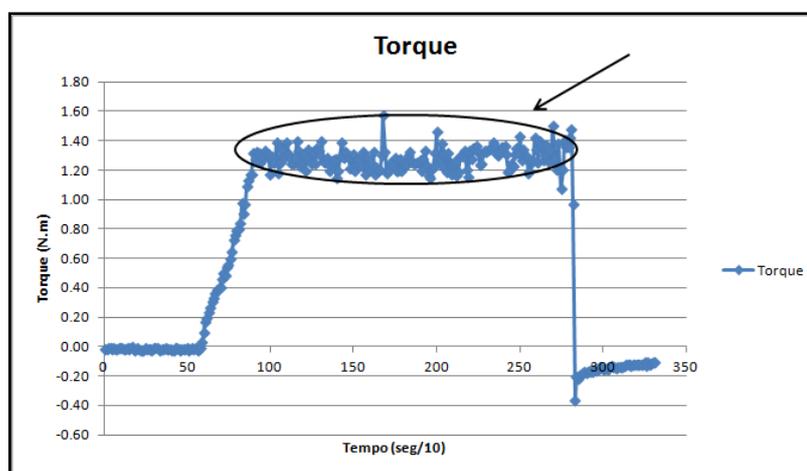
Através das equações para cálculos de forças de usinagem apresentadas neste trabalho, foi possível observar como, teoricamente, deveria ser o comportamento do momento de torque nos ensaios realizados em condições ideais de produção, ou seja, com ferramentas novas na ausência de desgaste, com lubrificação padrão abundante e com um bom escoamento do cavaco.

Novamente através dos resultados das equações mostrados na tabela 6 que utiliza as constantes de Kronenberg, foi possível retirar um máximo de 0,975 N.m, um mínimo de 0,907 N.m e um valor médio geral de 0,935 N.m para a usinagem em condições ideais com lubrificação abundante de aços de qualidade entre os tipos 1020 e 1055. Foi feita uma média dos valores devido a ausência de um valor específico para o aço AISI 1045.

Adicionalmente, através dos resultados mostrados na tabela 7, cujo equacionamento conforme Stemmer utiliza a equação 2 e os valores da constante "Kc" conforme DORMER (2013) mostrados no gráfico da figura 10, foi possível retirar um máximo de 0,810 N.m, um mínimo de 0,405 N.m e um valor médio geral de 0,585 N.m, novamente ressaltando que estes valores são para condições ideais de usinagem e no caso da constante "Kc", foi utilizado para o aço AISI 1045 o valor apresentado para aços comuns, por ser o que mais se adéqua à condição deste material.

Ao se analisar os gráficos nas figuras 18, 19, 21 e 22 pode ser visto a oscilação do valor de torque durante a furação. Para se ter uma visão melhor desta oscilação, a parte onde temos a furação estabilizada do corpo de prova foi isolada para análise conforme figura 23.

Figura 23 – Área de análise do gráfico de torque



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Com base nos valores estabilizados, foi possível montar a tabela 10 com os máximos, mínimos e o valor médio de oscilação do torque durante a furação

Tabela 10 – Valores de torque retirados do período de controle em N.m

	Furação	Máximo	Mínimo	Valor Médio
1º corpo de prova	A seco	1,79	1,16	1,41
2º corpo de prova	A seco	1,76	1,12	1,38
3º corpo de prova	MQL	1,53	1,12	1,30
4º corpo de prova	MQL	1,57	0,97	1,28

Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

Como pôde ser observado, as duas primeiras furações que foram feitas a seco, tiveram picos de valor máximo e um valor médio mais altos que os valores das duas últimas furações utilizando-se MQL. Os máximos dos ensaio a seco foram 13,4% maiores que os utilizando MQL, enquanto os valores médios a seco foram 8,5% superiores aos com MQL.

Estes resultados são condizentes com Bordinassi (2004) que, em seu trabalho, faz uma análise do torque, porém adicionando o parâmetro da quantidade de rebarba na furação. Em seus resultados, ele encontra valores de torque médios na casa dos 1,25 N.m para usinagem utilizando emulsão, que seria uma lubrificação em quantidade superior à MQL, porém, serve como base por ainda ser bem inferior à abundante..

Adicionalmente Paula (2013) encontra em seus resultados de comparação de esforços na usinagem, valores 7,64% maiores para usinagem a seco do que com sistemas de MQL comerciais. Ávila (2004) analisando outros sistemas de MQL, encontra valores para usinagem a seco até 10% maiores que para usinagem com MQL.

Os trabalhos mencionados confirmam a coerência dos dados encontrados durante os ensaios, e também garantem a precisão da célula de carga construída para este trabalho, que se provou apta para as medições realizadas.

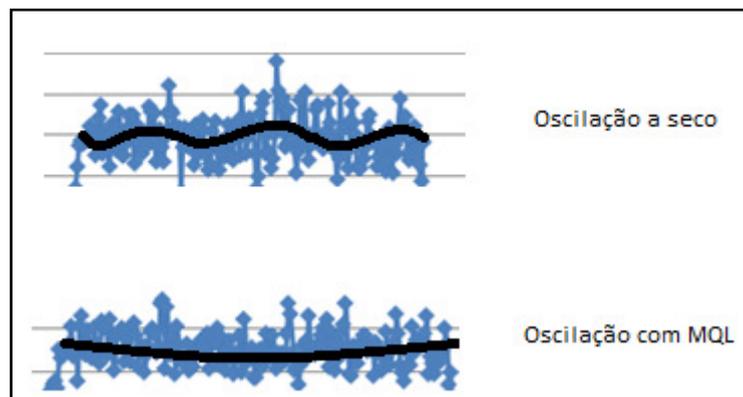
Os sinais de torque obtidos nos ensaios mostram com clareza a ascensão do valor de torque até os gumes da broca terem entrado na peça e a usinagem propriamente dita iniciar. Pode-se observar também o momento exato onde os doze milímetros de perfuração são atingidos e a broca é imediatamente recuada pelo centro de usinagem.

A principal conclusão que pode ser retirada com o estudo realizado é que a utilização de dispositivos de MQL reduz os esforços de torque em média 8,5% e os picos de esforço de torção em até 13,4%, confirmando a boa prática da utilização destes equipamentos. Visto que

esta informação foi confirmada devido à coerência dos valores encontrados com os de outros trabalhos de áreas semelhantes.

Adicionalmente, é possível observar a modificação no comportamento da oscilação dos valores de torque. Na furação a seco, os valores oscilam com uma amplitude maior, ou seja, se transformarmos os dados em uma curva tem-se uma oscilação com picos e vales grandes, sem linearidade. Já na furação com MQL, estes picos e vales tem uma oscilação reduzida, a furação é mais estável e a "curva" toma a forma de uma banheira com um pico na entrada da furação, reduzindo durante a usinagem e tendo outro pico na saída da broca. Esta característica de curva é comum em processos com MQL. Pode-se observar esta diferença de oscilações na figura 24.

Figura 24 – Oscilação dos valores de torque



Fonte: Elaborado pelo autor (2013).

As diferenças nas curvas da figura 24 comprovam que a lubrificação com sistemas MQL não apenas reduz os valores globais de torque, mas também promove uma usinagem mais estabilizada, principalmente em função da redução do atrito entre peça/ferramenta, cavaco/ferramenta e cavaco/peça. Esta redução fatalmente impacta num melhor deslizamento dos grãos, reduzindo desgastes e propiciando um melhor acabamento à usinagem. Este fato se deve à habilidade do fluido em penetrar na região entre o cavaco e a ferramenta, formando um filme com resistência ao cisalhamento menor que a resistência do material na interface.

Conforme Braga (2002), tanto a superfície do cavaco quanto a da ferramenta não são perfeitamente lisas. Elas são rugosas, ou seja, apresentam minúsculas saliências, asperezas em forma de picos e vales da ordem de micrômetros. Os picos mais salientes atrim-se, desgastando a ferramenta, gerando calor e uma força de atrito. Com a progressão do desgaste, pequenas partículas soldam-se no gume da ferramenta. Para reduzir esse atrito, o fluido de corte penetra na interface rugosa e como consequência, reduz-se uma parcela da geração de

calor. Também se reduz o consumo de energia, a força necessária ao corte e praticamente elimina-se a chance de partículas se fixarem na ferramenta.

Conforme Mota (2010), com a redução do calor gerado durante a usinagem da peça evita-se a perda das propriedades de corte da ferramenta e também se reduz a deformação da peça por dilatação térmica. A redução do calor também contribui para evitar que o cavaco se deforme e empaste nos canais da broca, sendo que o lubrificante acaba melhorando seu deslizamento.

A figura 24 confirma estas alegações, visto que a soma destes fatores (atrito, aquecimento e dilatação da peça, aquecimento da ferramenta e mal escoamento do cavaco) contribuem para uma usinagem menos estabilizada. O sistema MQL atenua estas condições, reduzindo o valor da força total e melhorando a rugosidade da peça, resultando em uma usinagem com acabamento final superior e que exige menos da ferramenta de corte.

## **6 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS**

Como continuidade do estudo realizado neste trabalho, poderia ser estudada a relação dos valores de torque medidos com a vida útil da ferramenta, ou seja, quantificar o quanto uma redução percentual no momento de torque impacta na durabilidade da ferramenta de furação.

Ensaio adicionais com a célula de carga projetada para este trabalho poderiam ser realizados em maior número, ou seja, com mais corpos de prova. A furação de diversos corpos de prova a seco pode ser comparada com a furação do mesmo número de corpos de prova com MQL, os valores de torque mensurados e comprados, e adicionalmente, o impacto de cada bateria de testes na ferramenta de furação.

## REFERÊNCIAS

- ÁVILA, R.F; *et al.* **Influência do fluido de corte sobre a força de usinagem e o acabamento do aço inoxidável austenítico ABNT 304.** 2004. 11f. Trabalho para VII Seminário Brasileiro do aço inoxidável - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2004.
- BALBINOT, A; BRUSAMARELLO, V.J. **Instrumentação e Fundamentos de Medidas.** Rio de Janeiro: Editora LTC, 2007.
- BORCHARDT, I.G; ZARO, M.A. **Extensômetros de resistência elétrica: Strain gauges.** Porto Alegre: Editora da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 1982.
- BORDINASSI, E. C.; ALMEIDA Fo, C. O. C.; STIPKOVIC Fo, M.; BATALHA, G. F. **Controle de rebarbação e das forças de corte em processos de furação com brocas helicoidais.** Disponível em: <[http://sites.poli.usp.br/pmr/lefa/download/iii%20conem%2021024%20rebarba\\_controle%20de%20rebarbação%20e%20das%20forças%20de%20corte%20em%20processos%20de%20furação%20com%20brocas%20helicoidais\\_usinagem.pdf](http://sites.poli.usp.br/pmr/lefa/download/iii%20conem%2021024%20rebarba_controle%20de%20rebarbação%20e%20das%20forças%20de%20corte%20em%20processos%20de%20furação%20com%20brocas%20helicoidais_usinagem.pdf)>. Acesso em: 10 ago. 2013.
- BRAGA, U.D; DINIZ, A.E; MIRANDA, G.W.A; COPPINI,N.L. Using a minimum quantity of lubrication (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of a aluminium-silicon alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 122, p. 127-138, 2002.
- COSTA, E.S; MACHADO, A.R; ROSA, S.N; SOUZA, E.A. Qualidade dos furos usinados com diferentes métodos de lubrificação e refrigeração. **Máquinas e metais.** São Paulo, n. 484, p. 140-161, mai.2006.
- DINIZ, A.E; MARCONDES, F.C; COPPINI, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais.** São Paulo: Editora Artliber, 2003.
- DORMER-TOOLS. **Manual técnico.** Disponível em: <[http://www.dormertools.com/sandvik/2531/internet/s003592.nsf/Alldocs/Product\\*2DMachiningSolutions\\*2DPDF\\*2ATH\\*2DPDFpt/\\$file/11nforma%C3%A7%C3%B5esGerais.pdf](http://www.dormertools.com/sandvik/2531/internet/s003592.nsf/Alldocs/Product*2DMachiningSolutions*2DPDF*2ATH*2DPDFpt/$file/11nforma%C3%A7%C3%B5esGerais.pdf)>. Acesso em: 28 ago. 2013.
- DRUCKER, P.F. **The Drucker Lectures: Essential Lessons on Management, Society and Economy.** New York: McGraw-Hill, 2010.
- EXCEL. **Produtos.** Disponível em: <http://www.excelsensor.com.br/>>. Acesso em: 14 set. 2013.
- FERRARESI, D. **Usinagem dos Metais: Fundamentos da Usinagem dos Metais.** São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, 1970.
- FIALHO, A.B. **Instrumentação Industrial.** São Paulo: Editora Érica Ltda, 2002.
- HOLMAN, J.P; GAJDA, W.J. **Experimental Methods for Engineers.** Tokyo: Kosaido Printing Co, 1978.

KYOWA. **Strain Gages**. Disponível em: < [http://www.kyowa-ei.co.jp/eng/product/strain\\_gages/gages](http://www.kyowa-ei.co.jp/eng/product/strain_gages/gages)>. Acesso em: 14 abr. 2013.

MCKENZIE, G. **Strain gage information**. Disponível em: < [http://www.ehow.com/about\\_6104136\\_strain-gauge-information.html](http://www.ehow.com/about_6104136_strain-gauge-information.html)>. Acesso em: 12 mar. 2013.

MICRO-MEASUREMENTS. **Strain Gage Selection - Criteria, Procedures, Recommendations**. Disponível em: < <http://www.vishaypg.com/docs/11055/tn505.pdf>>. Acesso em: 04 abr. 2013.

MOTA, M.S.A.F. **Fluidos de corte**. Disponível em: < [http://www.poli.br/~afcm/PROCES%20DE%20USINAGEM%20MOTA.11.1%20-%20C%3pia/PROC.S%20USINAGEM%20%20MOTA\(11.1\)/Fluido de corte.doc](http://www.poli.br/~afcm/PROCES%20DE%20USINAGEM%20MOTA.11.1%20-%20C%3pia/PROC.S%20USINAGEM%20%20MOTA(11.1)/Fluido%20de%20corte.doc)>. Acesso em: 27 nov. 2013.

PAULA, L.J.L. **Estudo e Desenvolvimento de Sistema de Refrigeração MQL**. Disponível em: < <http://www.unimep.br/phpg/mostracademica/anais/5mostra/1/498.pdf>>. Acesso em: 08 jun. 2013.

PICOLI, F. **Análise do torque no processo de rosqueamento com machos de roscar**. 2010. 109 f. Trabalho de conclusão de curso de graduação (Engenharia Mecânica) - Universidade do Vale do Rio dos Sinos, São Leopoldo, 2010.

PICOLI, F; FONTANA, W.A. Análise do torque no processo executado com machos. **Máquinas e metais**. São Paulo, n. 555, p. 198-209, abr.2012.

PINTO, P.R.P; SANCHES, H.A.B; MACHADO, I.F. **Construção de dispositivo para medição para forças de usinagem em processo de furação**. Disponível em: < [http://www.lfs.usp.br/IC2006/Artigos/Trabalho\\_4\\_Paulo%20Roberto\\_Henrique.pdf](http://www.lfs.usp.br/IC2006/Artigos/Trabalho_4_Paulo%20Roberto_Henrique.pdf)>. Acesso em: 10 mai. 2013.

SANDVIK-COROMANT. **Fluido de corte**. Disponível em: < [http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/drilling/getting\\_started/cutting\\_fluid/pages/default.aspx](http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/drilling/getting_started/cutting_fluid/pages/default.aspx)>. Acesso em: 26 abr. 2013.

SARANGI, H; MURTHY, K.S.R.K; CHAKRABORTY, D. Optimum strain gage location for evaluating stress intensity factors in single and double ended cracked configurations. **Engineering Fracture Mechanics**, n. 77, p. 3190-3203, 2010. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com>>. Acesso em: 01 abr. 2013.

SHIGLEY, J.E; MISCHKE, C.R. **Projeto de Engenharia Mecânica**. Porto Alegre: Editora Bookman, 2008.

STEMMER, C.E. **Ferramentas de Corte II**. Florianópolis: Editora da Universidade Federal de Santa Catarina, 2005.

UCS, Universidade de Caxias do Sul. **Institucional - A Universidade hoje**. Disponível em <<http://www.ucs.br/site/institucional/a-ucs- hoje>>. Acesso em 21 mar. 2013.

VIEIRA, R.S. *et al.* **Apostila de Extensometria - GRANTE**, Grupo de Análise e projeto Mecânico da Universidade Federal de Santa Catarina.. Florianópolis: Laboratório da UFSC,

2004. Disponível em: < <http://www.grante.ufsc.br/download/SG-Apostila.pdf>>. Acesso em: 22 mar.2013.

WEBER, A.L. **Dispositivo para medição simultânea de compressão e torque**. 1997. 72 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalurgia e de Materiais, Porto Alegre, 1997.

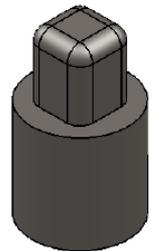
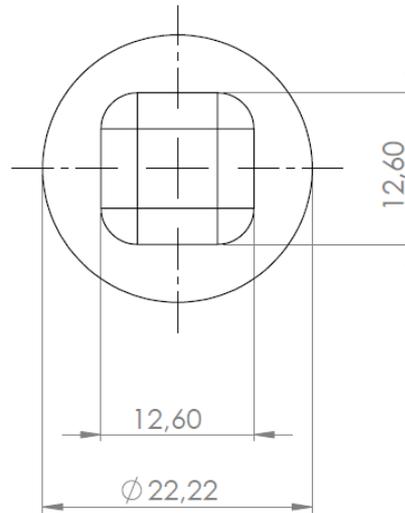
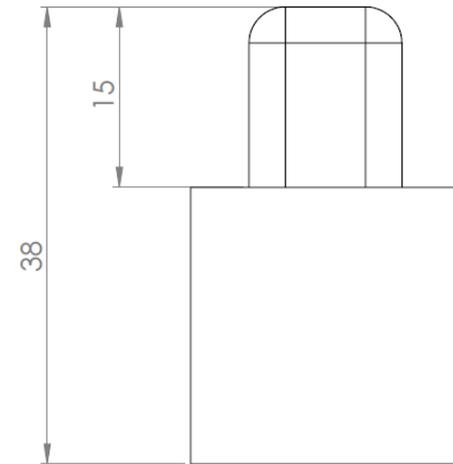
WYATT, J.E; BERRY, J.T. A new technique for the determination of superficial residual stresses associated with machining and other manufacturing processes. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 171, p. 132-140, 2006. Disponível em: <<http://www.science-direct.com>>. Acesso em: 01 abr. 2013.

**APÊNDICE A - DESENHOS DE COMPONENTES FABRICADOS**

Fonte: Autor (2013).

EM CASO DE DÚVIDA CONSULTAR PADRÃO INTERNO - PI 009

NÃO UTILIZE ESCALA SOBRE O DESENHO.



**TOLERÂNCIAS NÃO ESPECIFICADAS SÃO CONFORME NORMA DIN 7168 - MÉDIO**

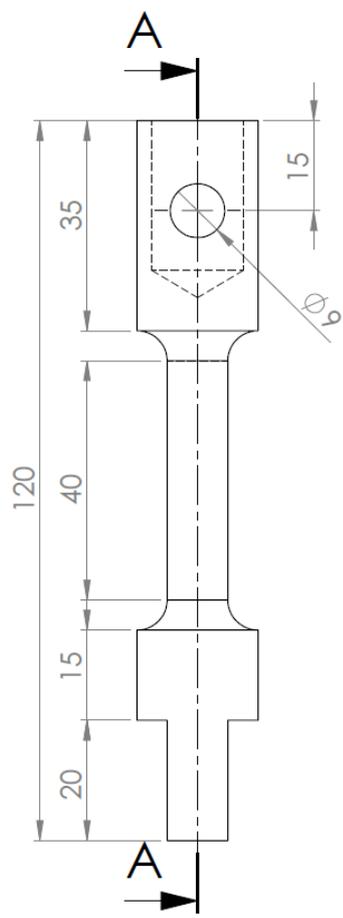
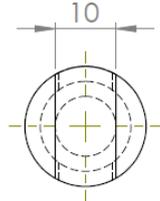
GRAU DE PRECISÃO ±	>0,5 <3	>3 <6	>6 <30	>30 <120	>120 <315	>315 <1000	>1000 <2000	>2000 <4000	>4000 <8000	>8000 <12000	>12000 <16000	>16000 <20000	ANGULAR ±
FINO	0,05	0,05	0,10	0,15	0,20	0,30	0,50	0,80	-	-	-	-	>10<50 = 0°30'
MÉDIO	0,10	0,10	0,20	0,30	0,50	0,80	1,20	1,20	3,00	4,00	5,00	6,00	>50<120 = 0°20'
GROSSEIRO	0,15	0,20	0,50	0,80	1,20	2,00	3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	>120<400 = 0°10'
MUITO GROSSEIRO	-	0,50	1,00	1,50	2,00	3,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	12,00	>400 = 0°5'

PROJETISTA <b>Giovani Pasquali</b>		DATA <b>29/8/13</b>	BENEFICIAMENTO/TRATAMENTO TÉRMICO -	RUGOSIDADE NÃO INDICADA	
DESENHISTA <b>Giovani Pasquali</b>		DATA <b>29/8/13</b>	ACABAMENTO SUPERFICIAL -	✓	
APROVAÇÃO <b>Rodrigo Zeilmann</b>		VISTO <b>29/8/13</b>	MATERIAL/CÓDIGO <b>AISI 1020 - Ø 7/8" x 40 mm</b>		
ESCALA <b>2:1</b>	PROJEÇÃO 	PESO kg PB PL <b>0.087</b>	DESCRIÇÃO <b>Corpo de prova para pré-teste inicial</b>		CÓDIGO -

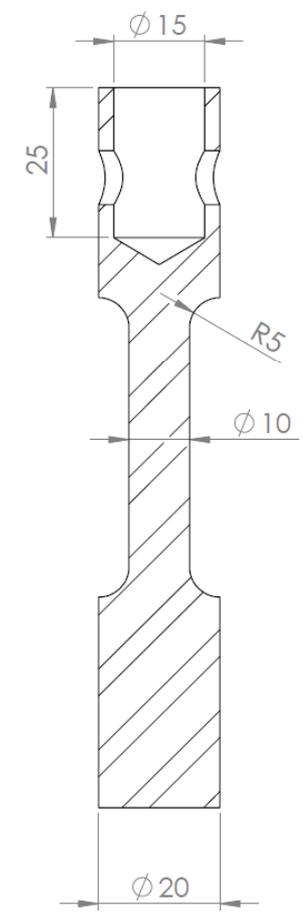
NÃO UTILIZE ESCALA SOBRE O DESENHO. EM CASO DE DÚVIDA CONSULTAR PADRÃO INTERNO - PI 009

**TOLERÂNCIAS NÃO ESPECIFICADAS SÃO CONFORME NORMA DIN 7168 - MÉDIO**

GRAU DE PRECISÃO ±	>0,5	>3	>6	>30	>120	>315	>1000	>2000	>4000	>8000	>12000	>16000	ANGULAR ±
	<3	<6	<30	<120	<315	<1000	<2000	<4000	<8000	<12000	<16000	<20000	
X FINO	0,05	0,05	0,10	0,15	0,20	0,30	0,50	0,80	-	-	-	-	>10<50=0°30'
MÉDIO	0,10	0,10	0,20	0,30	0,50	0,80	1,20	1,20	3,00	4,00	5,00	6,00	>50<120=0°20'
GROSSEIRO	0,15	0,20	0,50	0,80	1,20	2,00	3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	>120<400=0°10'
MUITO GROSSEIRO	-	0,50	1,00	1,50	2,00	3,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	12,00	>400=0°5'



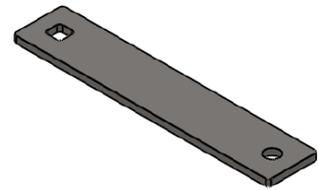
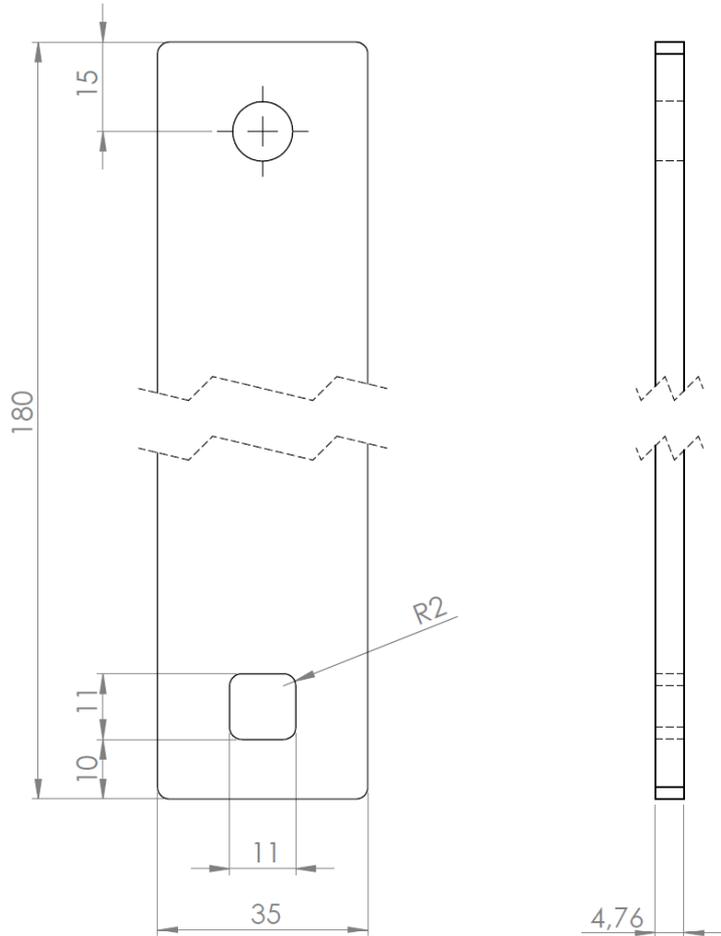
Corte A-A



PROJETISTA <b>Giovani Pasquali</b>	DATA <b>30/8/13</b>	BENEFICIAMENTO/TRATAMENTO TÉRMICO -	Acabamento Superficial	
DESENHISTA <b>Giovani Pasquali</b>	DATA <b>30/8/13</b>	ACABAMENTO SUPERFICIAL -		
APROVAÇÃO <b>Rodrigo Zeilmann</b>	VISTO <b>30/8/13</b>	MATERIAL/CÓDIGO <b>AISI 1045 Aço, trefilado - 07/8" x 125 mm</b>		
ESCALA <b>1:1</b>	PROJEÇÃO 	PESO Kg <b>0.381</b> PL <b>0.148</b>	DESCRIÇÃO <b>Haste de ensaio</b>	CÓDIGO -

NÃO UTILIZE ESCALA SOBRE O DESENHO. EM CASO DE DÚVIDA CONSULTAR PADRÃO INTERNO - PI 009

TOLERÂNCIAS NÃO ESPECIFICADAS SÃO CONFORME NORMA DIN 7168 - MÉDIO													
GRAU DE PRECISÃO ±	>0,5 <3	>3 <6	>6 <30	>30 <120	>120 <315	>315 <1000	>1000 <2000	>2000 <4000	>4000 <8000	>8000 <12000	>12000 <16000	>16000 <20000	ANGULAR ±
X FINO	0,05	0,05	0,10	0,15	0,20	0,30	0,50	0,80	-	-	-	-	>10<50=0°30'
MÉDIO	0,10	0,10	0,20	0,30	0,50	0,80	1,20	1,20	3,00	4,00	5,00	6,00	>50<120 =0°20'
GROSSEIRO	0,15	0,20	0,50	0,80	1,20	2,00	3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	>120<400 =0°10'
MUITO GROSSEIRO	-	0,50	1,00	1,50	2,00	3,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	12,00	>400 =0°5'



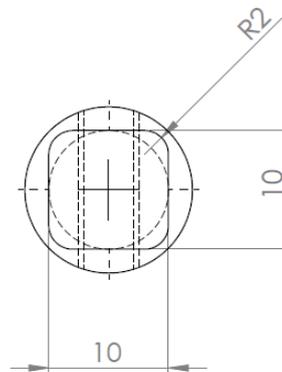
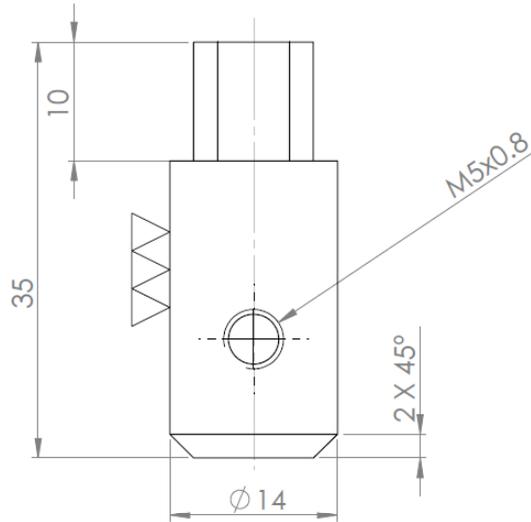
PROJETISTA <b>Giovani Pasquali</b>	DATA <b>31/8/13</b>	BENEFICIAMENTO/TRATAMENTO TÉRMICO -	RUGOSIDADE NÃO INDICADA	
DESENHISTA <b>Giovani Pasquali</b>	DATA <b>31/8/13</b>	ACABAMENTO SUPERFICIAL -	✓	
APROVAÇÃO <b>Rodrigo Zeilmann</b>	VISTO <b>31/8/13</b>	MATERIAL/CÓDIGO <b>AISI 1020 - Chapa Espessura 3/16"</b>		
ESCALA <b>1:1</b>	PROJEÇÃO 	PESO kg <b>0.237</b> PL <b>0.230</b>	DESCRIÇÃO <b>Regua de Calibração</b>	CÓDIGO -

EM CASO DE DÚVIDA CONSULTAR PADRÃO INTERNO - PI 009

NÃO UTILIZE ESCALA SOBRE O DESENHO.

**TOLERÂNCIAS NÃO ESPECIFICADAS SÃO CONFORME NORMA DIN 7168 - MÉDIO**

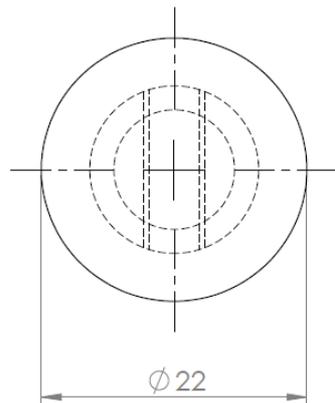
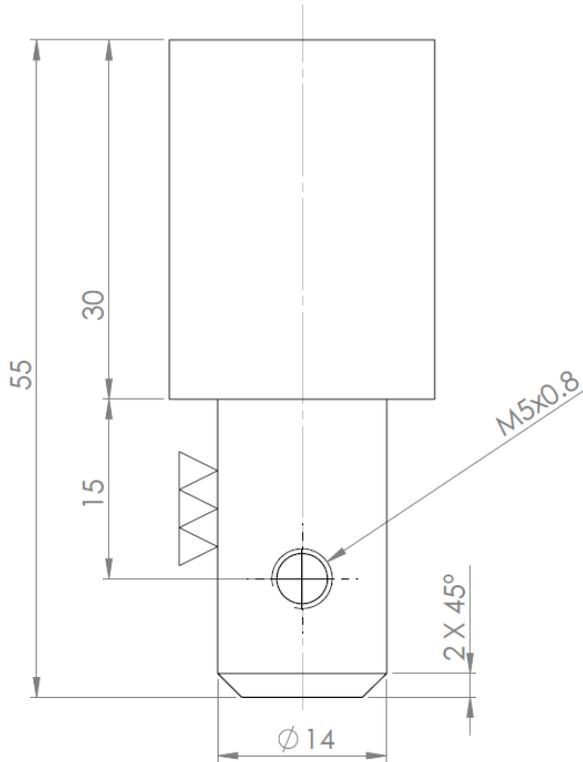
GRAU DE PRECISÃO ±		>0,5 <3	>3 <6	>6 <30	>30 <120	>120 <315	>315 <1000	>1000 <2000	>2000 <4000	>4000 <8000	>8000 <12000	>12000 <16000	>16000 <20000	ANGULAR ±
X	FINO	0,05	0,05	0,10	0,15	0,20	0,30	0,50	0,80	-	-	-	-	<10=1°
	MÉDIO	0,10	0,10	0,20	0,30	0,50	0,80	1,20	1,20	3,00	4,00	5,00	6,00	>10<50=0°30'
	GROSSEIRO	0,15	0,20	0,50	0,80	1,20	2,00	3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	>50<120=0°20'
	MUITO GROSSEIRO	-	0,50	1,00	1,50	2,00	3,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	12,00	>120<400=0°10'
														>400=0°5'



PROJETISTA <b>Giovani Pasquali</b>	DATA <b>30/8/13</b>	BENEFICIAMENTO/TRATAMENTO TÉRMICO -	RUGOSIDADE NÃO INDICADA	 UNIVERSIDADE DE CAXIAS DO SUL
DESENHISTA <b>Giovani Pasquali</b>	DATA <b>30/8/13</b>	ACABAMENTO SUPERFICIAL -	✓	
APROVAÇÃO <b>Rodrigo Zeilmann</b>	VISTO <b>30/8/13</b>	MATERIAL/CÓDIGO <b>AISI 1020 - Ø 5/8" x 35 mm</b>		
ESCALA <b>2:1</b>	PROJEÇÃO 	PESO kg PB 0.055 PL 0.036	DESCRIÇÃO <b>Peça para calibração</b>	CÓDIGO -

NÃO UTILIZE ESCALA SOBRE O DESENHO. EM CASO DE DÚVIDA CONSULTAR PADRÃO INTERNO - PI 009

TOLERÂNCIAS NÃO ESPECIFICADAS SÃO CONFORME NORMA DIN 7168 - MÉDIO														
X	GRAU DE PRECISÃO ±	>0,5 <3	>3 <6	>6 <30	>30 <120	>120 <315	>315 <1000	>1000 <2000	>2000 <4000	>4000 <8000	>8000 <12000	>12000 <16000	>16000 <20000	ANGULAR ±
														<10=1°
	FINO	0,05	0,05	0,10	0,15	0,20	0,30	0,50	0,80	-	-	-	-	>10<50=0°30'
	MÉDIO	0,10	0,10	0,20	0,30	0,50	0,80	1,20	1,20	3,00	4,00	5,00	6,00	>50<120=0°20'
	GROSSEIRO	0,15	0,20	0,50	0,80	1,20	2,00	3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	>120<400=0°10'
	MUITO GROSSEIRO	-	0,50	1,00	1,50	2,00	3,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	12,00	>400=0°5'



∇∇ (∇∇∇)

PROJETISTA <b>Giovani Pasquali</b>	DATA <b>30/8/13</b>	BENEFICIAMENTO/TRATAMENTO TÉRMICO -	RUGOSIDADE NÃO INDICADA	 UNIVERSIDADE DE CAXIAS DO SUL
DESENHISTA <b>Giovani Pasquali</b>	DATA <b>30/8/13</b>	ACABAMENTO SUPERFICIAL -		
APROVAÇÃO <b>Rodrigo Zeilmann</b>	VISTO <b>30/8/13</b>	MATERIAL/CÓDIGO <b>AISI 1045 - Ø 25 x 60 mm</b>		
ESCALA <b>2:1</b>	PROJEÇÃO 	PESO kg PB <b>0.184</b> PL <b>0.118</b>	DESCRIÇÃO <b>Corpo de prova com furação</b>	CÓDIGO -

**APÊNDICE B - TABELA DE CÁLCULO DE INCERTEZA**

Fonte: Autor (2013).

**Tabela de cálculo da incerteza na medição de torque (força X distância)**

Símbolo	Descrição da Fonte de Incerteza	Valor de Entrada ( $\pm$ ) (Xi)	Unidade de Medida	Distribuição de Probabilidade	Divisor	Incerteza Padrão U	Coefficiente de Sensibilidade (Ci)	Contribuição da Incerteza U (iy)	Graus de Liberdade (Vi/Veff)
	Erro de excentricidade	0,009807	N	Retangular	1,73	0,00566	0,1495	0,00085	$\infty$
	Incerteza de calibração	0,019613	N	t-Student	2,00	0,00981	0,1495	0,00147	$\infty$
	Erro de indicação	0,019013	N	Retangular	1,73	0,01132	0,1495	0,00169	$\sim$
	Erro de repetitividade	0,009807	N	Retangular	1,73	0,00566	0,1495	0,00085	$\infty$
	Erro de linearidade	0,020000	N,m	Retangular	1,73	0,01155	1,0000	0,01155	$\infty$
	Incerteza do paquímetro	0,000025	m	t-Student	2,00	0,00001	14,2500	0,00018	$\sim$
<b>Uc (y)</b>	<b>Incerteza Combinada</b>			t				0,01185	
<b>U</b>	<b>Incerteza Expandida</b>			K=		2,00		0,02365	10987

\* Utilizada teoria das incertezas conforme Weber (1997) com os dados de oscilação da medida retirados do certificado de aferição da balança utilizada na pesagem das massas. Certificado encontra-se no anexo A deste trabalho.

**ANEXO A - CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO DE BALANÇA**

Fonte: Universidade de Caxias do Sul (2013).



Federação das Indústrias do Estado do Rio Grande do Sul - FIERGS  
Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial - SENAI



## SENAI CETEMP - LABORATÓRIO DE ENSAIO E CALIBRAÇÃO

Rede Brasileira de Calibração

### CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO Nº 02107/12

Laboratório da área de massa

Ordem de serviço: 183

Data da calibração: 4/5/2012

**1 - CLIENTE** Fundação Universidade de Caxias do Sul  
Rua Francisco Getúlio Vargas, 1130 Caxias do Sul - RS

#### 2 - IDENTIFICAÇÃO DO PADRÃO CALIBRADO

Balança eletrônica digital, com intervalo de indicação de 0 a 6000 g e resolução de 1 g.

Identificação: BALAN-04 Fabricante: Filizola Nº de fabricação/série: ---- Modelo: ----

#### 3 - RASTREABILIDADE DOS PADRÕES UTILIZADOS

Coleção de pesos padrão: 3346, classe F1, com certificado de calibração RBC nº 2329/11, emitido pelo CETEMP, válido até 05/2012. Peso Padrão: 106029, classe E2, com certificado de calibração nº M-34896/11, emitido pela KN Waagen, válido até 04/2016. Peso Padrão: 106031, classe E2, com certificado de calibração nº M-34898/11, emitido pela KN Waagen, válido até 04/2016.

#### 4 - PROCEDIMENTO DE CALIBRAÇÃO

Procedimento interno: PRI 631/101 rev. 01.

Norma de referência: OIML R 76-1:2006 e OIML R 111:2004.

Condições ambientais: Temperatura:  $(21 \pm 5)^\circ\text{C}$  Umidade relativa:  $(68 \pm 10)\%$  Pressão atm.:  $(938 \pm 50)$  hPa

Método de calibração: foi realizada através do Método de Comparação Direta, aplicando uma pré-carga mínima de 80% da balança. Após foi realizada três (3) séries de medição crescente e o resultado é a média das medições mais a correções do erro do padrão.

#### 5 - RESULTADOS

Ver resultados página 2/2.

#### 6 - INCERTEZA DE MEDIÇÃO

A incerteza expandida de medição relatada é declarada como a incerteza padrão de medição multiplicada pelo fator de abrangência k, que para uma distribuição normal corresponde a uma probabilidade de abrangência de aproximadamente 95%. A incerteza padrão da medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02.

#### 7 - NOTAS

Ver notas página 2/2.

18/05/2012

X

Signatário Autorizado

Assinado por: LAERCIO RIGODANZO:72902370059

Este certificado atende aos requisitos de acreditação da Cgcre que avaliou a competência do laboratório e comprovou sua rastreabilidade ao Sistema Internacional de Unidades - SI. A reprodução deste certificado só poderá ser feita de forma integral. Os resultados deste certificado referem-se exclusivamente ao padrão submetido à calibração nas condições especificadas, não sendo extensivo a quaisquer lotes.

#### SENAI CETEMP - LABORATÓRIO DE ENSAIO E CALIBRAÇÃO

Rodovia BR 116, 3239 - São Leopoldo / RS - CEP 93025-000 - Tel.: (51) 3579-5945 - (51) 3579-5913 - Fax: (51) 3589-1161  
e-mail: lab.cetemp@uol.com.br



Federação das Indústrias do Estado do Rio Grande do Sul - FIERGS  
Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial - SENAI



## SENAI CETEMP - LABORATÓRIO DE ENSAIO E CALIBRAÇÃO

Rede Brasileira de Calibração

### CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO Nº 02107/12

Laboratório da área de massa

Ordem de serviço: 183

Data da calibração: 4/5/2012

**1 - CLIENTE** Fundação Universidade de Caxias do Sul  
Rua Francisco Getúlio Vargas, 1130 Caxias do Sul - RS

#### 2 - IDENTIFICAÇÃO DO PADRÃO CALIBRADO

Balança eletrônica digital, com intervalo de indicação de 0 a 6000 g e resolução de 1 g.

Identificação: BALAN-04 Fabricante: Filizola Nº de fabricação/série: ---- Modelo: ----

#### 3 - RASTREABILIDADE DOS PADRÕES UTILIZADOS

Coleção de pesos padrão: 3346, classe F1, com certificado de calibração RBC nº 2329/11, emitido pelo CETEMP, válido até 05/2012. Peso Padrão: 106029, classe E2, com certificado de calibração nº M-34896/11, emitido pela KN Waagen, válido até 04/2016. Peso Padrão: 106031, classe E2, com certificado de calibração nº M-34898/11, emitido pela KN Waagen, válido até 04/2016.

#### 4 - PROCEDIMENTO DE CALIBRAÇÃO

Procedimento interno: PRI 631/101 rev. 01.

Norma de referência: OIML R 76-1:2006 e OIML R 111:2004.

Condições ambientais: Temperatura:  $(21 \pm 5)^\circ\text{C}$  Umidade relativa:  $(68 \pm 10)\%$  Pressão atm.:  $(938 \pm 50)$  hPa

Método de calibração: foi realizada através do Método de Comparação Direta, aplicando uma pré-carga mínima de 80% da balança. Após foi realizada três (3) séries de medição crescente e o resultado é a média das medições mais a correções do erro do padrão.

#### 5 - RESULTADOS

Ver resultados página 2/2.

#### 6 - INCERTEZA DE MEDIÇÃO

A incerteza expandida de medição relatada é declarada como a incerteza padrão de medição multiplicada pelo fator de abrangência k, que para uma distribuição normal corresponde a uma probabilidade de abrangência de aproximadamente 95%. A incerteza padrão da medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02.

#### 7 - NOTAS

Ver notas página 2/2.

18/05/2012

X

Signatário Autorizado

Assinado por: LAERCIO RIGODANZO:72902370059

Este certificado atende aos requisitos de acreditação da Cgcre que avaliou a competência do laboratório e comprovou sua rastreabilidade ao Sistema Internacional de Unidades - SI. A reprodução deste certificado só poderá ser feita de forma integral. Os resultados deste certificado referem-se exclusivamente ao padrão submetido à calibração nas condições especificadas, não sendo extensivo a quaisquer lotes.

#### SENAI CETEMP - LABORATÓRIO DE ENSAIO E CALIBRAÇÃO

Rodovia BR 116, 3239 - São Leopoldo / RS - CEP 93025-000 - Tel.: (51) 3579-5945 - (51) 3579-5913 - Fax: (51) 3589-1161  
e-mail: lab.cetemp@uol.com.br