

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS** 

## PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM

ENGENHARIA MECÂNICA

## DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÃO DE UMA METODOLOGIA PARA PREVISÃO DE VIDA DE EIXOS DE MANDRIS DE BOBINADEIRAS DE LAMINAÇÃO A FRIO SUBMETIDOS A DANOS ACUMULADOS POR FADIGA

SERGIO ROLLA GUIMARÃES

Belo Horizonte, 05 de fevereiro de 2009.

Sérgio Rolla Guimarães

## DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÃO DE UMA METODOLOGIA PARA PREVISÃO DE VIDA DE EIXOS DE MANDRIS DE BOBINADEIRAS DE LAMINAÇÃO A FRIO SUBMETIDOS A DANOS ACUMULADOS POR FADIGA

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica. Área de concentração: Projeto Mecânico Orientador: Prof. Antônio Eustáquio de Melo Pertence UFMG

> Belo Horizonte Escola de Engenharia da UFMG Ano 2009



Universidade Federal de Minas Gerais Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica Av. Antônio Carlos, 6627 – Pampulha 31.270-901 – Belo Horizonte – MG. Tel.: +55 31 3499-5145 – Fax: + 55 31 3443-3783 www.demec.ufmg.br – E-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

## DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÃO DE UMA METODOLOGIA PARA PREVISÃO DE VIDA DE EIXOS DE MANDRIS DE BOBINADEIRAS DE LAMINAÇÃO A FRIO SUBMETIDOS A DANOS ACUMULADOS POR FADIGA

## SERGIO ROLLA GUIMARÃES

Dissertação defendida e aprovada em 05, de fevereiro de 2009, pela Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Projeto Mecânico**".

Prof. Dr. Antônio Eustáquio de Melo Pertence - UFMG - Orientador

Prof. Dr. Paulo Roberto Cetlin – UFMG – Examinador

Prof. Dr. Haroldo Béria Campos - UFMG - Examinador

Prof. Dr. Gustavo Luiz C. M. Abreu - UNESP - Examinador

Aos meus filhos Vitor e Henrique e a minha esposa Vitória

### AGRADECIMENTOS

Agradeço ao prezado Professor Antônio Eustáquio de Melo Pertence por sua orientação, dedicação e pelo tratamento sempre cordial.

Ao grande amigo Gustavo Luiz Chagas Manhães de Abreu por sua valiosa dedicação e orientação durante o desenvolvimento deste trabalho.

Ao meu pai Milton Guimarães pelos ensinamentos e valorização ao ensino e a pesquisa.

A minha mãe Rosária pela dedicação e acolhida sempre carinhosa em B.H.

A Arcelor Mittal Inox Brasil, em nome dos gerentes, Willian de Maria Carvalho e Adailton de Souza Soares pela cessão das imagens e base de dados e oportunidade ao meu crescimento profissional.

Aos grandes amigos da engenharia de manutenção da Arcelor Mittal pelo incentivo e apoio técnico.

Agradecimento especial ao amigo Watson José Alves Sousa pela confecção dos desenhos.

Ao amigo José Luiz Perez Quero pelo incentivo e apoio em minha formação profissional.

Ao amigo Dante M. Pozzi pelo incentivo e indicação do tema.

# SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	8
LISTA DE TABELAS	9
LISTA DE GRAFICOS	10
NOMENCLATURA	12
RESUMO	14
1. INTRODUÇÃO	15
1.1 Objetivos	17
1.2 Motivação do trabalho	18
2. REVISÃO BIBLIOGRAFICA	19
2.1 Bobinadeiras de Laminação a Frio	19
2.1.1 Eixos de Mandris	20
2.2 Fadiga em metais	23
2.2.1 Mecanismo do dano por fadiga	25
2.3 Acúmulo de Danos por Fadiga	29
2.4 Quantificação do dano	34
3. METODOLOGIA	36
3.1 Metodologia para a previsão de vida de eixos de mandris	36
3.2 Aplicação da metodologia em eixos de mandris	41
3.3 Fluxograma	42
3.4 Automatização de aplicação da metodologia	44
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	45
4.1 Dados do caso experimental I	45
4.2 Dados do Caso Experimental II	48
4.3 Resultados do Caso Experimental I	50
4.3.1 Dados do carregamento	50
4.3.2 Amplitude da tensão média resultante	54
4.3.3 Número de ciclos N da curva S-N	56
4.3.4 Dano parcial	57
4.3.5 Dano final acumulado	58
4.3.5.1 Análise do dano final acumulado	60
4.4 Resultados do Caso Experimental II	63
4.4.1 Dados do carregamento	63
4.4.2 Amplitude da tensão média resultante	67
4.4.3 Número de ciclos N da curva S-N	70
4.4.4 Dano parcial	70
4.4.5 Dano final acumulado	73
4.4.5.1 Análise do dano final acumulado	74
4.5 Simulação da aplicação de ciclos unitários de tensão para os casos I e II	78
4.6 Discussão dos resultados dos casos I e II	80
4.6.1 Análise dos dados dos eixos	80
4.6.2 Análise dos resultados – Amplitude da tensão média	81
4.6.3 Análise dos Resultados – Tensão unitária	85
4.6.4 Análise adicional da aplicação da regra linear	87
4.7 Resultados dos Casos Experimentais III e IV	89
4.7.1 Validação do modelo - caso experimental III	89
4.7.2 Análise de viabilidade - caso experimental IV	94
5. CONCLUSÕES	97

5.1 Sugestões para trabalhos futuros	
ABSTRACT	
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	
ANEXO A	
ANEXO B	
ANEXO C	
ANEXO D	
ANEXO E	
ANEXO F	

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1- Fluxo de produção da ArcelorMittal Inox Brasil.	19
FIGURA 2.2- Linha de Processo Típica.	20
FIGURA 2.3- (a) Bobinadeira e (b) Interior da caixa redutora	20
FIGURA 2.4- Conjunto do Mandril.	21
FIGURA 2.5- Detalhe do Eixo de Mandril.	23
FIGURA 2.6- Diagrama S-N	24
FIGURA 2.7- Estágios I e II da trinca por fadiga (Lee et al, 2005)	27
FIGURA 2.8- Estágios da Vida em Fadiga.	28
FIGURA 2.9- Ordem de Magnitude entre Vidas	33
FIGURA 3.1- Processo de fadiga de um eixo de mandril durante o bobinamento	37
FIGURA 3.2- Disposição geral dos componentes e localização da seção crítica	38
FIGURA 3.3- Sequência de blocos de carregamento com amplitudes variáveis	41
FIGURA 3.4- Representação do dano parcial provocado por cada bobina	42
FIGURA 4.1- Conjunto da Desbobinadeira da Linha de Recozimento.	46
FIGURA 4.2- Detalhe da fratura do eixo do caso I	46
FIGURA 4.3- Conjunto da bobinadeira da linha de corte longitudinal.	48
FIGURA 4.4- Detalhe da fratura do eixo do caso II.	49
FIGURA 4.5- Interface gráfica – Caso I.	53
FIGURA 4.6- Cópia da tela do programa de edição da macro em VBA - Caso I	54
FIGURA 4.7- Parte da tabela de resultados gerada – Caso I	54
FIGURA 4.8- Interface gráfica – Caso II.	66
FIGURA 4.9- Cópia da tela do programa de edição da macro em VBA - Caso II	67
FIGURA 4.10- Parte da tabela de resultados gerada – Caso II	67
FIGURA 4.11- Ilustração da ordem de magnitude entre vidas N obtidos da curva S-N	
	88
FIGURA 4.12 - Conjunto da Bobinadeira da Linha de Preparação de Bobinas	89
FIGURA 4.13 - Detalhe da revelação do ensaio com LP da seção crítica do eixo	92

## LISTA DE TABELAS

47
nte
47
49
nte
50
80
81
86
88
90
ente
90
93
94
96

## LISTA DE GRAFICOS

GRÁFICO 4.1 - Distribuição do peso das bobinas no período de operação do mandri	1.51
GRÁFICO 4.2 - Distribuição do peso das bobinas acima de 24 t.	. 51
GRÁFICO 4.3 - Distribuição da faixa de espessura das bobinas	. 52
GRÁFICO 4.4 - Distribuição da faixa de largura das bobinas	. 52
GRÁFICO 4.5 - Distribuição da amplitude da tensão média resultante.	. 55
GRÁFICO 4.6 - Amplitude da tensão média de cada bobina em função do número de	e
ciclos	. 55
GRÁFICO 4.7 - Ampliação do gráfico 4.6 no trecho 2,0 $E^{+05}$ a 3,0 $E^{+05}$ ciclos	. 56
GRÁFICO 4.8 - Distribuição dos valores dos ciclos N obtidos da curva S-N.	. 56
GRÁFICO 4.9 - Distribuição do dano parcial.	. 57
GRÁFICO 4.10 - Evolução do dano parcial.	. 58
GRÁFICO 4.11 - Dano acumulado em função do número de ciclos de carregamento.	. 59
GRÁFICO 4.12 - Dano acumulado em função dos anos em operação.	. 59
GRÁFICO 4.13 - Evolução do dano final acumulado.	. 60
GRÁFICO 4.14 - Evolução do dano final acumulado no 5º ano	. 60
GRÁFICO 4.15 - Evolução do dano final acumulado no 9º ano	. 61
GRÁFICO 4.16 - Detalhe da evolução do dano final acumulado no 9º ano	. 62
GRÁFICO 4.17 - Participação do dano parcial e da quantidade de bobinas na	
construção do dano acumulado	. 62
GRÁFICO 4.18 - Distribuição do peso das bobinas no período do 2º ao 22º ano.	. 63
GRÁFICO 4.19 - Distribuição do peso das bobinas no período do 18º ao 22º ano	. 64
GRÁFICO 4.20 - Distribuição da faixa de espessura no período do 2º ao 22º ano	. 64
GRÁFICO 4.21- Distribuição da faixa de espessura (0.4 a 1.0 mm) no período do 2°	ao
22° ano.	. 65
GRÁFICO 4.22 - Distribuição da faixa de largura no período do 2º ao 22º ano	. 65
GRÁFICO 4.23 - Distribuição da amplitude da tensão média resultante - 1º ao 22º ar	no.
, <u>1</u>	. 68
GRÁFICO 4.24 - Distribuição da amplitude da tensão média resultante -18º ao 22º a	no.
, <b>1</b>	. 68
GRÁFICO 4.25 - Amplitude da tensão média de cada bobina em função do número o	de
ciclos	. 69
GRÁFICO 4.26 - Ampliação do gráfico 4.25 no trecho 2,5 E <sup>+05</sup> a 3,0 E <sup>+05</sup> ciclos	. 69
GRÁFICO 4.27 - Distribuição dos valores dos ciclos N obtidos da curva S-N - perío	do
18° ao 22° ano.	. 70
GRÁFICO 4.28 - Distribuição do dano parcial – período do 1º ao 22º ano	. 71
GRÁFICO 4.29 - Distribuição do dano parcial – período do 18º ao 22º ano	. 71
GRÁFICO 4.30 - Evolução do dano parcial - período do 1º ao 22º ano	. 72
GRÁFICO 4.31 - Evolução do dano parcial - período do 18º ao 22º ano	. 72
GRÁFICO 4.32 - Dano acumulado em função do número de ciclos de carregamento.	. 73
GRÁFICO 4.33 - Dano acumulado em função do 1º ao 22º ano.	. 74
GRÁFICO 4.34 - Evolução do dano final acumulado – período do 1º ao 22º ano	. 74
GRÁFICO 4.35 - Evolução do dano final acumulado – período 1º ao 17º ano	. 75
GRÁFICO 4.36 - Evolução do dano final acumulado – período do 18º ao 22º ano	. 76
GRÁFICO 4.37 - Detalhe da evolução do dano final acumulado – 19º ano.	. 76
GRÁFICO 4.38 - Participação do dano parcial e da guantidade de bobinas no dano	
acumulado	. 77
GRÁFICO 4.39 - Variação do dano parcial em função da espessura.	. 78

GRÁFICO 4.40 - Dano acumulado função do N°. de ciclos de carregamento - Caso I	70
GRÁFICO 4.41- Dano acumulado função do N°. de ciclos de carregamento - Caso II	70
GRÁFICO 4.42 - Participação do dano parcial e da quantidade de bobinas no dano	'9 >л
GRAFICO 4.43 - Comparação dos perfis de distribuição dos pesos das bobinas	35
bobina em função da aplicação de tensão unitária versus amplitude da tensão média - Caso II	37
GRÁFICO 4.45 - Distribuição do peso das bobinas no período de 19 anos	)1 )1
GRÁFICO 4.47- Distribuição do peso das bobinas no período do 2º ao 7º ano	)5
·	)5

## NOMENCLATURA

## Letras Latinas

C <sub>sup</sub>	fator de superfície
C <sub>tam</sub>	fator de tamanho
D	dano
d	diâmetro do eixo [mm]
dm	diâmetro do mandril [mm]
е	espessura da tira [mm]
J	momento de inércia da seção [mm <sup>4</sup> ]
k	espira
<b>K</b> <sub>f</sub>	fator de concentração de fadiga
$K_t$	fator de concentração de tensões
L	distância [mm]
l	largura [mm]
М	momento fletor [Nm]
Ν	total de ciclos aplicados sob tensão amplitude constante obtidos da curva <i>S-N</i>
n	ciclos aplicados
Р	peso [N]
q	sensibilidade ao entalhe
$S_n$	limite de fadiga [MPa]
$S_u$	limite de ruptura [MPa]
Τ	torque [Nm]
W	momento resistente à torção [mm <sup>3</sup> ]

## Letras Gregas

 $\rho$  peso específico [kg/m<sup>3</sup>]

σ tensão [MPa]

### RESUMO

Neste trabalho é apresentado o desenvolvimento de uma metodologia para previsão de vida de eixos de mandris de bobinadeiras de laminação a frio, submetidos a danos acumulados por fadiga. A metodologia proposta baseia-se no acúmulo de danos por fadiga da peça, onde o histórico cronológico do carregamento e as características físicas e geométricas do eixo do mandril são introduzidos no modelo de previsão de vida. A regra linear de danos cumulativos de Miner é utilizada para quantificar o dano à fadiga do eixo do mandril provocado por cada bobina processada. O objetivo principal deste trabalho é o de propor uma metodologia para ser aplicada pela manutenção como ferramenta de controle na estimativa de vida de eixos de mandris submetidos a danos acumulados por fadiga, a partir do histórico de carregamento e das características físicas e geométricas do eixo. A metodologia foi aplicada inicialmente em dois casos experimentais para ajuste e verificação da adequação do modelo. Foi observado que o tipo e següência de carregamento exercem influência significativa no resultado do dano final acumulado e no grau de ajuste ao modelo linear proposto. Para os casos com carregamentos mais próximos do limite de fadiga da seção crítica do eixo, observou-se uma melhor adequação ao modelo linear. A aplicação da metodologia foi validada em um terceiro caso, onde o eixo foi retirado para inspeção durante o período de vida útil. Foi realizada também uma análise de viabilidade, em um quarto caso, onde se demonstra os benefícios atingidos com aplicação da metodologia, tendo em vista a alta margem de contribuição dos aços planos e o tempo de parada envolvido. A adoção desta metodologia pela área de manutenção permitirá o cálculo da previsão da vida útil dos eixos, funcionando como um método de controle que poderá orientar as ações da manutenção, quanto aos eixos de mandris.

Palavras Chaves: eixo de mandril, bobinadeira, danos acumulados, fadiga, regra de Miner.

### 1. INTRODUÇÃO

O cenário de permanente dependência brasileira de produtos siderúrgicos importados começou a mudar a partir de 1946, quando a CSN foi inaugurada. O ano de 1950, quando a usina já funcionava com todas as suas linhas, pode ser tomado como marco de um novo ciclo de crescimento da siderurgia brasileira. A produção nacional de aço bruto alcançava 788 mil toneladas/ano iniciando uma fase de crescimento continuado da produção de aço no país. No começo dos anos 70 eram entregues ao mercado 5,5 milhões de toneladas/ano, promovendo expansão da economia, que passou a fazer novas e crescentes exigências às usinas. Este cenário deu origem, em 1971, ao Plano Siderúrgico Nacional com o objetivo de iniciar novo ciclo de expansão da produção.

Na década de 80, o mercado interno estava em retração e a alternativa era voltar-se para o mercado exterior. O parque siderúrgico nacional iniciou a década de 90 com o processo de privatização das siderúrgicas. Entre 1994 e 2004, as siderúrgicas investiram US\$ 13 bilhões em modernização e atualização tecnológica das usinas. Em 1999, a produção anual brasileira de aço bruto era de 25 milhões de toneladas e em 2007 atingiu 33,9 milhões de toneladas. O parque produtor de aço atual é composto de 25 usinas, sendo 11 integradas e 14 semi-integradas, com capacidade instalada de 41 milhões de t/ano de aço bruto, (Fonte IBS – 2008).

O crescente aumento de produção das indústrias siderúrgicas, observado nas últimas décadas, tem exigido maior eficiência da manutenção. Conseqüentemente, a manutenção evoluiu tecnicamente, através da adoção de novos métodos, para assegurar sua missão de garantir a disponibilidade de funcionamento dos equipamentos. No cenário atual, a expectativa da manutenção é de aumentar a disponibilidade dos equipamentos, de modo a atender ao processo de produção, com confiabilidade, segurança, preservação do meio ambiente, qualidade do produto, maior vida útil do equipamento e, sobretudo, custo adequado.

Dentro deste contexto, destacam-se as usinas siderúrgicas integradas, cujas plantas contemplam áreas de redução, aciaria, laminações a quente e a frio. A área de

redução é responsável pela redução do minério de ferro e produção de ferro gusa. A área de aciaria é responsável pelo refino do ferro gusa e adição de ligas para produção do aço em placas. A área de laminação a quente promove a conformação das placas grossas para espessuras mais finas, que são enroladas como bobinas. A área de laminação a frio concentra diversas linhas de processo, tais como: laminadores, linhas de recozimento e decapagem, linhas de preparação, linhas de corte longitudinal e transversal e linhas de acabamento final. Nestas linhas são encontrados equipamentos comuns, tais como, redutores e motores elétricos de grande porte, mesas de rolos, fornos, tanques de decapagem, desempenadeiras, bobinadeiras, dentre outros.

O aparecimento das bobinadeiras no final do século XIX permitiu a laminação de bobinas e o desenvolvimento da produção dos aços planos através da promoção da continuidade do processo entre as linhas. As bobinadeiras são dispostas na entrada e saída das linhas de laminação a frio, com a função de enrolar a bobina sobre um mandril expansível, na tração adequada ao processo. As bobinadeiras são dotadas de acionamento através de motor acoplado a um redutor, bases e eixo de mandril, geralmente montado em balanço. A função do eixo do mandril é o de sustentar o peso da bobina e transmitir o torque proveniente do motor. Ele é um componente estratégico de reposição, devido ao seu longo prazo de fornecimento, que pode atingir até noventa dias, por causa dos processos de forjamento, beneficiamento e usinagem demandados em sua fabricação.

Seguindo uma tendência mundial de ganho de produtividade, a ArcelorMittal Inox Brasil, tradicional produtor de aços planos inoxidáveis e siliciosos, também investiu em modernização de seus equipamentos, após sua privatização em 1993. O processamento de bobinas mais pesadas, com o objetivo de ganhar produtividade, foi uma das soluções adotadas. Como conseqüência do incremento no peso das bobinas, alguns eixos de mandris ficaram submetidos a tensões cíclicas de fadiga. Deste modo, a condição original de projeto de vida infinita dos eixos de mandris, foi alterada para uma nova condição de vida finita. As ocorrências de fraturas em eixos de mandris são registros históricos desta nova condição.

A possibilidade de quebras catastróficas dos eixos de mandris, devido à fadiga, é uma ameaça para a manutenção. As técnicas de inspeção existentes não são

eficazes, pois a falha pode iniciar-se em seções críticas não expostas, ou mesmo, ser detectada tardiamente. Ademais, as técnicas de inspeção existentes podem ser inviáveis devido à interrupção da produção, tendo em vista a margem de ganho dos aços produzidos. Para esta situação, é imprescindível, a criação de um novo método de controle para orientar as ações da manutenção em relação aos eixos de mandris.

Então, iniciou-se um estudo de dimensionamento a fadiga dos eixos de mandris das laminações a frio da ArcelorMittal Inox Brasil, através do desenvolvimento de uma metodologia para a previsão de vida (Guimarães et al, 2008). A metodologia proposta baseia-se no acúmulo de danos por fadiga da peça, onde o histórico cronológico das cargas atuantes e as características físicas e geométricas do eixo do mandril são introduzidos no modelo de previsão de vida. A regra linear de danos cumulativos de Miner (1945) é utilizada para quantificar o dano à fadiga do eixo do mandril provocado por cada bobina processada. A regra linear estabelece que o final de vida em fadiga ocorre quando a somatória do dano acumulado é maior ou igual a 1,0.

O dimensionamento de eixos submetidos à fadiga pode ser encontrado em diversos livros de elementos de máquinas, tais como, Norton (2004) e Shigley e Mischke (1989). A regra de Miner é amplamente utilizada para cálculo da estimativa de vida de componentes estruturais submetidos a carregamentos com amplitudes variáveis. Entretanto, não foram encontradas referências de trabalhos de previsão de vida para eixos de mandris em operação. A ausência de trabalhos nesta área se explica pelo fato dos eixos de mandris serem normalmente projetados para vida infinita. Logo, o prédimensionamento com cargas superiores ao limite de fadiga não é previsto.

### 1.1 Objetivos

Neste trabalho é estudada a aplicação da regra linear de acúmulos de danos por fadiga em eixos de mandris, com o objetivo geral de:

 Propor uma metodologia para ser aplicada pela manutenção como ferramenta de controle na estimativa de vida de eixos de mandris submetidos a danos acumulados por fadiga, a partir do histórico de carregamento e das características físicas e geométricas do eixo. A aplicação do método pela manutenção possibilita atingir os seguintes objetivos específicos:

- Avaliar a adequação da aplicação da regra linear em eixos de mandris submetidos a danos acumulados por fadiga através da avaliação dos resultados do dano acumulado nos casos estudados.
- Eliminar as quebras acidentais dos eixos de mandris e consequentemente os riscos com a segurança dos operadores e equipamento, como também ao faturamento da empresa.
- Possibilitar a extensão da vida útil dos eixos de mandris, sem desmontagens periódicas para inspeção, permitindo o uso racional do ativo mobilizado e postergação do investimento em novos eixos.

A utilização da metodologia pelas equipes de operação e de engenharia possibilita também alcançar os seguintes objetivos específicos:

- Possibilitar o aumento da capacidade das linhas de processamento de tiras a frio, através de simulações de recapacitação dos eixos de mandris.
- Oferecer maior flexibilidade de produção para a empresa, que pode ocupar suas linhas ocasionalmente com bobinas mais pesadas, sem risco de quebras acidentais.

### 1.2 Motivação do trabalho

A motivação principal deste trabalho está ligada à possibilidade de evitar novas ocorrências de fraturas por fadiga em eixos de mandris em operação. Sua contribuição, como referência de estudos de danos acumulados por fadiga em escala real, preenche a deficiência encontrada na literatura para eixos de mandris. Os ganhos de produtividade com o aumento do carregamento sobre os mandris e a possibilidade de se estender a vida útil dos mesmos, *justificou* o uso da metodologia proposta. A existência de um banco de dados com o histórico de carregamento dos mandris, após longos anos em operação, *viabilizou* as análises dos eixos de mandris apresentados. A regra de Miner foi escolhida por sua simplicidade, facilidade de implementação e ampla aceitação.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRAFICA

### 2.1 Bobinadeiras de Laminação a Frio

Em uma usina integrada, a produção de aços planos é realizada a partir de placas produzidas na aciaria, que são transferidas para a laminação a quente, conforme se apresenta na FIG 2.1. As placas são conformadas mecanicamente em laminadores a quente, sendo em seguida enroladas em forma de bobinas. A etapa seguinte é a de laminação a frio, que consiste na deformação plástica da tira através da passagem entre cilindros, de forma a reduzir sua espessura. O fluxo de produção na laminação a frio envolve diversas linhas de processo intermediário e final.



FIGURA 2.1- Fluxo de produção da ArcelorMittal Inox Brasil.

A continuidade do fluxo entre as linhas da laminação a frio se faz pela transferência das bobinas em carros transportadores e em pontes rolantes. As bobinas produzidas nas linhas de processo da laminação a frio são enroladas na tração adequada em bobinadeiras, conforme ilustra a FIG 2.2.



FIGURA 2.2- Linha de Processo Típica.

As bobinadeiras têm a função de enrolar a bobina sobre um mandril expansível, na tração adequada ao processo. As bobinadeiras são dotadas de acionamento através de motor acoplado a um redutor de engrenagens, base metálica, sistema de correção do alinhamento da bobina, mandril, segmentos de apoio da bobina e sistema de expansão e contração do mandril. Na FIG 2.3(a) apresenta-se um conjunto de bobinadeira e em 2.3(b) o interior da caixa redutora com os pares de engrenagens e o mandril.



FIGURA 2.3- (a) Bobinadeira e (b) Interior da caixa redutora

### 2.1.1 Eixos de Mandris

Os primeiros mandris de bobinas a frio foram construídos na Alemanha por August Schmitz Company, por volta de 1893. Os mandris eram unidades projetadas com sistema de expansão e contração, acionados através de correias ligadas aos motores da cadeira do laminador. O primeiro mandril de alta tração foi patenteado em 1905 por W. F. Conklin de Pittsburgh (Roberts, 1978).

Os mandris são dotados de sistema de expansão e contração para adequar seu diâmetro em relação ao diâmetro nominal da bobina. A contração do mandril permite as operações de introdução e retirada das bobinas. A expansão do mandril, por sua vez, é necessária para fixar as bobinas ao mandril.

O sistema de expansão e contração do mandril é realizado através de atuação hidráulica, onde uma haste prolongada do cilindro hidráulico de expansão, localizado na parte traseira do redutor, promove a movimentação da luva com rampas inclinadas, conforme se apresenta na FIG 2.4. As rampas inclinadas por sua vez são interligadas aos segmentos, que estão em contato direto com o diâmetro interno das bobinas. A movimentação axial da haste do cilindro promove a expansão ou a contração do mandril, dependendo do sentido de aplicação. O mordente localizado na bobinadeira tem a função de prender a ponta da tira a ser enrolada.



FIGURA 2.4- Conjunto do Mandril.

O eixo do mandril é submetido basicamente a esforços de torção e flexão. Os esforços de torção são provenientes do torque transmitido pelo motor. Os esforços de flexão são oriundos principalmente do carregamento externo desenvolvido pelo peso da bobina e também do peso próprio e das forças oriundas das engrenagens. Os eixos de mandris são peças estruturais de grande porte podendo apresentar comprimentos acima de 3.000 mm e diâmetros superiores a 300 mm. Eles são fabricados em aço liga, forjados e beneficiados para um limite de ruptura em torno de 900 MPa.

Um eixo rotativo sujeito a cargas de flexão transversal fixas experimenta estado de tensões reversas. Qualquer elemento de tensão na superfície do eixo é submetido à tração e à compressão a cada rotação do eixo. Assim, mesmo para as cargas fixas, os eixos devem ser projetados contra falhas por fadiga (Norton, 2004).

Os eixos apresentam ressaltos para acomodar elementos fixados, tais como rolamentos e engrenagens. As chavetas são freqüentemente usadas para fixar engrenagens ao eixo a fim de transmitir o torque requerido. As mudanças nas seções transversais do eixo contribuem para alguma forma de concentração de tensões e devem ser incluídas no cálculo das tensões de fadiga.

Na FIG 2.5, destaca-se um eixo típico de mandril, onde são indicados alguns pontos de concentração de tensões, como rasgos de chaveta e ressaltos. Além disto, as seções críticas também podem apresentar outros fatores modificadores, tais como, rugosidades superficiais, roscas, montagens por interferência, raios não polidos, entre outros.

O dimensionamento de um eixo de mandril em balanço baseia-se no cálculo do diâmetro da seção correspondente ao momento fletor máximo (Rogers e Millan, 1972). Após o cálculo da seção, o eixo de mandril é dimensionado à fadiga, levando-se em consideração os pontos de concentração de tensões. No dimensionamento levantamse os limites de fadiga de cada seção crítica e calculam-se os fatores de segurança envolvidos, considerando vida infinita para o eixo. Neste modelo de dimensionamento, o peso final da bobina e a tração da linha são os limitadores de projeto para o dimensionamento do eixo (Rogers e Millan, 1972).



FIGURA 2.5- Detalhe do Eixo de Mandril.

A existência de pontos de concentração de tensões observadas em várias seções do eixo de mandril, principalmente em seções localizadas no interior da caixa redutora, tornam sua manutenção uma condição crítica.

#### 2.2 Fadiga em metais

Os componentes de máquinas, veículos e estruturas estão freqüentemente sujeitos a cargas repetidas, também denominadas cargas cíclicas e as tensões cíclicas resultantes podem levar a danos físicos microscópicos dos materiais envolvidos. Mesmo sob tensões bem abaixo do limite de ruptura de um dado material, este dano microscópico pode acumular em ciclos continuados até que se transforme em uma trinca ou outro dano macroscópico que leva a falha do componente. Este processo de dano e falha devido a cargas cíclicas é chamado fadiga (Dowling, 1999).

As falhas mecânicas por fadiga têm sido alvo de estudo de engenharia desde o inicio do século XIX. O período da história da fadiga, conhecido como anterior à Wöhler, começa com Albert, que publicou em 1837 os primeiros resultados de teste de fadiga conhecidos. Seu trabalho consistiu de uma máquina de teste para correntes que falharam em serviço nas minas de Clausthal na Alemanha. Em 1842, Rankine publicou *"As causas da Ruptura Inesperada de Munhões de Eixos Ferroviários"*, no qual dizia que o material havia se tornado frágil devido às tensões flutuantes. Em 1853, o francês Morin relatou em seu livro *Resistance de Matériaux* avaliações de engenheiros responsáveis pelas carruagens dos correios. Era recomendado que a substituição dos eixos das carruagens ocorresse após 60.000 km. Entretanto, em algumas carruagens os eixos eram reparados através de remoção de trincas aos 70.000 km. Nesta época, notouse que as trincas ocorriam principalmente em mudanças de seção. Uma revisão completa do histórico da fadiga, desde 1838 até 1996, pode ser encontrada em Schütz (1996).

As cargas dinâmicas eram, portanto, um fenômeno novo, resultante da introdução das máquinas movidas a vapor. O engenheiro alemão, August Wöhler, realizou a primeira investigação científica sobre o que estava sendo chamada *falha por fadiga*, testando em laboratório, eixos até a falha sob carregamento alternado. Ele publicou suas descobertas em 1870, as quais identificavam o número de ciclos de tensão variável no tempo como causadoras do colapso da peça e a descoberta da existência de uma tensão *limite de resistência à fadiga* para aços. O diagrama *S-N* ou curva de Wöhler representado na FIG 2.6, tornou-se a forma padrão para caracterizar o comportamento dos materiais submetidos a tensões alternadas (Norton, 2004).



FIGURA 2.6- Diagrama S-N

Analisando-se a curva *S-N*, quanto maior a amplitude da tensão alternada aplicada, menor é o número de ciclos que o material será capaz de suportar antes da fratura. Para o aço, a curva *S-N* torna-se horizontal a partir de um determinado valor de número de ciclos. Isto significa que existe um nível de tensão limite, chamado de limite

de resistência à fadiga ( $S_n$ ), abaixo do qual a falha por fadiga não ocorrerá. Este limite de resistência representa o maior valor da amplitude da tensão alternada que não causará falha no material, mesmo que o número de ciclos seja infinito.

Com base no número de ciclos de tensão ou deformação, a qual a peça estará sujeita, pode-se definir um regime de fadiga de baixo ciclo ou um regime de fadiga de alto ciclo. Segundo vários autores, a linha divisória que separa estes regimes está na faixa de  $10^2$  a  $10^4$  ciclos, sendo estabelecido  $10^3$  ciclos como uma aproximação razoável para diferenciar o regime de baixo ciclo em relação ao regime de alto ciclo.

Dentro do desenvolvimento dos estudos de fadiga, um passo fundamental referente à fadiga como um problema de material foi realizado no inicio do século XX por Ewing e Humfrey (1903). Eles conduziram uma investigação microscópica onde se descobriu que a nucleação de fadiga começa como micro trincas em bandas de escorregamento.

Nos anos 50, muitos pesquisadores mencionaram a observação de micro trincas em fases iniciais da vida em fadiga. Desde então, ficou claro que a vida em fadiga sob carga cíclica consistia de duas fases, a fase de iniciação da trinca, seguida pela fase de crescimento até a falha. O período de iniciação da trinca pode representar uma grande porcentagem da vida em fadiga de alto ciclo, ou seja, sob amplitudes de tensão logo acima do limite de fadiga. Porém, para amplitudes maiores de tensão, o período de crescimento da trinca pode representar uma parte substancial da vida em fadiga (Schijve, 2003).

As falhas por fadiga representam um custo significativo para a economia. Dowling (1999) sugere, baseado em relatório do governo americano, que o custo anual da fadiga de materiais em 1982 foi em torno de US\$ 100 bilhões, correspondendo a 3% do PIB americano.

### 2.2.1 Mecanismo do dano por fadiga

Fadiga é um processo localizado de dano de um componente produzido por carregamento cíclico. É o resultado de um processo cumulativo que consiste de iniciação da trinca, propagação, e fratura final do componente. Durante o carregamento

cíclico, deformação plástica localizada pode ocorrer no local de maior tensão. Esta deformação plástica causa dano permanente ao componente e uma trinca se desenvolve. Conforme o componente experimenta um aumento do número de ciclos de carga, o comprimento da trinca aumenta. Após certo número de ciclos, a trinca levará o componente à falha final (Lee et al, 2005).

Geralmente, o processo de fadiga compreende os seguintes estágios: (1) nucleação da trinca, (2) crescimento da micro trinca, (3) crescimento da macro trinca e (4) fratura final. As trincas iniciam-se em um plano de cisalhamento localizado ou próximo de altas concentrações de tensões, como bandas de escorregamento persistente, inclusões, porosidades ou descontinuidades. O plano de cisalhamento usualmente ocorre na superfície ou dentro dos contornos de grão. A etapa de nucleação da trinca é a primeira etapa no processo de fadiga. Uma vez que a nucleação ocorra e as cargas cíclicas continuem, a trinca tende a crescer ao longo do plano de máxima tensão de cisalhamento e através do contorno do grão.

Segundo Schijve (2001), as investigações microscópicas no inicio do século XX (Ewing e Humfrey, 1903), mostraram que as nucleações das trincas de fadiga começam como micro trincas invisíveis em bandas de escorregamento. A partir da maior disponibilidade de informações do crescimento de micro trincas, comprovou-se que as nucleações de micro trincas geralmente ocorrem muito cedo na vida em fadiga. As indicações obtidas confirmam que elas acontecem quase imediatamente quando um ciclo de tensão acima do limite de fadiga é aplicado.

Apesar da prematura nucleação da trinca, as micro trincas permanecem invisíveis em uma parte considerável da vida total em fadiga. Uma vez que as trincas tornam-se visíveis, a vida remanescente em fadiga de um espécime de laboratório corresponde a uma pequena porcentagem da vida total em fadiga.

Fadiga ocorre em amplitudes de tensão abaixo do limite de escoamento do material. Neste nível de tensão, a deformação plástica é limitada a uma quantidade pequena de grãos do material. Esta micro plasticidade pode ocorrer mais facilmente em grãos da superfície do material, devido a ausência de material envoltório. Como conseqüência, a deformação plástica dos grãos na superfície é menos restringida do que nos grãos sub-superficiais, o que explica sua ocorrência em nível mais baixo de tensão.

Uma representação gráfica do processo de dano de fadiga ilustrado na FIG 2.7, mostra o inicio da nucleação de uma trinca em uma região de bandas de escorregamento persistente. A próxima etapa no processo de fadiga é o estágio de crescimento da trinca. Este estágio é dividido entre o crescimento das trincas do estágio I e II. A nucleação e crescimento da trinca do estágio I é usualmente considerado como a propagação da micro trinca inicial através de um comprimento finito da ordem de poucos grãos no plano de máxima tensão de cisalhamento local. Neste estágio, a plasticidade da ponta da trinca é fortemente influenciada pelas características do escorregamento, tamanho de grão, orientação e nível de tensão, pois o tamanho da trinca é compatível com a ordem de grandeza da micro trinca, normal ao plano de tensão principal e na direção de máxima tensão de cisalhamento local.



FIGURA 2.7- Estágios I e II da trinca por fadiga (Lee et al, 2005).

Segundo Schijve (2001), após uma micro trinca ter-se nucleado, o crescimento da trinca pode ser ainda um processo lento e irregular, devido aos efeitos da micro estrutura, como limites de grão. Entretanto, após algumas micro trincas terem crescido fora do local da nucleação, um crescimento mais regular é observado. Este é o início do período real de crescimento da trinca. Vários estágios da vida em fadiga são observados na FIG 2.8.



FIGURA 2.8- Estágios da Vida em Fadiga.

O ponto importante é que a vida em fadiga até a falha consiste de dois períodos: o *período de iniciação da trinca* e o *período de crescimento da trinca*. A diferenciação entre os dois períodos é de grande importância porque várias condições de superfície afetam o período de iniciação, mas têm pouca influência no período de crescimento da trinca. A rugosidade superfícial é apenas uma destas condições. Nota-se que os métodos de previsão de fadiga são diferentes para os dois períodos. O fator de concentração de tensão Kt é um importante parâmetro para previsões da iniciação da trinca, enquanto que o fator de intensidade de tensão K é usado para previsões do crescimento da trinca.

Dentre os modelos existentes de falha por fadiga, a abordagem da *mecânica da fratura linear elástica* (MFLE), ou teoria da mecânica da fratura, fornece o melhor modelo para o estágio de propagação da trinca. Este método, bastante utilizado para predizer o tempo de vida restante em peças trincadas durante serviço, é aplicado em regimes de fadiga de baixo ciclo e em problemas de vida finita. Esta abordagem é frequentemente usada em conjunto com ensaios não destrutivos em programas periódicos de inspeção de serviço. O modelo *tensão-número de ciclos (S-N)*, por sua vez, é o mais frequentemente utilizado nas aplicações que envolvem fadiga de alto ciclo. Trata-se de um modelo baseado na tensão, que busca determinar a resistência à fadiga ou limite de fadiga para o material, de modo que as tensões cíclicas possam ser mantidas abaixo deste nível e com isso, evita-se a falha para o número de ciclos requerido (Norton, 2004).

Em aplicações de engenharia, o período de transição da iniciação para propagação da trinca não tem uma definição precisa. Entretanto, no final do estágio de

iniciação da trinca, o tamanho da trinca é da ordem de alguns poucos grãos do material. Para os aços, este tamanho de trinca compreende a faixa típica de 0,1 a 1,0 mm (Lee et al, 2005). Tipicamente, o período de iniciação da trinca responde pela maior parte da vida em fadiga de um componente feito em aço, particularmente no regime de alto ciclo de fadiga (> 10.000 ciclos). No regime de baixo ciclo de fadiga (< 10.000 ciclos), a maior parte da vida em fadiga é gasta em propagação da trinca (Lee et al, 2005).

#### 2.3 Acúmulo de Danos por Fadiga

No item anterior, o significado físico do dano por fadiga foi explorado, sendo destacado que a vida em fadiga até a falha consiste basicamente de dois períodos: o *período de iniciação da trinca* e o *período de crescimento da trinca*. O estudo dos mecanismos de propagação dos danos por fadiga e a separação em dois períodos distintos possibilitou o desenvolvimento dos modelos de acúmulo de danos por fadiga.

Dentro do estudo de acúmulo de danos em materiais é sabido que, à medida que o dano se acumula, a vida remanescente para futuros carregamentos torna-se limitada. Assim, o objetivo final do estudo de acúmulo de danos é o de possibilitar a previsão da vida remanescente à medida que o histórico de cargas provoca um estado crescente de danos (Christensen, 2008).

O termo "acúmulo de danos" refere-se aos efeitos de fadiga dos eventos de carregamentos com *ciclos de amplitude variável* (Stephens et al, 2001). Assim, o propósito do uso de modelos de danos acumulados por fadiga é o de descrever o comportamento à fadiga sob condições de *carga variável* com base no conhecimento do seu comportamento sob cargas de *amplitude constante*, utilizando-se uma curva *S-N* (Schijve, 2003).

As cargas de amplitude variável foram objeto de análise nas primeiras décadas do século XX. A questão levantada dizia respeito à quanto tempo as estruturas antigas poderiam ser ainda utilizadas sem correr riscos de fadiga. Esta questão era levantada, por exemplo, para pontes antigas construídas no século XIX, que estavam sendo submetidas a carregamento mais intenso do que o previsto no projeto original (Schijve, 2003).

Neste contexto, a partir de 1920, iniciou-se o desenvolvimento de modelos de danos por fadiga. Palmgren (1924) foi quem primeiro introduziu o conceito de soma linear dos danos por fadiga. French (1933) relatou os resultados de experimentos do efeito de sobrecargas no limite de fadiga. Kommers (1938) sugeriu usar a mudança no limite de fadiga como uma forma de medir o dano. Em 1937, Langer propôs a separação do processo de dano por fadiga em dois estágios de iniciação e propagação da trinca, com o uso da regra linear em cada estágio. Estes três conceitos (somatório linear, mudança no limite de fadiga e processo de dano em dois estágios) formam a base dos modelos fenomenológicos de danos cumulativos por fadiga (Fatemi, 1998).

Em 1945, Miner trabalhou em experimentos para avaliação da regra linear. Após a publicação dos resultados, muitos modelos foram criados para tentar solucionar algumas limitações levantadas com o uso da regra linear. Atualmente, segundo Fatemi (1998), as teorias de danos cumulativos de fadiga são agrupadas em seis categorias:

- Evolução linear do dano (regra linear);
- Curva não linear de danos e linearização em dois estágios;
- Modificação da curva *S*-*N*;
- Crescimento da trinca;
- Modelo contínuo não linear de danos e
- Teorias baseadas em energia absorvida.

Embora muitos modelos de danos tenham sido desenvolvidos, infelizmente, nenhum deles desfruta de aceitação plena. Cada modelo de dano pode apenas considerar um ou alguns fatores fenomenológicos, tais como dependência do carregamento, estágios múltiplos de danos, evolução não linear do dano e efeitos de sobrecarga. Devido à complexidade do problema, nenhum dos modelos existentes pode cercar todos estes fatores. A aplicabilidade de cada modelo varia de caso para caso. Por estas razões, segundo Fatemi (1998), o modelo linear de Miner é ainda dominantemente usado em projeto.

Neste sentido, Schijve (2003) cita que, a regra linear de Miner é conflitante com o entendimento atual de acúmulo de danos em fadiga, porém uma alternativa totalmente racional ainda não está disponível.

O modelo linear de danos foi inicialmente proposto por Palmgren (1924), para aplicação na indústria de rolamentos de esferas da SKF na Suécia. Quinze anos após, Langer (1937), trabalhando para a Westinghouse na área de geradores de potência, independentemente propôs uma regra linear similar para vasos de pressão e componentes de tubulação feitos em aço. Seis anos após, em 1945, Miner da Fábrica de aviões Douglas, desenvolveu e aplicou com base no trabalho de Langer, testes axiais de fadiga para componentes em ligas de alumínio. Miner demonstrou concordância entre as previsões da regra linear de danos e seus resultados experimentais (Halford, 1997).

Miner restringiu suas análises ao período de iniciação da trinca assumindo implicitamente que a vida em fadiga até a falha poderia ser considerada como aproximadamente igual a este período. Miner introduziu a idéia de que o dano por fadiga é conseqüência do trabalho absorvido pelo material, assumido ser proporcional ao número de ciclos. Esta é a razão da regra de Miner ser chamada de regra linear de danos cumulativos.

A regra de Miner afirma que a somatória dos danos é expressa segundo a EQ. 2.1.

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \tag{2.1.}$$

onde *D* corresponde ao dano e  $n_i$  e  $N_i$  são respectivamente, os ciclos aplicados e o total de ciclos para a falha sob tensão de amplitude constante obtido da curva *S*-*N*.

Miner executou testes com cargas de amplitude variável em espécimes sem entalhes e em juntas rebitadas em chapas de liga de alumínio. Foram usados de dois a quatro blocos diferentes de ciclos de carga nos testes, onde se encontrou somatória de danos variando de 0,61 a 1,45, resultando em média próxima de 1,0. Após a publicação dos resultados, muitos programas de testes com cargas de amplitude variável foram executados para verificar a regra de Miner, sendo encontradas algumas discrepâncias ou limitações, quais sejam (Schijve, 2001):

<u>Efeito do ciclo de cargas com amplitudes de tensão abaixo do limite de fadiga</u>: A regra de Miner não prevê danos com ciclos de carga abaixo do limite de fadiga. Entretanto, em carregamentos com ciclos de amplitudes variáveis foi comprovado que pode ser

iniciada uma trinca com tensões mais elevadas que o limite de fadiga e a mesma progredir com tensões abaixo do limite de fadiga;

<u>Efeito da seqüência do carregamento</u>: Em carregamentos com duas seqüências de tensões observa-se na seqüência decrescente (tensão alta seguida de tensão baixa) que o resultado do dano acumulado é menor que 1,0. Enquanto na seqüência de carregamento crescente (tensão baixa seguida de tensão alta), o resultado é maior do que 1,0.

As limitações apontadas na regra de Miner foram avaliadas por Halford (1997). Halford comparou resultados experimentais utilizando o modelo de acúmulo linear de danos, o modelo não linear e o modelo bi-linear. Em sua pesquisa foram estabelecidos critérios com o objetivo principal de responder "quando se torna necessário o uso de modelos não lineares, mais complexos e mais caros em favor de uma maior precisão?". Esta necessidade foi levantada para condições extremas de carregamentos onde se tem fadiga de alto ciclo combinada com fadiga de baixo ciclo. Nestas condições verificou-se que regras mais complexas apresentam resultados mais precisos que o modelo linear. Quanto maior a diferença entre as vidas de baixo e alto ciclo, maior será o desvio da linearidade no acúmulo de danos.

Segundo Halford (1997), a melhor ilustração de quando uma regra não linear *não é necessária* é a base de dados usada por Miner em sua demonstração de validação da regra linear. Miner conduziu 22 testes de fadiga em blocos de 2, 3 ou 4 níveis de carga. Comparando-se a média dos resultados obtidos com a regra linear e a não linear, obtêm-se respectivamente valores iguais a 1,01 e 0,99. Neste caso, não há razão para se abandonar a regra linear em favor de uma regra mais sofisticada.

Entretanto, em testes conduzidos por Bizon et al (1985), verificou-se grande discrepância entre os resultados obtidos com a regra linear e a regra não linear. Os números de ciclos para a falha ( $N_1$  e  $N_2$ ) usados nos testes com dois níveis de carga correspondiam à faixa de 30 a 300.000 ciclos representando quatro ordens de magnitude.

A partir de comparações analíticas, Halford elaborou diretrizes que permitem avaliar quando uma regra não linear irá fornecer precisão adicional, que justifique seu uso. A principal diretriz é: "Se  $N_1$  e  $N_2$  são menores do que duas ordens de magnitude, então prossiga com a regra linear, pois o desvio máximo entre a regra não linear e a linear sob estas condições será menor do que um fator de 2,0 na previsão total de vida".

O conceito de ordem de magnitude entre os ciclos  $N_1$  e  $N_2$  é apresentado na FIG 2.9, onde se tem para uma seqüência de carregamentos  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  as respectivas vidas, ou ciclos até a falha obtidos da curva *S-N*. Para o exemplo apresentado, a ordem de magnitude entre as vidas  $N_1$  (10<sup>3</sup> ciclos) e  $N_2$  (10<sup>5</sup> ciclos) é igual a 2,0.



FIGURA 2.9- Ordem de Magnitude entre Vidas

Complementando a definição de *desvio máximo* entre as regras linear e não linear, segundo Schijve (2001), estimativas podem ser consideradas razoáveis se o *desvio* da vida real em fadiga não é maior do que um fator de 2,0, isto é, se a vida real se situa entre 0,5 e 2,0 vezes a previsão.

Outra referência importante de aplicação de modelos de acúmulo de danos por fadiga é encontrada em Mansur (2003). Em seu trabalho, Mansur avaliou e comparou oito modelos lineares e não lineares de danos por fadiga em experimentos com corpos de prova de aço SAE 8620. Foram usados diversos métodos diretos e indiretos de medição dos danos provocados pelos ciclos de tensões aplicadas de forma crescente e decrescente. Os melhores resultados obtidos são para 50% de probabilidade de falha, onde a regra linear de Miner apresentou resultados de previsão de vida próximos de 1,0. Para probabilidades de falha de 1% e 99% a regra linear apresentou resultados semelhantes aos demais modelos avaliados.

### 2.4 Quantificação do dano

Miner restringiu suas análises ao período de iniciação da trinca, assumindo implicitamente que a vida em fadiga até a falha poderia ser considerada como aproximadamente igual a este período. Em seu artigo, Miner propôs uma forma simplificadora para definir os estágios de danos por fadiga nas estruturas dos aviões. Miner definiu que o aparecimento de uma trinca em um componente estrutural de um avião, requer reparo ou substituição, assim uma trinca pode ser considerada como uma falha em um componente estrutural de um avião.

A partir deste conceito de falha, Miner estabeleceu limitações e suposições para execução dos testes. Com relação à quantificação do dano, a suposição estabelecida é que: *O começo de uma trinca, quando observado, é considerado uma falha*.

Os danos ocorridos durante um processo de fadiga podem ser caracterizados através de um ou mais parâmetros. Segundo, Branco et al (1986), alguns parâmetros utilizados são: o crescimento da fenda, absorção de energia plástica, degradação da resistência à tração, redução do limite de fadiga, entre outros.

Segundo Mansur (2003) a definição de uma variável representativa do estado de deterioração de uma peça, com o objetivo de caracterizar o dano por fadiga, é um problema complexo. Como exemplo destas variáveis tem-se: as micro trincas e as cavidades na micro estrutura do material, as grandezas físicas globais, tais como a densidade e a resistividade elétrica do material, as grandezas mecânicas como a elasticidade, a plasticidade e a viscoplasticidade. As medições dimensionais das micro trincas e cavidades, das variações das grandezas físicas e mecânicas são formas de quantificar danos.

O período compreendido na fase inicial do processo de fadiga, quando ocorre a nucleação e crescimento de micro trincas, é um período de progresso estável do dano, que ocupa a maior parte da vida em fadiga, por volta de 80%, (Socha, 2004). Assim, a trinca superficial parece ser a medida mais natural do progresso do dano por fadiga. Entretanto, devido as limitações das técnicas de medição das trincas, a medição do dano é restrita ao estágio final da micro trinca.

Pelo exposto, observa-se que a quantificação do dano no estágio de formação da micro trinca é uma atividade complexa e apresenta resultados satisfatórios somente em laboratórios. Em escala industrial, a forma mais comum de detecção do dano por fadiga, em componentes estruturais de grande porte, se faz através de ensaios

não destrutivos, como por exemplo, o ensaio com líquido penetrante, que apresenta sensibilidade da ordem de 0,025 a 0,25 mm segundo a ASM Metals Handbook (1996). Entretanto, a detecção da trinca caracteriza o final do estágio I, não sendo possível a medição do progresso do dano.

### **3. METODOLOGIA**

No modelo desenvolvido para calcular a previsão de vida remanescente, considera-se que o eixo de mandril é submetido à flexão rotativa, e a cada rotação são geradas tensões reversas de compressão e de tração em sua superfície. Neste contexto, cada rotação corresponde a uma espira da bobina, que pode ser usada como um contador de ciclos de fadiga. Nesta abordagem, pressupõe-se a possibilidade de *vida finita*, que é calculada com base no acúmulo de danos por fadiga, provocada por amplitudes de tensões superiores ao limite de fadiga das seções críticas do eixo do mandril.

#### 3.1 Metodologia para a previsão de vida de eixos de mandris

O processo de bobinamento gera tensões alternadas de forma crescente diretamente proporcional ao aumento do peso da bobina, que podem ser contabilizadas em relação ao número de espiras. De forma inversa, durante o desbobinamento as tensões alternadas são decrescentes. Associando-se o carregamento sobre o eixo do mandril, de forma crescente ou decrescente, ao final de cada bobina são contabilizados ciclos de amplitudes de tensões, que se repetem com o processamento de novas bobinas.

O processo de fadiga do eixo de mandril inicia-se quando um ciclo de amplitude de tensões acima do limite de resistência à fadiga ( $S_n$ ) da seção crítica da peça é aplicado. Assim, com o incremento das espiras, a amplitude da tensão atuante é comparada continuamente com  $S_n$  e a partir da *k*-ésima espira, onde a amplitude da tensão  $\sigma_k$  se iguala ao limite de fadiga, inicia-se o processo de fadiga com acúmulo de danos até a última espira da bobina. A FIG 3.1 ilustra este processo de fadiga do eixo do mandril.

Dependendo das características geométricas (largura e espessura) da bobina, cada amplitude de tensão atuante ( $\sigma_i$ ) representa um ciclo aplicado. Deste modo, ao final do bobinamento ( $n_e$  espiras), cada bobina contribui com ( $n_e$ -k) ciclos aplicados. O processo de fadiga por acúmulo de danos pode ser retomado, dependendo da magnitude das amplitudes de tensões atuantes no próximo carregamento.


FIGURA 3.1- Processo de fadiga de um eixo de mandril durante o bobinamento.

Para simplificar o processo de cálculo da amplitude das tensões atuantes de cada bobina, neste trabalho, define-se para a *j*-ésima bobina, a amplitude da tensão média resultante do conjunto de espiras ( $n_e$ -k) que provoca danos à seção crítica do eixo do mandril como indica a EQ. 3.1. Também será considerado o peso da bobina aplicado de forma pontual, no centro do mandril, para simplificar os cálculos, uma vez que as variações do momento fletor são consideradas desprezíveis, quando comparado com a carga distribuída da bobina.

$$\overline{\sigma}_{j} = \frac{\sum_{i=k_{j}}^{n_{ej}} \sigma_{i,j}}{n_{ej} - k_{j}}, \text{ para } i = k_{j} \text{ a } n_{ej} \text{ espiras } e_{j} = 1 \text{ a } n_{b} \text{ bobinas.}$$
(3.1)

A amplitude da tensão atuante  $\sigma_{i,j}$  é avaliada na seção crítica do eixo do mandril conforme ilustra o esquema da FIG. 3.2.



FIGURA 3.2- Disposição geral dos componentes e localização da seção crítica.

Utilizando-se o critério de Von Mises, a amplitude da tensão atuante  $\sigma_{i,j}$  é calculada na EQ. 3.2 em função da *i*-ésima espira na *j*-ésima bobina. (Shigley e Mischke, 1989)

$$\sigma_{i,j} = \sqrt{\left(\frac{K_f \times M_{i,j}}{J} \times \frac{d}{2}\right)^2 + 3 \times \left(\frac{T_{i,j}}{W}\right)^2}$$
(3.2)

onde *d* é o diâmetro do eixo na seção crítica,  $K_f$  é função do fator de concentração de tensões  $K_t$  e da sensibilidade ao entalhe *q* como indica a EQ. 3.3.

$$K_f = 1 + q(K_t - 1) \tag{3.3}$$

 $M_{ij}$ é o momento fletor resultante expresso pela EQ. 3.4.

$$M_{i,j} = P_{i,j} \frac{L_2 L_3}{L_1 - L_2}$$
(3.4)

onde os comprimentos  $L_1$ ,  $L_2$  e  $L_3$  são mostrados na FIG 3.2 e  $P_{i,j}$  é o peso *pontual* da bobina em função da *i*-ésima espira indicada na EQ. 3.5.

$$P_{i,j} = \frac{\left(d_m + 2e_j i\right)^2 - d_m^2}{4} \pi l_j \rho$$
(3.5)

onde  $d_m$  é o diâmetro do mandril,  $e_j$  e  $l_j$  são, respectivamente, a espessura e largura da tira na *j*-ésima bobina e  $\rho$  é o peso específico da bobina.  $T_{i,j}$  é o torque aplicado no eixo dado pela EQ. 3.6.

$$T_{i,j} = T \, \frac{d_m + 2e_j i}{2} \tag{3.6}$$

onde T é a tração exercida sobre a tira.

Da EQ. 3.2, J é o momento de inércia do eixo e W é o momento resistente à torção descritos, respectivamente pela EQ. 3.7 e EQ. 3.8.

$$J = \frac{\pi}{64} \left( d^4 - d_f^4 \right)$$
(3.7)

$$W = \frac{\pi}{16} \left( d^3 - d_f^3 \right)$$
(3.8)

onde  $d_f$  é o diâmetro interno do eixo.

Neste trabalho, o limite de resistência à fadiga  $(S_n)$  corrigido é determinado pela relação (Shigley e Mischke, 1989).

$$S_n = 0.5C_{tam}C_{sup}S_u \tag{3.9}$$

onde  $S_u$  é o limite de ruptura do material e  $C_{tam}$  e  $C_{sup}$  são os fatores de tamanho e superfície do material, respectivamente.

Deste modo, as propriedades mecânicas do material do eixo (limite de ruptura) e os fatores modificadores da curva *S-N* definem o valor do limite de resistência à fadiga da seção crítica.

Com o valor da amplitude da tensão média atuante em cada bobina  $\overline{\sigma}_j$ , pode-se determinar o número de ciclos N da curva S-N correspondente à tensão  $\overline{\sigma}_j$  a partir da relação indicada na EQ. 3.10. (Shigley e Mischke, 1989)

$$N_j = \left(\frac{\overline{\sigma}_j}{a}\right)^{\frac{1}{b}}$$
(3.10)

onde *a* e *b* são obtidos pelas expressões indicadas nas EQ. 3.11 e EQ. 3.12.

$$a = \frac{(0.9S_u)^2}{S_n}$$
(3.11)

$$b = -\frac{1}{3}\log\left(\frac{0.9S_u}{S_n}\right) \tag{3.12}$$

Neste trabalho, o dano parcial provocado pela *j*-ésima bobina é calculado na EQ. 3.13.

$$D_j = \frac{n_j}{N_j} \tag{3.13}$$

onde,  $n_j$  é o número de ciclos resultantes da aplicação da amplitude da tensão média  $\overline{\sigma}_j$  indicado na EQ. 3.14.

$$n_j = n_{ej} - k_j \tag{3.14}$$

Segundo a regra de Miner (1945), o dano final acumulado é definido pela somatória dos danos parciais de todas as  $n_b$  bobinas processadas. A partir do histórico das bobinas processadas, isto é, da largura  $(l_j)$ , espessura  $(e_j)$  e peso de cada bobina  $(P_{i,j})$ , o acúmulo de danos pode ser computado segundo a EQ. 3.15, com previsão de falha para dano final acumulado maior ou igual a 1,0.

$$\sum_{j=1}^{n_b} D_j \ge 1 \tag{3.15}$$

## 3.2 Aplicação da metodologia em eixos de mandris

Considerando uma situação com dois blocos de carregamento com amplitudes variáveis, conforme ilustra a FIG 3.3, tem-se que a amplitude de tensão  $\sigma_{a1}$  é aplicada durante  $n_1$  ciclos, onde o número de ciclos para a falha obtido da curva *S-N* para  $\sigma_{a1}$  é  $N_1$ . A fração da vida utilizada é então  $n_1/N_1$ . Agora, aplica-se  $n_2$  ciclos em outra amplitude de tensão  $\sigma_{a2}$  correspondente a  $N_2$  ciclos para a falha obtido da curva *S-N N*. Uma fração adicional da vida  $n_2/N_2$  é então utilizada até a falha. Aplicando-se a regra de Miner, tem-se de acordo com a EQ. 3.16:

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} = \sum \frac{n_i}{N_i} = 1,0^{(*)}$$
(3.16)

(\*) A falha por fadiga é esperada quando a soma das frações de vida se igualam a 1,0, representando que 100% da vida é exaurida (Dowling, 1999).



FIGURA 3.3- Seqüência de blocos de carregamento com amplitudes variáveis.

A aplicação da metodologia para eixos de mandris pode ser realizada de forma análoga ao exemplo anterior, considerando-se o dano acumulado por cada bobina. A EQ. 3.1 é usada para calcular a amplitude da tensão média aplicada por cada bobina durante  $n_j$  ciclos. Na FIG 3.4, apresenta-se esquematicamente o dano parcial provocado por cada bobina, que corresponde à relação  $n_j/N_j$ , conforme EQ. 3.13.



FIGURA 3.4- Representação do dano parcial provocado por cada bobina.

A metodologia foi aplicada em quatro casos experimentais envolvendo eixos de mandris das linhas de processamento da laminação a frio da Arcelor Mittal Inox Brasil. A aplicação se processa em duas etapas:

- 1<sup>a</sup> etapa: Promove-se ajuste e verificação da adequação do modelo em dois casos experimentais, onde ocorreu fratura dos eixos de mandris.
- 2ª etapa: Analisa-se a validação do modelo, através da aplicação em um terceiro caso experimental, no qual o dano acumulado por fadiga é quantificado dentro do período de vida útil do eixo. Também se aplica o modelo em um quarto caso, no qual o eixo se encontra em operação, para ilustrar os benefícios do projeto.

# 3.3 Fluxograma

A FIG. 3.5 apresenta o fluxograma com a seqüência de aplicação da metodologia.



FIGURA 3.5- Fluxograma com a seqüência de aplicação da metodologia.

# 3.4 Automatização de aplicação da metodologia

Devido a grande quantidade de dados do histórico de carregamento, foi necessária a utilização de uma macro desenvolvida junto ao software Excel<sup>®</sup> para a aplicação da metodologia. Esta macro foi escrita em linguagem VBA (Visual Basic Application) com base no fluxograma da FIG. 3.5 para contabilizar o dano acumulado por fadiga de cada bobina processada. No próximo capítulo são apresentadas informações detalhadas desta macro.

# 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A metodologia é aplicada inicialmente em dois casos experimentais, denominados I e II, envolvendo eixos de mandris das linhas de processamento da laminação a frio da Arcelor Mittal Inox Brasil, que sofreram fratura por fadiga em serviço. Os históricos de cargas das bobinas processadas foram levantados da base de dados da Arcelor Mittal Inox Brasil.

A aplicação da metodologia nos casos I e II tem o objetivo de ajustar e verificar a adequação do modelo linear aplicado a eixos de mandris submetidos à fadiga. Devido às dificuldades técnicas encontradas na pesquisa dos estágios anteriores a fratura em equipamentos industriais, assumiu-se que a maior parte do tempo gasto no processo de fadiga dos eixos correspondeu ao período de iniciação da trinca.

Inicialmente, são apresentadas as propriedades mecânicas e dimensionais dos eixos de mandris dos casos experimentais I e II. Em seguida, são apresentados os resultados obtidos, com destaque para o carregamento e os resultados da amplitude da tensão média resultante, do número de ciclos N obtidos da curva *S-N*, do dano parcial provocado por cada bobina e da evolução do dano acumulado, que foram calculados a partir da rotina estabelecida pela macro desenvolvida em ambiente Excel<sup>®</sup>.

#### 4.1 Dados do caso experimental I

O caso experimental I corresponde ao eixo de mandril da desbobinadeira da linha de recozimento contínuo da laminação a frio de aço silício apresentada na FIG. 4.1. Esta linha faz parte do fluxo produtivo do aço silício *GNO* (Grão Não Orientado), que tem ampla aplicação na fabricação de núcleos de geradores e motores elétricos, entre outras. Basicamente, a linha de recozimento contínuo promove a descarbonetação e recristalização da tira através da passagem em forno elétrico contínuo com atmosfera controlada. Após a passagem no forno são desenvolvidas propriedades magnéticas na tira, que pode ser ainda revestida com camada isolante dependendo da aplicação.



FIGURA 4.1- Conjunto da Desbobinadeira da Linha de Recozimento.

A FIG. 4.2 apresenta detalhe da fratura por fadiga do eixo de mandril, localizada na seção com rasgo de chaveta. Esta fratura ocorreu após 11 anos e 8 meses em operação.



FIGURA 4.2- Detalhe da fratura do eixo do caso I.

A avaliação à fadiga da seção crítica apresentada na FIG. 4.2 foi realizada a partir das características físicas e geométricas do eixo, cujo desenho se encontra no anexo A. A TAB. 4.1 apresenta as características geométricas do eixo fraturado.

Características geometricas do eixo – Caso I.						
Descrição	Dimensões (mm)					
Diâmetro da seção crítica (d)	282					
Diâmetro do furo do eixo $(d_f)$	100					
Diâmetro do mandril $(d_m)$	610					
Distâncias $L_1$ ; $L_2$ e $L_3$	2143; 1000 e 930					
ONTE – Desenho do eixo - Anexo A						

TABELA 4.1 Características geométricas do eixo – Caso I

FONTE – Desenho do eixo - Anexo A

O cálculo do limite de fadiga  $(S_n)$  da seção crítica do eixo, apresentada na FIG. 4.2, foi realizado a partir dos seguintes dados calculados e levantados do desenho do eixo:

- Limite de ruptura  $(S_u) = 981$  Mpa Aço SAE 4140;
- Fator de sensibilidade ao entalhe (q) avaliado em 0,89; •
- Fator de tamanho ( $C_{tam}$ ) = 0,69 e •
- Fator de superfície  $(C_{sup}) = 0.88$ .

A TAB. 4.2 apresenta o valor de  $S_n$ , as capacidades de carga nominal de projeto e a correspondente ao limite  $S_n$ .

TABELA 4.2.

Limite de fadiga  $(S_n)$  e capacidades de carga nominal e correspondente ao limite  $S_n$  do eixo.

Descrição	Valor
Limite de fadiga da peça $(S_n)$	297 MPa
Capacidade de carga nominal de projeto	22,50 t
Capacidade de carga correspondente ao limite $S_n$	24,00 t

O resultado final do dano acumulado foi obtido para  $K_t$  igual a 3,73 (Pilkey, 1997) calculado conforme a EQ. 4.1.

$$K_{t} = 1,426 + 0,1643 \times \left(\frac{0,1}{\frac{r}{d}}\right) - 0,0019 \times \left(\frac{0,1}{\frac{r}{d}}\right)^{2}$$
(4.1)

Onde d é o diâmetro da seção crítica e r é o raio de canto do rasgo de chaveta.

### 4.2 Dados do Caso Experimental II

O caso experimental II corresponde ao eixo de mandril da bobinadeira da linha de corte longitudinal da laminação a frio de inoxidáveis. A FIG. 4.3 apresenta o conjunto da bobinadeira, onde se destaca o mandril em balanço. Basicamente, a linha de corte longitudinal tem a função de cortar a chapa metálica em tiras com larguras adequadas aos clientes. A aplicação dos aços inoxidáveis é bastante ampla, sendo usado na fabricação de fogões, refrigeradores, tanques de armazenamento de bebidas, cutelaria, baixelas, panelas, moedas, tubos, fachada de prédios, revestimento de elevadores, entre outras.



FIGURA 4.3- Conjunto da bobinadeira da linha de corte longitudinal.

A FIG. 4.4 apresenta detalhe da fratura por fadiga do eixo de mandril. Também neste caso, observa-se a fratura na seção com rasgo de chaveta. Esta fratura ocorreu após mais de 26 anos em operação.



FIGURA 4.4- Detalhe da fratura do eixo do caso II.

A avaliação à fadiga da seção crítica apresentada na FIG. 4.4 foi realizada a partir das características físicas e geométricas do eixo, cujo desenho se encontra no anexo B. A TAB. 4.3 apresenta as características geométricas do eixo fraturado.

TABELA	4.3.
--------	------

Características geométricas do eixo - Caso II.

Descrição	Dimensões (mm)
Diâmetro da seção crítica ( <i>d</i> )	216
Diâmetro do furo do eixo $(d_f)$	82,55
Diâmetro do mandril $(d_m)$	610
Distâncias $L_1$ ; $L_2 e L_3$	1975; 959 e 597

FONTE – Desenho do eixo - Anexo B

Neste caso, o limite de fadiga  $(S_n)$  da seção crítica do eixo apresentada na FIG. 4.4 foi determinado através dos seguintes dados:

- Limite de ruptura ( $S_u$ ) de 951 Mpa Aço SAE 4145;
- Fator de sensibilidade ao entalhe (q) igual a 0,83;
- Fator de tamanho ( $C_{tam}$ ) de 0,71 e
- Fator de superfície ( $C_{sup}$ ) avaliada em 0,73.

A TAB. 4.4 apresenta o valor de  $S_n$  e as capacidades de carga nominal de projeto e correspondente ao limite  $S_n$ .

#### TABELA 4.4.

Limite de fadiga  $(S_n)$  e capacidades de carga nominal e correspondente ao limite  $S_n$  do eixo.

Descrição	Valor
Capacidade de carga nominal de projeto	15,0 t
Capacidade de carga correspondente à $S_n$	12,0 t
Limite de fadiga da peça $(S_n)$	246 MPa

O resultado final do dano acumulado foi obtido para  $K_t$  igual a 3,77 (Pilkey,1997) calculado conforme a EQ. 4.1.

### 4.3 Resultados do Caso Experimental I

#### 4.3.1 Dados do carregamento

Com relação ao carregamento do eixo do mandril da desbobinadeira, durante seu período de operação foram processadas 7.054 bobinas, sendo 4.355 acima de 24 t, na faixa de espessura de 0,30 a 1,00 mm e faixa de largura entre 900 a 1.100 mm. A distribuição da faixa de peso das bobinas, da faixa de espessura e da largura em função dos anos em operação é apresentada nos GRA. 4.1, 4.2, 4.3. e 4.4.



GRÁFICO 4.1- Distribuição do peso das bobinas no período de operação do mandril. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

Observa-se no GRA. 4.1 a maior ocorrência de bobinas entre 25 a 30 t a partir do 5° ano. No GRA. 4.2 observa-se a distribuição dos pesos das bobinas, onde o peso médio foi igual a 27,8 t.



GRÁFICO 4.2 - Distribuição do peso das bobinas acima de 24 t. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.



GRÁFICO 4.3- Distribuição da faixa de espessura das bobinas. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

No GRA. 4.3 observa-se a predominância da espessura média igual a 0,5 mm e no GRA. 4.4 a predominância da largura média igual a 1025 mm.



GRÁFICO 4.4- Distribuição da faixa de largura das bobinas. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

Uma amostra dos dados do histórico do carregamento é apresentada no anexo C. A FIG. 4.5 apresenta a interface gráfica de entrada de dados da macro desenvolvida em ambiente Excel<sup>®</sup> que corresponde a execução da rotina de cálculo do dano acumulado. O código da macro em Visual Basic é apresentado no anexo D.

A FIG. 4.6 apresenta uma cópia da tela do programa de edição da macro em VBA e a FIG. 4.7 ilustra parte da tabela de resultados gerada na execução da rotina estabelecida pela macro.

PREVISÃO DE VIDA DO MANDRIL – CAS						
DADOS DE PROCESSO						
TRAÇÃO [N]	4000					
DIMENSÕES						
DIÂMETRO DA SEÇÃO CRÍTICA [mm]	282					
DIÂMETRO DO FURO DO EIXO [mm]	100					
DIÂMETRO MANDRIL [mm]	610					
DIST. CARGA AO MANCAL TRAS. [mm]	2143					
DIST. CARGA AO MANCAL DIANT. [mm]	1000					
DIST. DO APOIO TRAS. A SEÇÃO CRIT. [mm]	930					
PROPRIEDADES DO MATERIAL						
LIMITE DE RUPTURA DO MATERIAL [MPa]	981					
FATOR SENSIBILIDADE AO ENTALHE	0,89					
FATORES DIVERSOS						
FATOR Kt	3,732					
FATOR a DE ACABAMENTO SUPERFICIAL	1,58					
FATOR b DE ACABAMENTO SUPERFICIAL	-0,085					
FATOR a DE TAMANHO	1,189					
FATOR b DE TAMANHO	-0,097					
FATOR DE REDUÇÃO DE CICLOS	0,50					
FAIXA DE PESO						
PESO MÍNIMO	10000					
PESO MÁXIMO	31000					
TABELA DE DADOS		F	RESU	JLTA	<b>IDOS</b>	
LINHA INICIAL	9	Ano 20				01
LINHA FINAL	18974	Mês			8	
		Dano Total 1,28			1,285	51
					Calcula	1

FIGURA 4.5- Interface gráfica – Caso I.

a Resource President Previous do year to once de reaction	Tecenal or Euclid David Science				- Ball
	The second secon			(internet of the second se	
and the sec	Kennedistan	4.8			
Control of Project 8.64     Service (PROFESSION)     Service (PROF	Personal file Communitiering CD Com Not AI (1997)86 Com Not AI (1997)86 Com Not A (1997)86 Com Not AI (1997)87 Com T (1997)87 Com T (1997)88 Com T (1997)88	while the Bill An Amazin, PEDI for an Amazing be do to make Amazing be do to the Amazing be do to the Amazing be done to be an performed	/ le Cradie, foir le Brain, fan able, 21 de Joseffe, at de Brain able, ac le Braine, de Le Brain assert11 (1949-12)*	n der Demision I 1. juni der Canal	
	$\label{eq:constraints} \begin{array}{c} \mathbf{x}_{1} = \mathbf{x}_{1} \mathbf{x}_{2} \mathbf{x}_{3} \mathbf{x}_{3$	c al., Rochaster (Principle) (a), Neohaster (	<ol> <li>Bardan (1957) (Rel Jac</li> <li>Jacapa (1977) (Nolaw (1976)</li> <li>Bardan (1977) (Robart (1970)</li> <li>Bardan (1977) (Robart (1970))</li> </ol>		
	Delta = applications (activation) Instance = applications (activation) Instance = applications (activation) Infinal + applications (activation) Applications (activation) (function) Applications (activation) (function) applications (activation) (function) activations (activation) (function) (function) activations (function) (function) (function) (function) (function) (function) (function) (function) (function) (function) (function) (f	Nathai, Michardon (n. 1916), Nathai, Michardon (n. 1916), Nathai, Suelainne (n. 1916), 1940 (n. 1916), Suelainne (n. 1916), 1940 (n. 1916), 1940 (n. 1916), Suelainne (n. 1916), 1940 (n. 19	the Joseph (* 2014), for the had Joseph (* 2014), for the high Joseph (* 2014), for the high Joseph (* 2014), for the generative of the second second generative of the second second second second generative of the second second second second second generative of the second	12	e

FIGURA 4.6- Cópia da tela do programa de edição da macro em VBA – Caso I.

Ano	Bobina	Ciclos	Dano_parcial	Dano_total	Linha	N curva SN	Tensão
1994	2804	35,5	4,48862E-05	4,48862E-05	4133	7,91E+05	308,20
1994	2805	55,5	2,29057E-05	6,7792E-05	4134	8,73E+05	303,42
1994	2808	73,5	2,03283E-05	8,81203E-05	4138	8,85E+05	302,75
1994	2809	84,5	1,18174E-05	9,99377E-05	4139	9,31E+05	300,38
1994	2810	109,5	2,94506E-05	0,000129388	4141	8,49E+05	304,77
1994	2811	134	2,87659E-05	0,000158154	4142	8,52E+05	304,62
1994	2812	166	3,94982E-05	0,000197652	4144	8,10E+05	307,03
1994	2813	178	1,29761E-05	0,000210628	4145	9,25E+05	300,69
1994	2817	198,5	2,35609E-05	0,000234189	4151	8,70E+05	303,59

FIGURA 4.7- Parte da tabela de resultados gerada - Caso I

Os resultados apresentados na FIG. 4.7 fornecem dados para a construção de gráficos e tabelas para análise, conforme se apresenta a seguir.

### 4.3.2 Amplitude da tensão média resultante

A amplitude da tensão média resultante é calculada para cada bobina processada conforme a EQ. 3.1. A amplitude da tensão média resultante é função do número de espiras que provocam danos à seção crítica e do carregamento. O GRA. 4.5 apresenta a distribuição da amplitude da tensão média resultante durante o período de operação do mandril. A amplitude da tensão média resultante apresentou valor médio igual a 321,36 MPa. O valor máximo encontrado foi igual a 342,28 MPa. Observa-se no

GRA. 4.5 o caráter variável do carregamento aplicado e sua correlação com a distribuição do carregamento (GRA 4.2).



GRÁFICO 4.5- Distribuição da amplitude da tensão média resultante.

O GRA 4.6 apresenta os resultados da amplitude da tensão média resultante de cada bobina em função do número de ciclos aplicados.



GRÁFICO 4.6- Amplitude da tensão média de cada bobina em função do número de ciclos.

Uma ampliação do trecho de 2,0  $E^{+05}$  a 3,0  $E^{+05}$  é apresentada no GRA. 4.7, onde se observa as variações encontradas entre as amplitudes da tensão média resultante e o limite de fadiga.



GRÁFICO 4.7- Ampliação do gráfico 4.6 no trecho 2,0  $E^{+05}$  a 3,0  $E^{+05}$  ciclos.

Percebe-se no GRA. 4.7 o comportamento variável e aleatório das tensões atuantes em faixa de amplitudes superior ao limite de fadiga da seção crítica.

#### 4.3.3 Número de ciclos N da curva S-N

O número de ciclos N obtidos da curva S-N da seção crítica do material é calculado para cada valor de tensão média resultante de cada bobina processada conforme a EQ. 3.10. O GRA. 4.8 apresenta a distribuição do número de ciclos N obtidos da curva S-N durante o período de operação do mandril.



GRÁFICO 4.8 - Distribuição dos valores dos ciclos N obtidos da curva S-N.

O valor mínimo encontrado para N é igual a 4,02 E+05 e o valor médio corresponde a 5,93 E+05. Observa-se no GRA. 4.8 uma correlação com o perfil da distribuição dos pesos das bobinas (GRA. 4.2) e com o perfil da distribuição da tensão média (GRA. 4.5).

# 4.3.4 Dano parcial

O dano parcial provocado por cada bobina é calculado conforme a EQ. 3.13. O dano parcial é definido pela relação entre o número de espiras que provocam danos à seção crítica do eixo do mandril e o número de ciclos resultantes da aplicação da tensão média resultante. O GRA. 4.9 apresenta a distribuição do dano parcial durante o período de operação do mandril.



GRÁFICO 4.9 - Distribuição do dano parcial.

O valor do dano parcial médio encontrado foi igual a 2,95 E-04 e o valor do dano parcial máximo igual a 4,41 E-04. O valor mínimo do dano parcial foi igual a 6,53 E-06.

A evolução do dano parcial em função dos ciclos aplicados é apresentada no GRA. 4.10.



GRÁFICO 4.10- Evolução do dano parcial.

Observa-se no GRA. 4.10 a correlação com o perfil de carregamento apresentado no GRA. 4.1 - distribuição do peso das bobinas, indicando a influência direta do carregamento sobre o dano.

# 4.3.5 Dano final acumulado

O dano final acumulado provocado pelas bobinas processadas é calculado conforme a EQ. 3.15. O dano final acumulado é definido pela somatória dos danos parciais das bobinas processadas, mantendo-se a ordem cronológica de carregamento, isto é, preservando-se o histórico de carregamento desde o início em operação até a fratura do eixo. O GRA. 4.11 apresenta o resultado do progresso do dano acumulado por fadiga em função do número de ciclos de carregamento, conforme rotina estabelecida no fluxograma da FIG. 3.5.



GRÁFICO 4.11- Dano acumulado em função do número de ciclos de carregamento.

O resultado do GRA. 4.11 representa acúmulo linear do dano em função do número de ciclos aplicados até a fratura do eixo. Neste caso, o valor final do dano acumulado foi igual a **1,285**. Este resultado está em conformidade com a regra linear de Miner, que estabelece: *quando o valor do dano acumulado*  $\geq$  1,0, ocorre a falha do componente.

Utilizando-se os resultados do GRA. 4.11 pode-se calcular a taxa de danos versus ciclos, que corresponde a  $1,84 \times 10^{-6}$  danos/ciclo.

No GRA. 4.12 tem-se o resultado do progresso do dano em função dos anos em operação. Este resultado está em conformidade com o perfil de distribuição das bobinas de 25 a 30 t, apresentado no GRA. 4.1.



GRÁFICO 4.12- Dano acumulado em função dos anos em operação.

## 4.3.5.1 Análise do dano final acumulado

A evolução do dano final acumulado e do dano parcial em função dos ciclos aplicados é apresentada no GRA. 4.13.



GRÁFICO 4.13 – Evolução do dano final acumulado.

A construção por trechos do GRA. 4.13 é abordada a seguir, onde se observa a influência do dano parcial na evolução do dano final acumulado. A influência do carregamento na faixa de 25 a 30 t, que se iniciou no 5° ano, sobre o dano parcial e final acumulado é ilustrada no GRA. 4.14.



GRÁFICO 4.14 – Evolução do dano final acumulado no 5º ano.

Observa-se no GRA. 4.14 dois momentos distintos, onde o dano parcial está situado no patamar médio de  $10^{-5}$  e se eleva para o patamar médio de  $10^{-4}$ . Esta mudança no valor médio do dano parcial afeta diretamente na construção do dano final acumulado. Uma mudança brusca na inclinação da curva do dano final acumulado é observada a partir de  $\pm 8 \times 10^3$  ciclos.

O GRA. 4.15 apresenta a evolução da curva do dano final acumulado no período correspondente ao 9° ano. Observa-se no GRA. 4.15 a estabilidade da inclinação da curva do dano final acumulado. O dano final acumulado varia de 0,47 a 0,66 compreendido na faixa de 2,72E+05 a 3,73E+05 ciclos. A taxa de dano versus ciclos neste período é igual a 1,88 x  $10^{-6}$  danos/ciclo, que corresponde à mesma taxa calculada anteriormente para todo o período de operação a partir do 5° ano.



GRÁFICO 4.15- Evolução do dano final acumulado no 9º ano.

O GRA. 4.16 apresenta detalhe do GRA. 4.15 no trecho compreendido entre 314 a 318 mil ciclos.



GRÁFICO 4.16 - Detalhe da evolução do dano final acumulado no 9º ano.

No GRA. 4.16, observa-se algumas oscilações dos valores do dano parcial, na faixa de  $10^{-5}$  a  $10^{-4}$ , porém sem influência significativa na inclinação da curva do dano acumulado.

O GRA. 4.17 apresenta a participação do dano parcial e das bobinas processadas na formação do dano acumulado final, relacionados à faixa do dano parcial.



GRÁFICO 4.17 – Participação do dano parcial e da quantidade de bobinas na construção do dano acumulado.

No GRA. 4.17, observa-se que o dano parcial superior a 1,00E-05 participa de 99% da formação do dano acumulado, representado por 97% das bobinas que provocam danos. A partir do dano parcial superior a 1,00E-04 observa-se uma redução

da participação do dano parcial e da porcentagem de bobinas na formação do dano acumulado. Esta redução reflete a distribuição do dano parcial e da porcentagem de bobinas na formação do dano acumulado, que atinge para a faixa do dano parcial superior a 2,00E-04, a participação de 34%, correspondendo a 22% das bobinas que provocam danos.

### 4.4 Resultados do Caso Experimental II

# 4.4.1 Dados do carregamento

A distribuição do peso das bobinas processadas na bobinadeira da tesoura longitudinal é apresentada no GRA. 4.18. Neste gráfico é apresentado apenas bobinas entre 10 e 25 t dentro do universo de 323.264 bobinas processadas, sendo que apenas 4.943 bobinas são acima de 12 t, que corresponde ao limite de fadiga. Observa-se no GRA. 4.18, a partir do 18º ano, a maior ocorrência de bobinas entre 20 a 25 t.



GRÁFICO 4.18- Distribuição do peso das bobinas no período do 2º ao 22º ano. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

A distribuição do peso das bobinas a partir do 18º ano é apresentada no GRA. 4.19, onde se observa grande dispersão dos pesos das bobinas em relação ao peso médio igual a 16,2 t.



GRÁFICO 4.19- Distribuição do peso das bobinas no período do 18º ao 22º ano. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

A distribuição da faixa de espessura de 0,4 a 4,0 mm, processadas no período de operação da bobinadeira é apresentada no GRA. 4.20.



GRÁFICO 4.20- Distribuição da faixa de espessura no período do 2º ao 22º ano. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

Observa-se no GRA. 4.20 que a faixa de espessura mais fina, entre 0,4 a 1,00 mm, ocupa mais de 80% do total, a partir do 12° ano. Uma distribuição da faixa de espessura entre 0,4 a 1,0 mm é apresentada no GRA. 4.21, onde se observa a predominância da faixa de espessura entre 0,4 a 0,6 mm.



GRÁFICO 4.21- Distribuição da faixa de espessura (0,4 a 1,0 mm) no período do 2º ao 22º ano. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

A distribuição da faixa de largura entre 600 a 1300 mm das bobinas processadas no período de operação da bobinadeira é apresentada no GRA. 4.22.



GRÁFICO 4.22- Distribuição da faixa de largura no período do 2º ao 22º ano. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

Observa-se no GRA. 4.22 a predominância da largura superior a 1000 mm.

De forma idêntica ao caso anterior, em função da enorme quantidade e variedade de dados deste caso, foi necessário desenvolver uma macro em ambiente Excel<sup>®</sup>. Uma amostra dos dados do histórico do carregamento é apresentada no anexo E. A FIG. 4.8 apresenta a interface gráfica com a entrada de dados da macro

desenvolvida em ambiente Excel<sup>®</sup> que corresponde a execução da rotina de cálculo do dano acumulado. No anexo F é apresentado o código da macro em Visual Basic.

A FIG. 4.9 apresenta uma cópia da tela do programa de edição da macro em VBA. A FIG. 4.10 apresenta parte da tabela de resultados gerada na execução da rotina estabelecida pela macro.

PREVISÃO DE VIDA DO MANDRIL TL1							
DADOS DE PROCESSO							
TRAÇÃO [N]	29400						
DIMENSÕES							
DIÂMETRO DA SEÇÃO CRÍTICA [mm]	216						
DIÂMETRO DO FURO DO EIXO [mm]	82,55						
DIÂMETRO MANDRIL [mm]	610						
DIST. CARGA AO MANCAL TRAS. [mm]	1975	-					
DIST. CARGA AO MANCAL DIANT. [mm]	959						
DIST. DO APOIO TRAS. A SEÇÃO CRIT. [mm]	597						
DIST. HORIZONTAL DA BOBINA AO ROLO [mm]	2700						
DIST. VERT. DO MANDRIL EM RELAÇÃO AO ROLO							
[mm]	277						
PROPRIEDADES DO MATERIAL							
LIMITE DE RUPTURA DO MATERIAL [MPa]	951						
FATOR SENSIBILIDADE AO ENTALHE	0,83						
FATORES DIVERSOS							
FATOR Kt	3,768						
FATOR a DE ACABAMENTO SUPERFICIAL	4,51						
	-						
FATOR b DE ACABAMENTO SUPERFICIAL	0,265						
FATOR a DE TAMANHO	1,189						
	-						
	0,097						
FATOR DE REDUÇÃO DE CICLOS	1,00						
FAIXA DE PESO							
PESO MÍNIMO	0		RESULTADOS				S
PESO MÁXIMO	25000		Ano 2006			2006	
			Mês			6	
			Dano				
			Тс	otal		1,47	606
						Calcu	la
						curou	

FIGURA 4.8- Interface gráfica – Caso II.

Contraction of the second second	4 1.648		-
<pre>10 To 10 10 To 10 T</pre>	(1173 28 ) - 1.0 - 0.5 - 1) - 11 - 1.00 - 1 - 1) - 11 - 1.00 - 1 - 1 - 1 - 1 - 1 - 17 - 10	80 ° 8 Å 4 * 30 = 8.6	

FIGURA 4.9- Cópia da tela do programa de edição da macro em VBA - Caso II.

Ano	Bobina	Ciclos	Dano_parcial	Dano_total	Linha	Tensão	N curva SN
1987	1	1	1,01318E-06	1,01318E-06	329	246,5332745	9,87E+05
1988	2	16	1,64416E-05	1,74547E-05	999	250,0594445	9,12E+05
1988	3	18	2,10697E-06	1,95617E-05	1711	248,2755606	9,49E+05
1988	4	19	1,00527E-06	2,0567E-05	1716	246,1846242	9,95E+05
1988	5	21	2,02829E-06	2,25953E-05	1723	246,5756656	9,86E+05
1988	6	27	6,30235E-06	2,88976E-05	1724	248,1438703	9,52E+05
1988	7	31	4,15029E-06	3,30479E-05	1770	247,5943366	9,64E+05
1988	8	32	1,00527E-06	3,40532E-05	3402	246,1846242	9,95E+05
1988	9	33	1,00322E-06	3,50564E-05	3431	246,0942565	9,97E+05
1988	10	34	1,00322E-06	3,60596E-05	3438	246,0942565	9,97E+05
1988	11	36	2,0462E-06	3,81058E-05	3461	246,9673131	9,77E+05
1988	12	37	1,00527E-06	3,91111E-05	3496	246,1846242	9,95E+05

FIGURA 4.10- Parte da tabela de resultados gerada - Caso II

Os resultados apresentados na FIG. 4.10 fornecem dados para a construção de gráficos e tabelas para análise, conforme se apresenta a seguir.

### 4.4.2 Amplitude da tensão média resultante

A amplitude da tensão média resultante é calculada para cada bobina processada conforme a EQ. 3.1. A amplitude da tensão média resultante é função do número de espiras que provocam danos à seção crítica e do carregamento. O GRA. 4.23 e 4.24 apresentam a distribuição da amplitude da tensão média resultante durante o período de operação do mandril.



GRÁFICO 4.23 – Distribuição da amplitude da tensão média resultante – 1º ao 22º ano.



GRÁFICO 4.24 – Distribuição da amplitude da tensão média resultante –18º ao 22º ano.

No período do 1º ao 22º ano a amplitude da tensão média resultante apresentou valor médio igual a 273,40 MPa. O valor máximo encontrado foi igual a 358,30 MPa. No período do 18º ao 22º ano, que corresponde ao aparecimento mais constante das bobinas superiores a 20 t, conforme se apresenta no GRA. 4.18, o valor médio da amplitude da tensão média resultante se elevou para 285,10 MPa. Observa-se no GRA. 4.23 e 4.24 o caráter variável do carregamento aplicado.

O GRA 4.25 apresenta os resultados da amplitude da tensão média resultante de cada bobina em função do número de ciclos aplicados.



GRÁFICO 4.25- Amplitude da tensão média de cada bobina em função do número de

Uma ampliação do trecho de 2,5  $E^{+05}$  a 3,0  $E^{+05}$  é apresentada no GRA. 4.26, onde se observa a variação entre as amplitudes da tensão atuante e o limite de fadiga (*S<sub>n</sub>*). Percebe-se no GRA. 4.26 o comportamento variável e aleatório das tensões atuantes e a faixa de amplitude superior ao limite de fadiga da seção crítica.

ciclos.



GRÁFICO 4.26- Ampliação do gráfico 4.25 no trecho 2,5  $E^{+05}$  a 3,0  $E^{+05}$  ciclos.

#### 4.4.3 Número de ciclos N da curva S-N

O número de ciclos N obtidos da curva S-N da seção crítica do material é calculado para cada valor de tensão média resultante de cada bobina processada conforme a EQ. 3.10. O GRA. 4.27 apresenta a distribuição do número de ciclos N obtidos da curva S-N durante o período do 18° ao 22° ano de operação do mandril.



GRÁFICO 4.27 - Distribuição dos valores dos ciclos N obtidos da curva S-N – período 18° ao 22° ano.

O valor mínimo encontrado para N é igual a 1,20 E+05 e o valor médio corresponde a 5,74 E+05. Observa-se no GRA. 4.27 uma correlação com o perfil da distribuição dos pesos das bobinas (GRA. 4.19) e com o perfil da distribuição da tensão média no mesmo período (GRA. 4.24).

## 4.4.4 Dano parcial

O dano parcial provocado por cada bobina é calculado conforme a EQ. 3.13. O dano parcial é definido pela relação entre o número de espiras que provocam danos à seção crítica do eixo do mandril e o número de ciclos resultantes da aplicação da tensão média resultante. O GRA. 4.28 e 4.29 apresentam a distribuição do dano parcial durante o período de operação do mandril.



GRÁFICO 4.28 – Distribuição do dano parcial – período do 1º ao 22º ano.



GRÁFICO 4.29 – Distribuição do dano parcial – período do 18º ao 22º ano.

No período do 1° ao 22° ano o valor do dano parcial médio encontrado foi igual a 2,936 E-04 e o valor do dano parcial máximo igual a 4,220 E-03. O valor mínimo do dano parcial foi igual a 1,00 E-06. Considerando o período do 18° ao 22° ano, o valor do dano parcial médio se elevou para 4,346 E-04.





GRÁFICO 4.30 - Evolução do dano parcial - período do 1º ao 22º ano.



GRÁFICO 4.31 - Evolução do dano parcial - período do 18º ao 22º ano.

Observa-se no GRA. 4.30 a influência direta do carregamento sobre o dano parcial. No GRA. 4.31 destaca-se a elevação do dano parcial médio, a partir de 43 mil ciclos, que coincide com o perfil de carregamento a partir do 18º ano, caracterizado com a maior incidência de bobinas superiores a 20 t.
#### 4.4.5 Dano final acumulado

O dano final acumulado provocado pelas bobinas processadas é calculado conforme a EQ. 3.15. O dano final acumulado é definido pela somatória dos danos parciais das bobinas processadas, mantendo-se a ordem cronológica de carregamento, isto é, preservando-se o histórico de carregamento desde o início em operação até a fratura do eixo. O GRA. 4.32 apresenta o resultado do progresso do dano acumulado por fadiga em função do número de ciclos de carregamento, conforme rotina estabelecida no fluxograma da FIG. 3.5.



GRÁFICO 4.32 - Dano acumulado em função do número de ciclos de carregamento.

Assim como foi apresentado no caso anterior, o resultado do GRA. 4.32 também indica acúmulo linear do dano em função dos ciclos aplicados até a fratura do eixo. Neste caso, o valor do dano final acumulado foi igual a **1,476**. Este resultado também comprova o valor do dano acumulado  $\geq$  1,0, conforme definido na regra linear. A taxa de danos versus ciclos do GRA. 4.32 corresponde a 4,10 x 10<sup>-6</sup> danos/ciclo.

No GRA. 4.33 tem-se o resultado do progresso do dano em função do período de operação levantado (1º ao 22º ano).



GRÁFICO 4.33- Dano acumulado em função do 1º ao 22º ano.

Analisando-se o GRA. 4.33, observa-se que a taxa de evolução do dano acumulado está em concordância com o aumento da faixa de peso das bobinas no período de operação do mandril (vide GRA. 4.18).

4.4.5.1 Análise do dano final acumulado

A evolução do dano final acumulado e do dano parcial em função dos ciclos aplicados é apresentada no GRA. 4.34.



GRÁFICO 4.34 - Evolução do dano final acumulado - período do 1º ao 22º ano.

A construção por trechos do GRA. 4.34 é abordada a seguir, onde se observa a influência do dano parcial na evolução do dano final acumulado.



O período compreendido entre o 1º ao 17º ano é apresentado no GRA. 4.35.

GRÁFICO 4.35 – Evolução do dano final acumulado – período 1º ao 17º ano.

Observa-se no GRA. 4.35 a influência direta do carregamento no perfil da curva do dano final acumulado. Desde o período inicial até 5600 ciclos, o dano final acumulado atinge o valor de 0,0067, a uma taxa de danos igual a 1,19E-06 danos/ciclo. A partir do 10° ano, quando são processadas 12 bobinas na faixa de 20 a 25 t, o dano acumulado assume o valor de 0,022, por volta de 9300 ciclos, com taxa de danos igual 4,14E-06 danos/ciclo. Por volta de 11 mil até 15 mil ciclos, observa-se novo crescimento acentuado do dano final acumulado, que está ligado ao processamento no 13° ano de algumas bobinas com pesos próximos de 20 t. Uma elevação brusca do dano final acumulado é observada próximo de 20 mil ciclos e corresponde a uma única bobina do banco de dados. Esta bobina deveria ser descartada devido às divergências encontradas em suas dimensões. O dano final acumulado atinge o valor de 0,127 no 17° ano, após 43 mil ciclos aplicados.

No GRA. 4.36 observa-se, a partir de 43 mil ciclos, o crescimento constante do dano final acumulado, que corresponde ao período iniciado no 18º ano. A taxa de danos neste trecho é igual a 4,26E-06 danos/ciclo.



GRÁFICO 4.36 - Evolução do dano final acumulado - período do 18º ao 22º ano.

O GRA. 4.37 apresenta detalhe do trecho de 127 mil a 132 mil ciclos ocorridos no 19º ano.



GRÁFICO 4.37 – Detalhe da evolução do dano final acumulado – 19º ano.

Observa-se no GRA. 4.37 variações bruscas no perfil do dano final acumulado em função do dano parcial, que apresenta valores na faixa de  $10^{-6}$  a  $10^{-3}$ .

O GRA. 4.38 apresenta a participação do dano parcial e das bobinas processadas na formação do dano acumulado final, relacionado à faixa do dano parcial.



GRÁFICO 4.38 – Participação do dano parcial e da quantidade de bobinas no dano acumulado.

No GRA. 4.38, observa-se que o dano parcial superior a 1,00E-05 participa de 98% da formação do dano acumulado, representado por 70% das bobinas que provocam danos. Até a faixa de dano parcial superior a 5,00E-04 a participação do dano parcial se reduz para 80%, enquanto que a quantidade de bobinas correspondente se reduz para 19%. Na faixa final do dano parcial, superior a 1,00E-03, a participação do dano parcial na composição do dano final acumulado corresponde a 57%, que equivale a apenas 10% das bobinas que provocam danos. Esta última faixa do dano parcial é representada por bobinas superiores a 20 t, refletindo uma característica de *maior sobrecarga* e maior dispersão do carregamento para este caso experimental.

Outro fator importante no cálculo do dano parcial é a espessura da tira. Neste caso experimental foi observada a predominância da faixa de espessura entre 0,4 a 1,0 mm, conforme apresentado no GRA. 4.20.



Uma ilustração da influência da espessura sobre o dano parcial, considerando-se uma mesma bobina de 24 t, é apresentada no GRA. 4.39.

GRÁFICO 4.39 - Variação do dano parcial em função da espessura.

Do GRA. 4.39 observa-se que, para um mesmo peso de bobina, quanto menor a espessura, maior é o dano parcial correspondente. A explicação está no maior número de espiras, ou ciclos, que as bobinas com espessuras mais finas apresentam.

## 4.5 Simulação da aplicação de ciclos unitários de tensão para os casos I e II

A metodologia foi desenvolvida considerando-se a aplicação da amplitude da tensão média calculada conforme a EQ. 3.1. A investigação, apresentada a seguir, avalia a influência no resultado final do dano acumulado, ao substituir a amplitude da tensão média por ciclos unitários de tensão correspondentes a cada espira.

O GRA. 4.40 apresenta o resultado do progresso do dano em função do número de ciclos de carregamento para o caso I.



GRÁFICO 4.40 - Dano acumulado função do Nº. de ciclos de carregamento - Caso I

O GRA. 4.40 indica acúmulo linear do dano em função dos ciclos aplicados até a fratura do eixo. Neste caso, o valor do dano final acumulado foi igual a **1,353**, contra **1,285** registrado com a aplicação da amplitude da tensão média, conforme apresentado no GRA. 4.11. O desvio do resultado do dano acumulado é de + **5,3%**.

O GRA. 4.41 apresenta o resultado do progresso do dano em função do número de ciclos de carregamento para o caso II.



GRÁFICO 4.41- Dano acumulado função do Nº. de ciclos de carregamento - Caso II

O GRA. 4.41 indica acúmulo linear do dano em função dos ciclos aplicados até a fratura do eixo. Neste caso, o valor do dano final acumulado foi igual a **1,936.** Este

valor é **31,1%** superior ao valor encontrado com a aplicação da amplitude da tensão média apresentado no GRA. 4.32.

#### 4.6 Discussão dos resultados dos casos I e II

Os casos experimentais I e II apresentam características diferenciadas, principalmente com relação ao tipo de carregamento aplicado durante o período em operação. Entretanto, os resultados dos valores do dano final acumulado nos dois casos estudados, respectivamente 1,285 para o caso I e 1,476 para o caso II, apresentam apenas 15% de diferença e são superiores a 1,0, indicando falha do componente, conforme estabelecido pela regra de Miner. Além disto, os resultados do dano acumulado estão dentro de uma faixa de estimativa razoável de previsão de vida, ou seja, entre 0,5 a 2,0 vezes a vida real em fadiga, segundo Schijve (2001).

Uma análise comparativa dos resultados encontrados nos cálculos e das principais características dimensionais e de processo dos dois casos estudados, considerando a aplicação da metodologia com a amplitude da tensão média e também com a tensão unitária, é apresentada a seguir para esclarecer a influência destes parâmetros sobre o dano acumulado.

#### 4.6.1 Análise dos dados dos eixos

A TAB. 4.5 apresenta os dados principais dos eixos dos casos I e II.

1 1				
Dados	Caso I	Caso II		
Material do eixo	SAE 4140	SAE 4145		
Limite de ruptura (MPa)	981	951		
Diâmetro da seção crítica (mm)	282	216		
Local da fratura	Rasgo de chaveta	Rasgo de chaveta		
Fator de concentração tensões (Kt)	3,732	3,768		
Limite de Fadiga (MPa)	297	246		
Posição na Linha de Processo	Desbobinadeira	Bobinadeira		

Dados principais dos eixos dos casos I e II

Observa-se na TAB. 4.5 algumas características comuns ou com valores próximos, tais como, material, limite de ruptura, locação da fratura e fator de

concentração de tensões. As maiores diferenças ficam com o diâmetro da seção crítica, que é 30% maior para o caso I e no limite de fadiga, cujo valor é 21% superior para o caso I.

## 4.6.2 Análise dos resultados - Amplitude da tensão média

A TAB. 4.6 apresenta os principais resultados dos casos I e II com aplicação da amplitude da tensão média.

Dados	Caso I	Caso II
Carga Limite de fadiga (t)	24,0	12,0
Carga Máxima Atuante (t)	30,0	25,0
Carga Média Atuante (t)	27,8	16,2
Carga Máxima/Carga Limite Fadiga	1,25	2,08
Amplitude da Tensão média – Maximo (MPa)	340	358
Amplitude da Tensão Média – Média (MPa)	321	285
Tensão máxima / Tensão média	1,06	1,25
Tensão máxima /Limite de fadiga	1,14	1,45
Tensão média / Limite de Fadiga	1,08	1,16
Dano Parcial – Mínimo	±1,00E-06	±1,00E-06
Dano Parcial - Médio	2,95E-04	4,35E-04
Dano Parcial - Máximo	4,41E-04	4,22E-03
Dano Parcial Máximo/Mínimo	441,00	4220,00
Dano Parcial Máximo/Médio	1,49	9,70
N mínimo obtido curva S-N	4,22E+05	1,20E+05
N médio obtido curva S-N	5,93E+05	5,74E+05
N máximo obtido curva S-N	±1,00E+06	±1,00E+06
N máximo / N mínimo	2,37	8,33
N médio / N mínimo	1,47	4,78
Ciclos de fadiga	698.687	359.624
Taxa de dano (danos/ciclo)	1,84E-06	4,10E-06
Tempo em operação (anos)	11,7	26,0
Tempo submetido a danos (anos)	7,7	4,5
Total de Bobinas processadas	7.054	323.264
Total de Bobinas com danos ao eixo	4.355	4.943
Espessura média da tira (mm)	0,5	0,4 a 1,0
Largura média da chapa (mm)	1025	1150
Dano acumulado	1,285	1,476

TABELA 4.6

Principais resultados dos casos I e II - Amplitude tensão média

Uma análise comparativa da TAB. 4.6 resulta nos seguintes comentários e afirmações:

(a) Comparando-se as relações entre a carga máxima aplicada e a carga limite de fadiga em cada caso, observa-se no caso I uma variação de 1,25 vezes, enquanto que no caso II se tem variação de 2,08 vezes. A ampla diferença encontrada no caso II demonstra uma característica de *maior sobrecarga*, que ocorreu principalmente após o 18° ano, conforme ilustrado no GRA. 4.18 e 4.19. Também é observado no caso II, uma maior dispersão do carregamento em relação ao peso médio das bobinas que provocam danos.

(b) A condição de carregamento dos casos I e II pode ser avaliada através da comparação das variações entre as relações das amplitudes das tensões média e máxima sobre o limite de fadiga. No caso I, observa-se o carregamento mais homogêneo e mais próximo do limite de fadiga, onde se tem uma variação de 8,0 para 14,0%. No caso II, se encontra uma variação maior do que no caso I, de 16,0 para 45,0%, que corresponde a um carregamento mais disperso e com característica de *maior sobrecarga*.

(c) A condição de carregamento dos casos I e II também pode ser avaliada através da comparação das variações das relações do dano parcial máximo sobre o médio e do máximo sobre o mínimo. No caso I, observa-se a faixa de variação de 1,49 para 441,00 vezes. No caso II, esta faixa de variação corresponde a 9,70 a 4220,00 vezes. Devido à relação direta do dano parcial com o carregamento, observa-se correlação com a característica de *maior sobrecarga* encontrada no caso II.

(d) A condição de carregamento dos casos I e II ainda pode ser avaliada através da comparação do número de ciclos *N* obtidos da curva *S-N*. As variações das relações do valor médio sobre o mínimo e do máximo sobre o mínimo fornecem informações do comportamento do carregamento. No caso I, esta faixa de variação corresponde a 1,47 a 2,37 vezes. No caso II, esta faixa de variação corresponde a 4,78 a 8,33 vezes, evidenciando maior dispersão do carregamento para o caso II e correlação com a característica de *maior sobrecarga*.

(e) A influência do carregamento é observada no número de ciclos de fadiga, onde se tem uma relação próxima de 50% entre os ciclos dos casos I e II.

(f) A taxa de danos do caso II é 2,2 vezes maior que a do caso I, demonstrando correlação com o comentário anterior.

(g) O tempo em operação dos eixos de mandris foi influenciado principalmente pelo carregamento. Os GRA. 4.1 e 4.18 indicam o período onde o carregamento foi alterado de forma acentuada nos dois casos. O tempo submetido a danos é proporcional à característica do carregamento de cada caso.

(h) A maior quantidade de bobinas processadas no caso II se deve a característica da linha, cuja produção está concentrada em bobinas com peso inferior a 10 t. Entretanto, comparando-se somente a quantidade de bobinas que causam danos, observa-se uma diferença de apenas 13% a mais para o caso II.

(i) A largura predominante nos dois casos é próxima, não oferecendo condições diferenciadas para progressão do dano. Entretanto, a espessura influencia o progresso do dano, uma vez que a quantidade de ciclos é diretamente proporcional à espessura da tira. Considerando um mesmo peso de bobina, o dano parcial, ou seja, o dano provocado por cada bobina, é maior para espessuras menores e decresce com o aumento da espessura conforme ilustrado no GRA. 4.39.

Concluindo esta análise comparativa, faz-se um comentário adicional sobre a característica de *maior sobrecarga* e dispersão do carregamento encontrada no caso II. A participação do dano parcial e das bobinas na construção do dano acumulado final em cada caso é apresentada nos GRA. 4.17 e 4.38, que fornecem uma visualização da característica de sobrecarga do caso II em relação ao caso I. O GRA. 4.42 reúne os GRA. 4.17 e 4.38 em um único gráfico para enfatizar esta diferença entre os dois casos.



GRÁFICO 4.42 – Participação do dano parcial e da quantidade de bobinas no dano acumulado para os casos I e II.

Observa-se no GRA. 4.42, a distribuição mais regular da participação do dano parcial e das bobinas na construção do dano acumulado no caso I. No caso II, a partir da faixa de dano parcial superior a 5,00E-04, observa-se 80% de participação do dano parcial na formação do dano acumulado final, correspondente a 19% das bobinas que provocam danos. A faixa superior a 1,00E-03 do dano parcial, mostra a maior dispersão do carregamento do caso II, onde se observa que 57% do dano parcial participam na construção do dano acumulado, concentrado em apenas 10% das bobinas que provocam danos. Esta última faixa do dano parcial é representada por bobinas superiores a 20 t, refletindo uma característica de *maior sobrecarga* e maior dispersão do carregamento para este caso experimental.

Complementando as observações anteriores, a característica de *maior sobrecarga* e maior dispersão do carregamento do caso II também pode ser observada no GRA. 4.43, que apresenta uma comparação entre os perfis de distribuição dos pesos das bobinas dos casos I e II, extraídos dos GRA. 4.2 e 4.19. O GRA. 4.43 sintetiza a diferença da distribuição do carregamento entre os casos I e II, onde se observa uma maior dispersão em relação ao limite de fadiga no caso II. Também pode ser observada no caso II, uma grande concentração de bobinas próximas ao limite de fadiga, porém com pouca influência na construção do dano acumulado, conforme explicado anteriormente.



GRAFICO 4.43 - Comparação dos perfis de distribuição dos pesos das bobinas

Destaca-se no GRA. 4.43 as relações de carregamento sobre a capacidade de fadiga. No caso I, a relação máxima é igual a 1,25 x Limite de Fadiga, enquanto que no caso II é igual a 2,08 x Limite de Fadiga, caracterizando maior sobrecarga neste caso.

#### 4.6.3 Análise dos Resultados - Tensão unitária

A TAB. 4.7 apresenta os principais resultados dos casos I e II com aplicação da tensão unitária.

Comparando-se os resultados apresentados na TAB. 4.7 com os da TAB. 4.6, observa-se de uma maneira geral uma elevação dos valores. Esta elevação dos valores é influenciada pela aplicação da tensão unitária no cálculo do dano parcial.

Os resultados do dano acumulado se elevaram em 5,3% para o caso I, enquanto que no caso II a elevação foi de 31,1%. O desvio maior observado no caso II é explicado pela característica de maior sobrecarga registrado neste caso, que resulta em danos parciais proporcionalmente maiores, quando comparado com a aplicação da amplitude da tensão média.

Dados	Caso I	Caso II
Tensão Máxima (MPa)	345	389
Tensão Média (MPa)	326	291
Tensão máxima / Tensão média	1,058	1,33
Tensão máxima /Limite de fadiga	1,16	1,58
Tensão média / Limite de Fadiga	1,09	1,18
Dano Parcial – Mínimo	±1,00E-06	±1,00E-06
Dano Parcial - Médio	3,11E-04	5,72E-04
Dano Parcial - Máximo	4,82E-04	5,87E-03
Dano Parcial Máximo/Mínimo	482,0	5870,0
Dano Parcial Máximo/Médio	1,55	10,26
N mínimo obtido curva S-N	3,85E05	7,94E+04
N médio obtido curva S-N	5,71E05	5,52E+05
N máximo obtido curva S-N	±1,00E+06	±1,00E+06
N máximo / N mínimo	2,59	12,6
N médio / N mínimo	1,48	6,95
Taxa de dano (danos/ciclo)	1,93E-06	5,39E-06
Dano acumulado	1,353	1,936

TABELA 4.7 Principais resultados dos casos I e II – Tensão unitária

O GRA. 4.44 apresenta resultados comparativos da variação percentual do dano parcial com o crescimento do peso da bobina em função da aplicação de tensão unitária versus amplitude da tensão média para o caso II.

Observa-se no GRA. 4.44, que a variação percentual do dano parcial se eleva com o aumento do peso da bobina. Constata-se que, o crescimento do dano parcial observado com a aplicação da tensão unitária é proporcional ao aumento do peso da bobina. Conclui-se que, a característica de maior sobrecarga observada no caso II é o fator preponderante na maior variação sobre o dano acumulado encontrado neste caso.



GRÁFICO 4.44 - Variação percentual do dano parcial com o crescimento do peso da bobina em função da aplicação de tensão unitária versus amplitude da tensão média – Caso II.

Pelo exposto, observa-se que o cálculo do dano acumulado por fadiga, baseado nas tensões unitárias, apresenta valores superiores aos obtidos com as amplitudes das tensões médias adotados na metodologia. A magnitude do desvio depende diretamente da característica do carregamento. Quanto maior a diferença entre a carga máxima atuante e o limite de fadiga da seção crítica do eixo, maior será a variação entre os resultados.

## 4.6.4 Análise adicional da aplicação da regra linear

Uma análise adicional da aplicação da regra linear para os casos I e II, segundo o critério proposto por Halford (1997), é realizada com as devidas adequações para a faixa de amplitudes de tensões encontradas nos dois casos estudados. Halford estabeleceu o critério de comparação da ordem de magnitude entre os ciclos máximo e mínimo obtidos da curva *S-N*, referentes às amplitudes das tensões máxima e mínima. Segundo Halford, o valor da ordem de magnitude define quando se deve abandonar a regra linear por outra regra de maior precisão. A ordem de magnitude sendo menor do que 2,0, indica que a regra linear pode ser mantida com precisão.

O estudo realizado por Halford teve sua necessidade levantada para condições extremas de carregamentos, onde se tem fadiga de alto ciclo combinada com fadiga de baixo ciclo. Deste modo, quanto maior a diferença entre as vidas N de baixo e alto ciclo, maior será o desvio da linearidade no acúmulo de danos.

A TAB. 4.8 apresenta as faixas de ciclos obtidos das curvas S-N referentes aos casos I e II.

TABELA 4.8 Valores dos ciclos  $N_1$  e  $N_2$  obtidos da curva *S-N* 

Casos	N <sub>1</sub> (Tensão Média)	N <sub>1</sub> (Tensão Unitária)	$N_2$
Ι	$4,22x10^{5}$	3,85x10 <sup>5</sup>	$\pm 1 \times 10^{6}$
II	$1,20 \times 10^5$	$7,94 \times 10^4$	$\pm 1 x 10^{6}$

Os resultados da TAB. 4.8 foram levantados considerando-se a aplicação das tensões máximas ( $N_1$  ciclos) com a aplicação da amplitude da tensão média e tensão unitária e a mínima ( $N_2$  ciclos), da bobina mais crítica de cada caso. Observa-se que a ordem de magnitude para o caso I é igual a 1,0 e para o caso II atinge o valor 2,0 com a aplicação da tensão unitária. De acordo com o critério proposto por Halford, observa-se que o caso II se apresenta em faixa limítrofe de aplicação da regra linear. A FIG. 4.11 esclarece o critério adaptado para eixos de mandris.



FIGURA 4.11 - Ilustração da ordem de magnitude entre vidas N obtidos da curva S-N.

Após avaliação do critério proposto por Halford na aplicação da regra linear no cálculo do dano acumulado por fadiga para eixos de mandris, observa-se que a aplicação da regra linear para o caso I se apresenta mais adequada quando comparada com o caso II.

#### 4.7 Resultados dos Casos Experimentais III e IV

Após verificação do ajuste do modelo com os casos I e II, aplica-se a metodologia em um terceiro caso, com o objetivo de validar a aplicação da metodologia. Neste caso, o eixo foi retirado para avaliação de sua integridade estrutural antes de entrar em processo de falha, ou seja, dentro do período de vida útil.

Adicionalmente, apresenta-se o caso IV, que representa um eixo de mandril em operação, com o propósito de avaliar a viabilidade de aplicação da metodologia.

#### 4.7.1 Validação do modelo - caso experimental III

O caso experimental III corresponde ao eixo do mandril da bobinadeira da linha de preparação de bobinas da laminação a frio de aços silício. Esta linha processa os aços silício *GO* (Grão Orientado) e *GNO* (Grão Não Orientado). A função da linha de preparação de bobinas é a de promover o descarte de pontas grossas, aparo de bordas e executar soldas de união das bobinas simples, provenientes da laminação a quente, para formação de bobinas duplas e triplas, que serão laminadas a frio.

Neste caso, o eixo do mandril não sofreu fratura em operação. Ele foi retirado para substituição durante reforma da linha. A FIG. 4.12 apresenta a bobinadeira com destaque para a caixa redutora e o eixo do mandril, em balanço.



FIGURA 4.12 - Conjunto da Bobinadeira da Linha de Preparação de Bobinas.

A TAB. 4.9 apresenta as características geométricas do eixo.

Descrição	Dimensões (mm)
Diâmetro da seção crítica (d)	310
Diâmetro do furo do eixo $(d_f)$	100
Diâmetro do mandril $(d_m)$	610
Distâncias $L_1$ ; $L_2 e L_3$	1766; 960 e 720

TABELA 4.9 Características geométricas do eixo – Caso III.

Para este caso, o limite de fadiga  $(S_n)$  foi determinado através dos seguintes dados: limite de ruptura  $(S_u)$  de 1095 MPa; fator de sensibilidade ao entalhe (q) igual a 0,89; fator de tamanho  $(C_{tam})$  de 0,68 e fator de superfície  $(C_{sup})$  avaliada em 0,71. A TAB. 4.10 apresenta o valor de  $S_n$  e as capacidades de carga nominal de projeto e correspondente ao limite  $S_n$ .

#### TABELA 4.10

Limite de fadiga  $(S_n)$  e capacidades de carga nominal e correspondente ao limite  $S_n$  do eixo.

Descrição	Valor
Capacidade de carga nominal de projeto	22,5 t
Capacidade de carga correspondente à $S_n$	26,7 t
Limite de fadiga da peça $(S_n)$	263 MPa

O histórico do carregamento levantado compreende 19 anos. O período de carregamento com danos acumulados de fadiga iniciou-se no 6º ano. A quantidade de bobinas que provocaram danos totaliza 42.156 bobinas. A faixa de espessura das bobinas é de 0,23 a 2,65 mm e a largura entre 930 a 1100 mm. A distribuição do peso das bobinas em função dos anos é apresentada no GRA. 4.45, onde se observa a maior ocorrência de bobinas entre 25 a 30 t a partir do 6º ano.



GRÁFICO 4.45 - Distribuição do peso das bobinas no período de 19 anos. FONTE – Arcelor Mittal Inox Brasil.

Considerando o *Kt* igual a 3,89 (Pilkey, 1997) calculado conforme a EQ. 4.1 e utilizando-se a EQ. 3.15, determinou-se o dano final acumulado obedecendo a ordem cronológica do carregamento. O resultado do progresso do dano em função do número de ciclos de carregamento é apresentado no GRA. 4.46.



GRÁFICO 4.46 - Dano acumulado em função do número de ciclos de carregamento.

O resultado do GRA. 4.45 indica acúmulo linear do dano em função dos ciclos aplicados até a retirada do eixo em operação. O valor do dano acumulado atingiu **0,906.** O valor do dano acumulado é inferior ao valor unitário e não foi encontrada nenhuma descontinuidade no ensaio com líquido penetrante realizado, conforme evidência apresentada na FIG. 4.13, correspondendo ao estabelecido pela regra de Miner.



FIGURA 4.13 - Detalhe da revelação do ensaio com LP da seção crítica do eixo.

Conforme citado, o ensaio com líquido penetrante apresenta sensibilidade para detecção de trincas da ordem de 0,025 a 0,25 mm, segundo a ASM Metals Handbook (1996). Esta faixa de sensibilidade é adequada para inspeções de peças em aço, como eixos de mandris, onde se objetiva a pesquisa de micro trincas da ordem de 0,1 a 1,0 mm, conforme Lee et al (2005).

### 4.7.1.1 Análise comparativa

Os resultados do caso experimental III são comparados com os resultados do caso experimental I na TAB. 4.11, tendo em vista a similaridade entre os carregamentos destes casos e a melhor adequação ao modelo linear observado no caso I.

Dados	Caso I	Caso III
Material do eixo	SAF 4140	SAF 4140
Limite de runture (MDe)	001	1005
$\mathbf{D}^{(2)}_{i} = \mathbf{D}^{(2)}_{i} = \mathbf{D}$	282	210
Diametro da seção crítica (mm)	282	310
Fator de conc. tensões (Kt)	3,732	3,890
Limite de Fadiga (MPa)	297	263
Posição na Linha de Processo	Desbobinadeira	Bobinadeira
Carga Limite de fadiga (t)	24,0	26,7
Carga Máxima Atuante (t)	30,0	30,0
Carga Máxima/Carga Limite Fadiga	1,25	1,12
Tensão média – Maximo (MPa)	340	280
Tensão Média – Média (MPa)	321	274
Tensão máxima / Tensão média	1,06	1,02
Tensão máxima /Limite de fadiga	1,14	1,06
Tensão média / Limite de Fadiga	1,08	1,04
Dano Parcial - Médio	2,95E-04	2,15E-05
Dano Parcial - Máximo	4,41E-04	1,77E-04
N mínimo obtido curva S-N	4,22E+05	7,23E+05
N médio obtido curva S-N	5,93E+05	8,20E+05
Ciclos de fadiga	698.687	720.490
Taxa de dano (danos/ciclo)	1,84E-06	1,26E-06
Total de Bobinas com danos ao eixo	4.355	42.156
Espessura média da tira (mm)	0,50	2,00
Largura média da chapa (mm)	1025	1050
Dano acumulado	1,285	0,906

TABELA 4.11 Comparação dos casos I e III

Dano acumulado1,2850,906De forma geral, os resultados da TAB. 4.11 indicam menor sobrecarga para<br/>o eixo do mandril do caso III em relação ao caso I. Isto pode ser observado nas relações<br/>de carga máxima sobre a carga limite de fadiga, de tensões, de danos parciais e do<br/>número N de ciclos obtidos da curva S-N. Também é observada uma melhor adequação<br/>ao modelo linear do caso III, quando se compara o número N de ciclos obtidos da curva<br/>S-N dos dois casos. Outra característica importante é a maior espessura média do caso<br/>III, que causa danos parciais menores para uma mesma bobina considerada, conforme já<br/>discutido (vide GRA. 4.39).Após avaliação da aplicação do modelo linear ao caso III, conclui-se que, o<br/>resultado do dano final acumulado inferior ao valor unitário, associado à condição de

integridade encontrada no ensaio com LP, está em conformidade com o estabelecido na regra linear de Miner, validando a aplicação da metodologia.

### 4.7.2 Análise de viabilidade - caso experimental IV

Após validação da aplicação da metodologia no caso anterior, avalia-se o caso experimental IV. Este caso é de um eixo de mandril, em operação, da bobinadeira da linha de recozimento e decapagem da laminação a frio de inoxidáveis. Esta linha promove o recozimento e decapagem final da chapa metálica recobrindo-a com uma película de óxido de cromo.

O propósito da exposição deste caso é o de apresentar uma análise de viabilidade da aplicação da metodologia, cujos benefícios diretos são: *evitar a quebra acidental e estender a vida útil do eixo do mandril.* 

As características geométricas do eixo do mandril da bobinadeira da linha de recozimento e decapagem são apresentadas na TAB. 4.12.

Descrição	Dimensões (mm)
Diâmetro da seção crítica (d)	280
Diâmetro do furo do eixo $(d_f)$	95
Diâmetro do mandril $(d_m)$	610
Distâncias $L_1$ ; $L_2$ e $L_3$	1790; 1001 e 691

TABELA 4.12

Características geométricas do eixo - Caso IV.

Neste caso, o limite de fadiga ( $S_n$ ) foi computado utilizando-se os seguintes dados: limite de ruptura ( $S_u$ ) de 1059 MPa; fator de sensibilidade ao entalhe (q) de 0,89; fator de tamanho ( $C_{tam}$ ) igual a 0,69 e fator de superfície ( $C_{sup}$ ) de 0,71. As capacidades de carga nominal e correspondente ao limite  $S_n$  são 15 e 20 t, respectivamente.

No período do 2º ao 7º ano foram processadas pouco mais de 29.000 bobinas, sendo 13.000 bobinas com peso acima de 20 t. A faixa de espessuras está entre 0,4 a 6,0 mm e a largura na faixa de 600 a 1.270 mm. A distribuição de pesos em função dos anos é mostrada no GRA. 4.47.



GRÁFICO 4.47- Distribuição do peso das bobinas no período do 2º ao 7º ano.

Empregando-se a EQ. 3.15, para  $K_t$  computado igual a 3,72 (Pilkey, 1997), calculou-se o dano final acumulado no período de operação mostrado. O GRA. 4.48 ilustra o comportamento do dano em função do número de ciclos aplicados.



GRÁFICO 4.48 - Dano acumulado no eixo do mandril em função do número de ciclos.

O resultado do GRA. 4.48 indica acúmulo linear do dano em função do número de ciclos aplicados igual a **0,804**. O valor é inferior ao valor unitário e pela análise de tendência do perfil de carregamento poderia se igualar ao valor unitário após mais um ano em operação. A aplicação da metodologia neste caso demonstra sua importância como ferramenta de controle da manutenção.

A análise da viabilidade da aplicação da metodologia se baseia na comparação de três cenários de manutenção para substituição do eixo de mandril do caso apresentado, conforme se apresenta na TAB. 4.13.

Comério	Deserição	Tempo de parada	
Cellario	Cellario Descrição	(dias)	
Ι	Quebra acidental sem sobressalente.	90	
II	Quebra acidental com sobressalente forjado semi-usinado	10 a 15	
	(reserva genérico para mais de um mandril).	10 a 15	
III	Troca planejada, no final da vida útil, por novo eixo	2 a 3	
	redimensionado, através da aplicação da metodologia.	2 a 3	

TABELA 4.13 Avaliação dos cenários de substituição do eixo.

Os cenários I e II apresentam riscos pela quebra acidental, sendo que o cenário I oferece um risco ainda maior, devido ao tempo de parada, que corresponde ao prazo de fabricação de 90 dias de um eixo de mandril. Assim, o cenário I não deve ser contemplado na análise de viabilidade.

Considerando o tempo de parada dos cenários II e III, e tendo em vista o alto valor agregado dos aços planos produzidos, pode-se deixar de faturar milhões de reais optando-se pelo cenário II, como estratégia de manutenção. Assim, conclui-se que a adoção do cenário III representa maior retorno financeiro para a empresa, com a vantagem de se poder redimensionar o eixo para uma nova condição de carregamento.

## **5. CONCLUSÕES**

Foi desenvolvida uma metodologia, baseada na regra linear de Miner, para previsão de vida de eixos de mandris de bobinadeiras de laminação a frio, submetidos a danos acumulados por fadiga. Os ajustes e validação da metodologia para sua aplicação como ferramenta de controle pela área de manutenção foram executados em quatro casos experimentais estudados.

Os resultados do dano final acumulado para os casos I e II indicam que a regra linear se apresentou adequada aos casos estudados. Apesar da característica de maior sobrecarga observada no caso II, os valores obtidos nestes casos são próximos do valor unitário e estão dentro de uma faixa de estimativa de vida considerada razoável pela literatura, ou seja, entre 0,5 a 2,0 vezes a vida real em fadiga. Os resultados do dano final acumulado em função dos ciclos aplicados, respectivamente 1,285 e 1,476, indicam correlação com a teoria da regra linear de Miner, que prevê a falha do componente quando o dano final acumulado é igual ou maior que 1,0.

O tipo e seqüência de carregamento com características de maior sobrecarga e maior dispersão apresentados no caso II, influenciaram a construção da curva do dano final acumulado em função dos ciclos aplicados. No caso II, onde a carga máxima aplicada corresponde a 2,08 vezes a capacidade de fadiga da seção crítica do eixo, foram observadas variações bruscas da inclinação da curva do dano final acumulado em vários trechos dos gráficos de dano versus ciclos analisados. O caso I, onde a carga máxima é igual a 1,25 vezes a capacidade de fadiga da seção crítica, apresentou maior estabilidade da inclinação da curva do dano final acumulado.

A espessura da tira também influi diretamente no valor do dano parcial, e consequentemente no dano final acumulado. Tomando-se como base uma mesma bobina, o dano parcial é maior para as bobinas com espessuras mais finas. Foi observado que a maior estabilidade do caso I também está associada à espessura da tira, que se apresentou praticamente constante e igual a 0,5 mm. No caso II, a espessura da

tira de grande parte das bobinas processadas variou entre 0,4 a 1,0 mm, causando danos parciais com ordens de grandeza diversas, proporcionais à espessura da tira.

Na primeira avaliação, realizada adicionalmente, para verificar o nível de adequação dos casos I e II, onde adotou-se a tensão unitária provocada por cada espira, em substituição a amplitude da tensão média usada no cálculo do dano parcial, os resultados do dano acumulado encontrados foram maiores que os obtidos com a amplitude da tensão média. No caso I obteve-se 5,3% de desvio e no caso II obteve-se 31,1% de desvio. Concluiu-se que, a magnitude do desvio depende diretamente da característica do carregamento. A característica de maior sobrecarga do caso II influenciou o maior desvio encontrado neste caso.

Na segunda avaliação, onde se utilizou o critério de Halford, os valores extremos dos números de ciclos N obtidos da curva *S-N* dos dois casos foram comparados, onde foi constatado que o caso I se apresenta mais adequado para aplicação da regra linear de Miner do que o caso II.

Após as avaliações realizadas, conclui-se que o tipo e a seqüência do carregamento, associados à espessura da tira, influenciam diretamente o resultado do dano acumulado e o comportamento do modelo linear aplicado aos eixos de mandris. Deste modo, a aplicação da metodologia, em casos com características de sobrecarga e dispersão similares ao caso II, devem ser considerados desvios que diminuem a precisão do cálculo de previsão de vida. Para os casos onde o carregamento apresenta-se mais próximo do limite de fadiga, conforme o caso I, a aplicação da metodologia se apresenta mais adequada.

No caso experimental III, onde o eixo foi retirado para inspeção dentro do período de vida útil, o valor do dano acumulado em função dos ciclos aplicados foi igual a 0,906 e não foram encontradas descontinuidades nas seções críticas do eixo, confirmando a previsão estabelecida pela regra de Miner.

Com relação à análise da viabilidade de aplicação da metodologia, foram comparados dois cenários de substituição de um eixo de mandril, representado pelo quarto caso experimental, que se encontrava em operação e com dano acumulado igual

a 0,804. Demonstrou-se, que a substituição do eixo de forma planejada, com adoção da metodologia, resulta em ganhos de milhões de reais, quando comparado com o cenário de substituição após fratura em serviço. Estes ganhos são contabilizados em função da alta margem de contribuição dos produtos planos e pelo tempo de parada envolvido.

Tendo em vista a complexidade da pesquisa e medição de danos acumulados por fadiga em equipamentos industriais, conclui-se que a adoção da metodologia pela área de manutenção possibilitará o cálculo da previsão da vida útil dos eixos em operação, na precisão adequada para servir como um método de controle e orientação das ações da manutenção, com os seguintes ganhos diretos:

 Eliminação das quebras acidentais dos eixos de mandris e consequentemente dos riscos com a segurança dos operadores e equipamentos, como também ao faturamento da empresa;

- Extensão da vida útil dos eixos de mandris, sem desmontagens periódicas para inspeção, permitindo o uso racional do ativo mobilizado e postergação dos investimentos em novos eixos.

Além destes, a adoção da metodologia pelas áreas de engenharia e operação possibilitará os seguintes ganhos:

- Aumento da capacidade das linhas de processamento de tiras a frio, através de simulações de recapacitação dos eixos de mandris.

- Maior flexibilidade de produção para a empresa, que pode ocupar suas linhas ocasionalmente com bobinas mais pesadas, sem risco de quebras acidentais.

## 5.1 Sugestões para trabalhos futuros

Objetivando dar continuidade e enriquecer as informações apresentadas neste trabalho, são listadas algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Utilizar a técnica de extensiometria para confirmar as amplitudes de tensões calculadas analiticamente.
- Desenvolver outro modelo de cálculo analítico com a inclusão de pesos próprios e forças desenvolvidas pelas engrenagens.
- Pesquisar outros perfís de carregamento para consolidar as conclusões deste trabalho.
- Estudar a aplicação de outros modelos de danos acumulados aos eixos de mandris.
- Estudar um modelo de previsão da propagação da trinca até a fratura, utilizando-se os levantamentos dos casos I e II.

## ABSTRACT

This work presents the development of a methodology to predict the useful life of mandrel shafts from cold rolling coilers, submitted to cumulative damage due to fatigue. The proposed methodology is based on the accumulation of damages due to fatigue on the piece, where the load's chronological history and the mandrel shaft's physical and geometric characteristics are introduced in the life prediction model. Miner's rule is used to quantify the fatigue damage on the mandrel shaft caused by each processed coil. The main purpose of this work is to propose a methodology to be applied by maintenance as a control tool to estimate the useful life of mandrel shafts submitted to fatigue damage accumulation, based on the load history and on the shaft's physical and geometric characteristics. The methodology was initially applied to two experimental cases in order to adjust and check the suitability of the model. It was observed that the type and load sequence have a significant influence on the result of the accumulated final damage and on the degree of adjustment to the proposed linear model. For cases with loads closer to the fatigue limit of the shaft's critical section, it was observed a better suitability to the linear model. The application of the methodology was validated in a third case, where the shaft was removed for inspection during its useful life. A feasibility study was also accomplished, as a fourth case, where the achieved benefits are demonstrated using the methodology, taking into consideration the high contribution margin of flat products and the shutdown involved time. The adoption of this methodology by maintenance sector will enable the calculation of predicted useful life of shafts, serving as a control method that may guide the maintenance actions regarding mandrels' shafts.

Key Words: mandrel shaft, coiler, cumulative damage, fatigue, Miner's rule.

# **REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

ASM Metals Handbook Volume19 - Fatigue and Fractures, 1996.

Bizon, P. T., Thoma, D. J. e Halford, G. R., *Interaction of high cycle and low cycle fatigue of Haynes 188 at 1400°F*. In Structural Integrity and Durability of Reusable Space Propulsion Systems, NASA CP-2381. NASA Lewis Research Center, Cleveland, OH, pp. 129-138, 1985.

Branco C. Moura, Fernandes A. Augusto, Castro Paulo M. S. Tavares de, *Fadiga de Estruturas Soldadas*, Ed. Fundação Calouste Gulbenkian, 1986.

Christensen Richard M., *A physically based cumulative damage formalism*, Int. Journal of Fatigue, 30, pp. 595-602, 2008.

Dowling Norman E., Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue, Ed. Prentice-Hall, Inc., 2<sup>a</sup> Ed., 1999.

Ewing, J. A., Humfrey, J. C. W., *The fracture of metals under repeated alternations of stress*. Phil. Trans. Roy. Soc., Vol. A 200, pp. 241-250, 1903.

Fatemi A., Yang L., *Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials*, Int. Journal of Fatigue, Vol. 20, No.1, pp. 9-34, 1998.

French, H. J., *Fatigue and hardening of steels*, Transactions, American Society of Steel Treating, No.21, pp. 899-946, 1933.

Guimarães S. R., Abreu, G. L. C. M., Pertence, A. E. M., *Desenvolvimento de uma metodologia de cálculo para previsão de vida de eixos de mandris de bobinadeiras de tiras a frio*, Congresso Nacional de Engenharia Mecânica CONEM 2008 – Anais do Congresso pp. 1-7, 2008.

Halford, Gary R., *Cumulative fatigue damage modeling-crack nucleation and early growth*, Int. Journal of Fatigue, Supp. No.1, pp. S253-S260, 1997.

IBS, Endereço eletrônico, www.ibs.org.br, 2008.

Kommers, J. B., *The effect of overstressing and understressing in fatigue*, Proceedings, American Society for Testing and Materials, No. 38 (Part II), pp. 249-268, 1938.

Langer, B. F., *Fatigue failure from stress cycles of varying amplitude*, ASME, Journal of Applied Mechanics, No. 59, pp. A-160 – A-162, 1937.

Lee Yung-Li, Pan J., Hathaway R., Barkey M., Fatigue testing and analysis: Theory and Practice, Ed. Elsevier Inc., 2005

- Mansur, T. R., *Avaliação e desenvolvimento de modelos de determinação de acúmulo de danos por fadiga em um aço estrutural*, Tese de doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais, 2003.
- Miner, M. A., *Cumulative Damage in Fatigue*, Journal of Applied Mechanics, Vol. 67, pp.159-164, 1945.

Norton Robert L., Projeto de Máquinas, Ed. Pearson Prentice Hall, 2ª Edição, 2004.

Palmgren, A., *Die Lebensdauer von Kugellagern*, Verfahrenstechinik, Berlin, No. 68, pp. 339-341, 1924.

Pilkey, W. D., Peterson's Stress Concentration Factors, Ed. John Wiley & Sons, 1997.

Roberts, William L., Cold Rolling of Steel, Ed. Marcel Dekker, Inc. 1978.

Rogers, John W. e Millan, William H., Coil Slitting, Ed. The Corinthian Press, 1972.

Shigley, J. E. e Mischke, C. R., *Mechanical Engineering Design*, McGraw-Hill, 5<sup>a</sup> Ed., 1989.

Schijve, Jaap, *Fatigue of structures and materials in the 20<sup>th</sup> century and the state of the art*, International Journal of Fatigue, 25, pp. 679-702, 2003.

Schijve, Jaap, *Fatigue of structures and materials*, Ed. Kluwer Academic Publishers, 2001.

Schütz, Walter, *A History of Fatigue*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 54, No. 2, pp. 263-300, 1996.

Socha, G., *Prediction of the fatigue life on the basis of damage progress rate curves*, International Journal of Fatigue, 26, pp. 339-347, 2004.

Stephens R. I., Fatemi A., Stephens R. R., Fuchs H. O., *Metal Fatigue in Engineering*, Ed. John Wiley & Sons, Inc., 2<sup>a</sup> Ed., 2001.

# ANEXO A

DESENHO DO EIXO CASO I



## ANEXO B

DESENHO DO EIXO DO CASO II



## ANEXO C

## AMOSTRA COM HISTORICO DE CARGA DO CASO I

Bobina		Espessura	Largura	Peso	Data Process
AEVBA	Α	0,50	1030	6083	30/10/1996
AEVBA	В	0,50	1030	8505	30/10/1996
AEVBA	С	0,50	1030	7706	30/10/1996
AEVBA	D	0,50	1030	7206	30/10/1996
Total				29500	
AEVMG	А	0,50	1030	9744	30/10/1996
AEVMG	В	0.50	1030	9956	30/10/1996
AEVMG	С	0.50	1030	8700	30/10/1996
Total		-,		28400	
AEVNE	А	0.50	1030	9683	30/10/1996
AEVNE	в	0.50	1030	9837	30/10/1996
AEVNE	C	0.50	1030	8610	30/10/1996
Total	•	0,00		28130	
ACJRX10	А	0.50	1030	1164	31/10/1996
ACJRX10	В	0.50	1030	7856	31/10/1996
ACJRX10	C	0.50	1030	8491	31/10/1996
ACJRX10	D	0.50	1030	7279	31/10/1996
Total	_	-,		24790	
AETDE92	А	0.50	1030	5800	31/10/1996
AETDE92	В	0.50	1030	3980	31/10/1996
AETDE92	С	0.50	1030	8470	31/10/1996
Total	-	-,		18250	
AEVKX	А	0,65	1030	9617	31/10/1996
AEVKX	В	0,65	1030	10016	31/10/1996
Total				19633	
AEVLI	A	0,65	1030	9593	31/10/1996
AEVLI	В	0,65	1030	10004	31/10/1996
AEVLI	С	0,65	1030	8763	31/10/1996
Total				28360	
AEXCB	А	0,65	1030	9482	31/10/1996
AEXCB	В	0,65	1030	10004	31/10/1996
AEXCB	С	0,65	1030	8614	31/10/1996
Total				28100	
AEKVD	А	0,50	1030	7788	1/11/1996
AEKVD	В	0,50	1030	8153	1/11/1996
AEKVD	С	0,50	1030	7559	1/11/1996
Total				23500	
AEKXX	А	0,50	1030	7799	1/11/1996
AEKXX	В	0,50	1030	7991	1/11/1996
AEKXX	С	0,50	1030	8810	1/11/1996
Total				24600	
## ANEXO D

CODIGO DA MACRO EM VBA - CASO I

Static Function Log10(X)

Log10 = Log(X) / Log(10#)

End Function Public Function Props(ESP As Double, LARG As Double, PESO As Double, Pasta As String, Planilha As String, Celula1 As String, Celula2 As String)

Dim str As String

str = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula1).Value PESO = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula2).Value

```
If str <> "" Then
  Ninf = 999
  For i = 1 To Ninf
    str1 = Left(str, i + 6)
     If Right(str1, 1) = "-" Then
       str1 = Right(Left(str, i + 5), i - 1)
       i = Ninf + 1
    End If
  Next
  ESP = str1 / 10000
  LARG = Right(str, 4) / 1000
  Else
  ESP = 0
  LARG = 0
  PESO = 0
End If
```

End Function

Public Function Dano(ciclos As Integer, Smed As Double, PESO As Double, cr, d, df, di, L1, L2, a1, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, Pasta As String, Planilha As String, Celula1 As String, Celula2 As String)

Dim Prop As Variant, Tcont() As Variant Dim ESP As Double, LARG As Double, de As Double, espiras As Integer Dim Kf As Double, Kn As Double, Km As Double, Ke As Double Dim Se As Double, Sn As Double Dim a As Double, b As Double, N As Double Dim Stot As Double Const PI As Double = 3.14159265358979 Const g As Double = 9.81

' Propriedades da bobina Prop = Props(ESP, LARG, PESO, Pasta, Planilha, Celula1, Celula2)

```
If LARG < 0 Then
```

LARG = -LARG

End If

' Diâmetro externo da bobina de =  $(4 * PESO / (PI * LARG * RO) + di^2)^0.5$ 

' Número de espiras espiras = (de - di) / (2 \* ESP)

```
' Dimensionamento do vetor Tcont
ReDim Tcont(espiras)
```

' Momento de inércia (J) e momento resistente (W)  $j = PI * (d^4 - df^4) / 64$  $W = PI * (d^4 - df^4) / (16 * d)$ 

' Fator Kf Kf = 1 + q \* (Kt - 1)

```
' Limite de resistência à fadiga e curva SN
Se = 0.5 * \text{Sr}
Kn = an * (Sr / 1000000) ^ bn
Km = am * (d * 1000) ^ bm
Ke = 1 / Kf
Sn = Se * Kn * Km
a = (0.9 * \text{Sr}) ^ 2 / Sn
b = -1 / 3 * \text{Log10}(0.9 * \text{Sr} / \text{Sn})
```

```
' Tensão atuante contínua

Stot = 0

ciclos = 0

For i = 1 To espiras

P = ((di + 2 * ESP * i) ^2 - di ^2) * PI * LARG * RO * g / 4

T = Tr * (di + 2 * ESP * i) / 2

R = P * L2 / (L1 - L2)

M = R * a1

Tcont(i) = ((Kf * M * d / (2 * j)) ^2 + 3 * (T / W) ^2) ^0.5

If Tcont(i) >= Sn Then

ciclos = ciclos + 1

Stot = Stot + Tcont(i)

End If

Next
```

If ciclos > 0 Then

' Tensão média

```
Smed = Stot / ciclos

' Número de ciclos da curva SN

N = (Smed / a) ^ (1 / b)

' Número de ciclos

ciclos = ciclos * cr

' Dano

Dano = ciclos / N

Else

Dano = 0

End If
```

**End Function** 

Public Function Dano\_total(cr As Double, d As Double, df As Double, di As Double, L1 As Double, L2 As Double, a1 As Double, RO As Double, Tr As Double, Sr As Double, Kt As Double, q As Double, an As Double, bn As Double, am As Double, bm As Double, Pasta As String, Planilha As String, Pasta\_Fonte As String, Planilha\_Fonte As String, Celula1 As String, Celula2 As String, Celula3 As String, Label1 As String, Label2 As String, Label3 As String, Pmin As Double, Pmax As Double, Linic As Integer, Lfinal As Integer)

Dim contador As Integer, kano As Integer, kmes As Integer, kmes\_aux As Integer, ktot As Integer, ciclos As Integer Dim Ano As Integer, Ano\_aux As Integer, Ano\_inic As Integer, Mes As Integer, Mes\_aux As Integer Dim i10 As Integer, i25 As Integer, i30 As Integer, i10p As Double, i25p As Double, i30p As Double Dim ctotal As Double, Smed As Double, PESO As Double Dim Anos() As Variant, Danos() As Variant

```
Dano_acum = 0

ctotal = 0

contador = 2

Ano_aux = 0

Mes_aux = 0

Smes = 0

Ano_inic = Year(Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label1 &

Linic).Value)

kano = 0

kmes = 0

ktot = 0

kmes_aux = 0

i10 = 0

i25 = 0
```

i30 = 0i10p = 0i25p = 0i30p = 0

ReDim Anos(999) ReDim Danos(999)

For i = Linic To Lfinal

If Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label2 & i).Value <> "" And Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label3 & i).Value >= Pmin And Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label3 & i).Value <= Pmax Then

If Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label1 & i).Value <> "" Then

Ano = Year(Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label1 & i).Value)

Mes = Month(Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label1 & i).Value)

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Range(Celula1).Val ue = Ano

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Range(Celula2).Val ue = Mes

End If

Dano\_parcial = Dano(ciclos, Smed, PESO, cr, d, df, di, L1, L2, a1, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, Pasta, Planilha, Label2 & i, Label3 & i)

Dano\_acum = Dano\_acum + Dano\_parcial

ctotal = ctotal + ciclos

contador = contador + 1

If PESO >= 10000 And PESO <= 20000 Then i10 = i10 + 1 End If

If PESO > 20000 And PESO <= 25000 Then i25 = i25 + 1 End If If PESO > 25000 And PESO <= 30000 Then i30 = i30 + 1 End If

If Ano aux <> Ano Then

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 + 3 \* (Ano - Ano\_inic), 31).Value = Ano

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 + 3 \* (Ano - Ano\_inic), 33).Value = i10

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 + 3 \* (Ano - Ano\_inic) + 1, 33).Value = i25

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 + 3 \* (Ano - Ano\_inic) + 2, 33).Value = i30

```
kano = kano + 1
    Ano aux = Ano
    Anos(kano) = Ano aux
    If kano > 1 Then
      Danos(kano - 1) = Dano acum
    End If
    i10 = 0
    i25 = 0
    i30 = 0
  End If
  If Mes aux <> Mes Then
    If kmes > 1 Then
      ktot = ktot + 1
    End If
    Mes aux = Mes
    kmes aux = kmes
    kmes = 0
    Smes = 0
    Else
    kmes = kmes + 1
    Smes = Smes + Smed
    Application.Workbooks(Pasta Fonte).Worksheets(Planilha Fonte).Cells(3 + ktot,
35).Value = Ano
```

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 + ktot, 36).Value = Mes

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 + ktot, 37).Value = (Smes / kmes) / 1000000

End If

!\_\_\_\_\_

'Kt = 3,6 -> 20 a 26 'Kt = 3,4 -> 39 a 45 'Kt = 3,8 -> 50 a 56

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Range(Celula3).Val ue = Dano\_acum

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 20).Value = Ano

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 21).Value = contador - 2

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 22).Value = ctotal

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 23).Value = Dano\_parcial

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 24).Value = Dano\_acum

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 25).Value = i

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 26).Value = Smed / 1000000

End If

Next

'------

---' Kt = 3,6 -> 28 e 29 ' Kt = 3,4 -> 47 a 48 ' Kt = 3,4 -> 58 a 59

For i = 1 To kano

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(i + 2, 28).Value = Anos(i)

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(i + 2, 29).Value = Danos(i)

Next

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(kano + 2, 29).Value = Dano\_acum

Dano\_total = Dano\_acum

End Function

Private Sub CommandButton1\_Click()

Dim Dano As Double Dim RO As Double, LARG As Double, ESP As Double, PESO As Double, Pmin As Double, Pmax As Double Dim d As Double, di As Double, df As Double, L1 As Double, L2 As Double, a1 As Double Dim Tr As Double, Sr As Double Dim Kt As Double, q As Double, an As Double, bn As Double, am As Double, bm As Double, cr As Double Dim Linic As Integer, Lfinal As Integer Const Label1 As String = "A" Const Label2 As String = "B" Const Label3 As String = "C" Const Pasta As String = "Previsão de vida de eixos de mandril (novo kt)" Const Planilha As String = "Plan1" Const Celula1 As String = "J27" Const Celula2 As String = "J28" Const Celula3 As String = "J29" 'Leitura de dados RO = 7690 $\left[ \frac{kg}{m3} \right]$ Tr = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B5").Value '[N] d = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B7").Value / 1000 '[m] df = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B8").Value / 1000 '[m] di = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B9").Value / 1000 '[m] L1 = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B10").Value / 1000 '[m] L2 = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B11").Value / 1000 '[m]

a1 = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B12").Value / 1000 '[m]

Sr = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B14").Value \* 1000000 '[N/m2]

q = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B15").Value

Kt = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B17").Value

an = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B18").Value

bn = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B19").Value

am = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B20").Value

bm = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B21").Value

cr = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B22").Value

Pmin = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B24").Value 'kg

Pmax = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B25").Value 'kg

Linic = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B27").Value 'kg

Lfinal = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B28").Value 'kg

Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula1).Value = "" Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula2).Value = ""

Dano = Dano\_total(cr, d, df, di, L1, L2, a1, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "SilicioTD2", "TAB\_DIN", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal)

End Sub

## ANEXO E

## AMOSTRA COM HISTORICO DE CARGA DO CASO II

Espessura	Largura	Peso	Data Process.
0,60	1200	1186	1/1/2002
0,60	1240	9120	1/1/2002
1,45	1255	16625	1/1/2002
1,45	1255	16585	1/1/2002
0,80	1240	10938	2/1/2002
0,89	1250	728	2/1/2002
0,89	1250	3780	2/1/2002
0,89	1250	540	2/1/2002
1,20	1250	3012	2/1/2002
1,20	1250	2850	2/1/2002
0,70	860	7372	02/01/2002
0,80	1200	1870	02/01/2002
1,20	1025	9565	02/01/2002
0,70	870	7299	02/01/2002
1,00	1000	3276	2/1/2002
1,00	1000	3596	2/1/2002
1,20	870	3569	02/01/2002
1,50	1270	10654	2/1/2002
1,00	1249	1226	2/1/2002
1,20	1250	5932	2/1/2002
1,20	1250	5286	2/1/2002
1,20	1220	4112	2/1/2002
2,00	1255	16665	2/1/2002
3,00	1255	20020	2/1/2002
3,00	1255	20270	2/1/2002
1,00	120	226	2/1/2002
1,00	1240	5298	2/1/2002
1,00	1220	4890	2/1/2002
1,20	1250	4652	2/1/2002
1,20	1250	7146	2/1/2002
1,20	1250	6638	2/1/2002
0,80	1220	330	03/01/2002
0,40	1325	626	03/01/2002
0,40	1020	1102	3/1/2002
0,40	1020	7784	3/1/2002
0,40	1020	448	3/1/2002
0,80	1200	10114	03/01/2002
0,70	122	1046	03/01/2002
1,50	1240	11690	3/1/2002
1,50	1240	11335	3/1/2002
1,50	1240	8815	3/1/2002
2,10	1225	10880	3/1/2002

## ANEXO F

CODIGO DA MACRO EM VBA - CASO II

Static Function Log10(X)

Log10 = Log(X) / Log(10#)

End Function

Public Function Dano(ciclos As Integer, Smed As Double, PESO As Double, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, Pasta As String, Planilha As String, Celula1 As String, Celula2 As String, Celula3 As String)

Dim Prop As Variant, Tcont() As Variant Dim ESP As Double, LARG As Double, de As Double, espiras As Integer Dim Kf As Double, Kn As Double, Km As Double, Ke As Double Dim Se As Double, Sn As Double, R As Double, R1 As Double, M As Double, TrX As Double, TrY As Double Dim a As Double, b As Double, N As Double Dim Stot As Double Const PI As Double = 3.14159265358979 Const g As Double = 9.81

'Propriedades da bobina ESP = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula1).Value / 1000 LARG = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula2).Value / 1000 PESO = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula3).Value

If LARG > 0 Then

' Diâmetro externo da bobina de =  $(4 * PESO / (PI * LARG * RO) + di^2)^0.5$ 

' Número de espiras espiras = (de - di) / (2 \* ESP)

' Dimensionamento do vetor Tcont ReDim Tcont(espiras)

' Momento de inércia (J) e momento resistente (W)  $j = PI * (d^4 - df^4) / 64$  $W = PI * (d^4 - df^4) / (16 * d)$ 

' Fator Kf Kf = 1 + q \* (Kt - 1)

' Limite de resistência à fadiga e curva SN Se = 0.5 \* Sr Kn = an \* (Sr / 1000000) ^ bn  $Km = am * (d * 1000) ^ bm$  Ke = 1 / Kf Sn = Se \* Kn \* Km  $a = (0.9 * Sr) ^ 2 / Sn$ b = -1 / 3 \* Log10(0.9 \* Sr / Sn)

```
' Tensão atuante contínua
  Stot = 0
  ciclos = 0
  For i = 1 To espiras
    Y_i = Y + ESP * i
    TrY = Tr * Yi / ((X ^ 2 + Yi ^ 2) ^ 0.5)
    TrX = Tr * X / ((X ^ 2 + Yi ^ 2) ^ 0.5)
    P = ((di + 2 * ESP * i) ^ 2 - di ^ 2) * PI * LARG * RO * g / 4
    R = ((P + TrY)^2 + TrX^2)^0.5
    T = Tr * (di + 2 * ESP * i) / 2
    R1 = R * L2 / (L1 - L2)
    M = R1 * a1
    Tcont(i) = ((Kf * M * d / (2 * j))^2 + 3 * (T / W)^2)^0.5
    If Tcont(i) \ge Sn Then
      ciclos = ciclos + 1
       Stot = Stot + Tcont(i)
    End If
  Next
  If ciclos <> 0 Then
    ' Tensão média
     Smed = Stot / ciclos
    'Número de ciclos da curva SN
    N = (Smed / a)^{(1 / b)}
    'Número de ciclos
     ciclos = ciclos * cr
    ' Dano
    Dano = ciclos / N
    Else
    Dano = 0
  End If
Else
    Dano = 0
End If
End Function
```

Public Function Dano\_total(Ano\_inic As Integer, Dano\_acum As Double, contador As Long, ctotal As Double, cr As Double, d As Double, df As Double, di As Double, L1 As Double, L2 As Double, a1 As Double, X As Double, Y As Double, RO As Double, Tr As Double, Sr As Double, Kt As Double, q As Double, an As Double, bn As Double, am As Double, bm As Double, Pasta As String, Planilha As String, Pasta\_Fonte As String, Planilha\_Fonte As String, Celula1 As String, Celula2 As String, Celula3 As String, Label1 As String, Label2 As String, Label3 As String, Label4 As String, Pmin As Double, Pmax As Double, Linic As Integer, Lfinal As Long)

Dim kano As Integer, kmes As Integer, kmes\_aux As Integer, ktot As Integer, ciclos As Integer Dim Ano As Integer, Ano\_aux As Integer, Mes As Integer, Mes\_aux As Integer Dim i10 As Integer, i15 As Integer, i20 As Integer Dim Smed As Double, PESO As Double Dim Anos() As Variant, Danos() As Variant

Ano\_aux = 0 Mes\_aux = 0 Smes = 0 kano = 0 kmes = 0 ktot = 0 i10 = 0 i15 = 0 i20 = 0

ReDim Anos(999) ReDim Danos(999)

For i = Linic To Lfinal

If Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label3 & i).Value >= Pmin And Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label3 & i).Value <= Pmax Then

Ano = Year(Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label4 & i).Value)

Mes = Month(Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Label4 & i).Value)

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Range(Celula1).Val ue = Ano

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Range(Celula2).Val ue = Mes Dano\_parcial = Dano(ciclos, Smed, PESO, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, Pasta, Planilha, Label1 & i, Label2 & i, Label3 & i)

```
If PESO >= 0 And PESO <= 10000 Then

i10 = i10 + 1

End If

If PESO > 10000 And PESO <= 20000 Then

i15 = i15 + 1

End If

If PESO > 20000 And PESO <= 25000 Then
```

```
If PESO > 20000 And PESO <= 25000 Then
i20 = i20 + 1
End If
```

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 \* (Ano - Ano\_inic) + 3, 31).Value = Ano

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 \* (Ano - Ano\_inic) + 3, 32).Value = i10

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 \* (Ano - Ano\_inic) + 4, 32).Value = i15

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(3 \* (Ano - Ano\_inic) + 5, 32).Value = i20

```
If Ano_aux <> Ano Then

kano = kano + 1

Ano_aux = Ano

Anos(kano) = Ano_aux

If kano <> 1 Then

Danos(kano - 1) = Dano_acum

End If

i10 = 0

i15 = 0

i20 = 0

End If

If Dano_parcial > 0 Then

Dano_acum = Dano_acum + Dano_parcial

ctotal = ctotal + ciclos
```

```
contador = contador + 1
```

'Kt =  $3.8 \rightarrow 50 a 56$ 

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Range(Celula3).Val ue = Dano\_acum

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 20).Value = Ano

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 21).Value = contador - 2

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 22).Value = ctotal

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 23).Value = Dano\_parcial

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 24).Value = Dano\_acum

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 25).Value = i

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(contador, 26).Value = Smed / 1000000

End If End If

Next

\_\_\_\_\_

---' Kt = 3,6 -> 28 e 29 ' Kt = 3,4 -> 47 a 48 ' Kt = 3,4 -> 58 a 59

For i = 1 To kano

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(Anos(i) - Ano\_inic + 3, 28).Value = Anos(i)

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(Anos(i) - Ano\_inic + 3, 29).Value = Danos(i)

Next

Application.Workbooks(Pasta\_Fonte).Worksheets(Planilha\_Fonte).Cells(Anos(kano) - Ano\_inic + 3, 29).Value = Dano\_acum

Dano\_total = Dano\_acum

End Function

Private Sub CommandButton1\_Click()

Dim Dano As Double, Miner As Double, cont As Long, ctot As Double, Ano inic As Integer Dim RO As Double, LARG As Double, ESP As Double, PESO As Double, Pmin As Double, Pmax As Double Dim d As Double, di As Double, df As Double, L1 As Double, L2 As Double, a1 As Double Dim Tr As Double, Sr As Double Dim Kt As Double, q As Double, an As Double, bn As Double, am As Double, bm As Double, cr As Double Dim Linic As Integer, Lfinal As Long, X As Double, Y As Double Const Label1 As String = "A" Const Label2 As String = "B" Const Label3 As String = "C" Const Label4 As String = "D" Const Pasta As String = "Previsão de vida de eixos de mandril TL1 (grafico barras novo)" Const Planilha As String = "1" Const Celula1 As String = "J27" Const Celula2 As String = "J28" Const Celula3 As String = "J29" 'Leitura de dados

RO = 7690 '[kg/m3] Tr = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B5").Value '[N] d = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B7").Value / 1000 '[m]

df = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B8").Value / 1000 '[m]

di = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B9").Value / 1000 '[m]

L1 = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B10").Value / 1000 '[m]

L2 = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B11").Value / 1000 '[m]

a1 = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B12").Value / 1000 '[m]

X = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B13").Value / 1000 '[m]

Y = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B14").Value / 1000 '[m]

Sr = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B16").Value \* 1000000 '[N/m2]

q = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B17").Value Kt = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B19").Value an = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B20").Value bn = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B21").Value am = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B22").Value bm = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B23").Value cr = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B23").Value Pmin = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B24").Value Pmin = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B24").Value

Pmax = Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range("B27").Value 'kg

Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula1).Value = "" Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula2).Value = "" Application.Workbooks(Pasta).Worksheets(Planilha).Range(Celula3).Value = ""

cont = 2 ctot = 0 Dano = 0 Linic = 2 Ano\_inic = Year(Application.Workbooks("Inox\_V52\_TL1-0\_85a90").Worksheets("Inox\_TL1\_85a90").Range(Label4 & Linic).Value)

Lfinal = 58450

\_\_\_\_\_

Miner = Dano\_total(Ano\_inic, Dano, cont, ctot, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "Inox\_V52\_TL1-0\_85a90", "Inox\_TL1\_85a90", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Label4, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal)

\_\_\_\_\_ '\_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ Lfinal = 51298Miner = Dano total(Ano inic, Dano, cont, ctot, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "Inox V52 TL1-1 91a92", "Inox TL1 91a92", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Label4, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal) '\_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ '\_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ Lfinal = 48701 Miner = Dano\_total(Ano\_inic, Dano, cont, ctot, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "Inox V52 TL1-2 93a94", "Inox TL1 93a94", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Label4, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal) '\_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ '\_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ Lfinal = 54199Miner = Dano total(Ano inic, Dano, cont, ctot, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "Inox\_V52\_TL1-3\_95a97", "Inox\_TL1Outros3\_95a97", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Label4, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal) 1 \_\_\_\_\_ '\_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ \_\_\_\_\_ Lfinal = 47687Miner = Dano total(Ano inic, Dano, cont, ctot, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "Inox V52 TL1-4 98a01", "Inox TL1 98a01", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Label4, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal)

۱ <u> </u>
'
Lfinal = 44178 Miner = Dano_total(Ano_inic, Dano, cont, ctot, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "Inox_V52_TL1-5_02a04", "Inox_TL1_02a04", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Label4, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal) '
·
Lfinal = 12654 Miner = Dano_total(Ano_inic, Dano, cont, ctot, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "Inox_V52_TL1-6_05a05", "RELATÓRIO DE PRODUÇÃO", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Label4, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal) '
Lfinal = 6105 Miner = Dano_total(Ano_inic, Dano, cont, ctot, cr, d, df, di, L1, L2, a1, X, Y, RO, Tr, Sr, Kt, q, an, bn, am, bm, "Inox_V52_TL1-7_06a06", "RELATÓRIO DE PRODUÇÃO", Pasta, Planilha, Celula1, Celula2, Celula3, Label1, Label2, Label3, Label4, Pmin, Pmax, Linic, Lfinal)

End Sub