



AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

ANÁLISE DE CRITICALIDADE
DE DEFEITOS EM MUNHÕES DE MOINHOS DE BOLAS
USADOS EM PLANTAS DE MINERAÇÃO

DANIEL NAGANO DA SILVA

Dissertação apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau de
Mestre em Ciências na Área de
Tecnologia Nuclear – Materiais

Orientador:
Prof. Dr. Maurício David M. das Neves

São Paulo
2014

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia Associada à Universidade de São Paulo

ANÁLISE DE CRITICALIDADE
DE DEFEITOS EM MUNHÕES DE MOINHOS DE BOLAS
USADOS EM PLANTAS DE MINERAÇÃO

DANIEL NAGANO DA SILVA

Dissertação apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau de
Mestre em Ciências na Área de
Tecnologia Nuclear - Materiais

Orientador:
Prof.Dr. Maurício David M. das Neves

Versão Corrigida
Versão Original se encontra disponível no IPEN

São Paulo
2014

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus pela saúde, disposição e pela proteção nas mais de 120 vezes que viajei de Sorocaba à São Paulo.

À minha esposa Mariana por toda a compreensão e incentivo em todos os momentos que precisei.

Aos meus pais Sidnei e Evelise pela educação e pelo incentivo.

Ao Erwin Alexandre Huber por sempre ter me incentivado.

Ao professor Dr. Maurício David Martin das Neves por ter me acolhido as duas vezes que fiquei sem orientador e por todo o incentivo, paciência e orientação na execução deste trabalho.

Ao professor Dr. Arnaldo Homobono Paes de Andrade pela orientação inicial no desenvolvimento deste trabalho.

Ao Leandro Fam por ter me ajudado muito nos cálculos estruturais e pelo aprendizado que tivemos.

Ao Henrique Tibagi e André Niklewski pelos ensinamentos nos cálculos térmicos.

RESUMO

Os moinhos de bolas são equipamentos presentes em plantas de mineração, sendo uma máquina importante no circuito de cominuição de minérios. Em função de inúmeros fatores como, por exemplo, projeto, fabricação, sobrecarga no equipamento, falta de manutenção e procedimentos de operação inadequados, são desenvolvidas descontinuidades nos componentes estruturais desse equipamento. Os componentes estruturais dos moinhos, basicamente, corpo, tampas e munhões, além do custo elevado, possuem prazos de fabricação que podem variar de dois a três anos dependendo da demanda do mercado. Portanto é cada vez mais necessário que as descontinuidades detectadas nesses componentes sejam corretamente avaliadas. Neste trabalho analisaram-se pela mecânica da fratura a criticalidade de descontinuidades, tais como trincas constatadas em um munhão de um moinho de bolas e compararam-se os valores teóricos de taxa de propagação (crescimento) dessas descontinuidades com valores reais obtidos por meio de inspeções periódicas realizadas neste componente. A nucleação das trincas foi causada por falta de lubrificação nos mancais do moinho, gerando esforços térmicos circunferenciais no munhão, em que a temperatura estimada do contato munhão e bucha atingiu a faixa de 100 °C a 150 °C. No período analisado, os resultados obtidos por meio da norma BS7910 mostraram-se mais próximos dos valores reais do que a norma ASME Seção XI, Apêndice A. O tamanho da trinca mais crítica foi aceito pelos critérios da norma BS7910 e aprovado apenas na condição de emergência da norma ASME Seção XI, Apêndice A.

Palavras-Chave: Descontinuidades, Moinho de Bolas, Mecânica da Fratura

ABSTRACT

The grinding ball mills are equipments present in mining plants, being important in the ore comminution circuits. Depending on numerous factors, such as, for example, design, manufacturing, overloads, poor maintenance and inadequate operating procedures, flaws are developed in the structural components of this equipment. The structural components of a mill, basically, shell, heads and trunnions, besides high costs, have lead times that might vary from two to three years, according to market demand. Therefore, it becomes increasingly necessary that any flaws in those components to be properly evaluated. This paper analyzed the fracture mechanics of the criticality of flaws, such as cracks observed in a ball mill trunnion and compared the theoretical values of growth rate of these defects with actual values obtained through periodic inspections performed in this component. The cracks nucleation was caused by lack of lubrication in the trunnion bearings, generating circumferential thermal stresses, thus the estimated temperature of the trunnion and bushing contact achieved the range 100 °C to 150 °C. During the analyzed period, the results obtained by the standard BS7910 proved to be closest to the actual values than the standard ASME, Section XI, Appendix A. The most critical crack size was accepted by the criteria of the BS7910 and approved only on emergency condition of ASME Section XI, Appendix A.

Keywords: Defects, Ball Mills, Fracture Mechanics

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	13
2	OBJETIVO	16
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	17
3.1	Moinho de bolas.....	17
3.2	Material do munhão	19
3.2.1.	Aço carbono	19
3.2.2.	Ferro fundido nodular	23
3.2.3.	Tratamento térmico do ferro fundido nodular	25
3.2.4.	Propriedades do ferro fundido nodular	27
3.3	Mancais do moinho	29
3.3.1.	Mancais hidrodinâmicos	31
3.3.2.	Mancais hidrostáticos	32
3.3.3.	Lubrificação limite.....	34
3.3.4.	Materiais dos mancais.....	35
3.3.5.	Falha de mancais.....	36
3.4	Tensões típicas em um moinho de bolas	37
3.5	Trincas	39
3.6	Mecânica da fratura	41
3.6.1.	Propagação de trincas por fadiga	43
3.6.2.	Critério de aceitação com base na BS7910 ⁽⁴⁾	44
3.6.3.	Critério de aceitação com base na ASME SEÇÃO XI, APÊNDICE A ⁽⁵⁾	46
3.6.4.	Propriedades de mecânica da fratura do ferro fundido nodular.....	48
3.6.5.	Método do furo de parada de trinca	49
3.7	Intertravamentos dos moinhos	51
3.8	Análise de riscos	53
3.8.1	Análise de modos e efeitos de falhas	54
4	MATERIAIS E MÉTODOS	56
4.1	Dimensões e material do munhão.....	56
4.2	Dimensões e material da bucha	59
4.3	Metodologias de análises de trincas.....	60
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	67
5.1	Análise de modos e efeitos de falhas (FMEA) do munhão	67
5.2	Análise microestrutural e dureza da superfície do munhão	71

5.3	Aparecimento de trincas em regiões de baixa tensão	73
5.3.1.	Simulações para a condição 1 da Tabela 7	75
5.3.2.	Simulações para a condição 2 da Tabela 7	76
5.3.3.	Simulações para a condição 3 da Tabela 7	78
5.4	Cálculos de mecânica da fratura	79
5.5	Furo de parada de trinca	88
6	CONCLUSÃO	90
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	92
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	93

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Evolução do valor da produção mineral brasileira de 1994 a 2014 ⁽²⁾ ..	13
Figura 2 – Representação esquemática dos principais componentes de um moinho de bolas.....	18
Figura 3 – Montagem de um munhão em uma tampa de moinho.....	18
Figura 4 – Diagrama ferro – cementsita.....	20
Figura 5 – Representação esquemática das microestruturas para uma liga ferro-carbono de composição eutetóide (0,76% C) acima e abaixo da temperatura eutetóide (Figura adaptada da referência ⁽⁷⁾)	21
Figura 6 – Diagrama TTT para um aço eutetóide.....	22
Figura 7 – Microestrutura de ferros nodulares com vários graus de nodularização ⁽¹¹⁾ . (a) 99% (b) 80% (c) 50%	24
Figura 8 – Espessuras de camadas oxidadas ⁽¹⁶⁾	29
Figura 9 – Detalhe da flecha gerada pela carga de bolas e minério no corpo do moinho	29
Figura 10 – Lubrificação hidrodinâmica – Perfil da pressão de óleo ⁽¹⁸⁾	31
Figura 11 – Mancal hidrodinâmico de moinho. A bolsa de óleo de alta pressão ajuda a tirar o moinho da inércia na partida. Posteriormente, apenas o movimento do munhão mantém dinamicamente o filme de óleo.....	32
Figura 12 - Lubrificação hidrostática – Perfil do filme de óleo ⁽¹⁸⁾	33
Figura 13 – Mancal hidrostático indicando quatro bolsas de óleo de alta pressão que sustentam o moinho continuamente.	34
Figura 14 – Variação do módulo de elasticidade com a temperatura.....	36
Figura 15 – Curva $\sigma \times N$ (Figura adaptada da referência ⁽²⁴⁾).....	39
Figura 16 – Tensões na ponta da trinca de um material elástico (Figura adaptada da referência ⁽³¹⁾)	41
Figura 17 – Trinca de borda em uma chapa “infinita” sujeita a uma tensão de tração remota ⁽³¹⁾	42
Figura 18 – Gráfico esquemático $da/dN \times \Delta K$ (Figura adaptada da referência ⁽³⁴⁾)	43
Figura 19 – Diagrama FAD ⁽⁴⁾	44
Figura 20 – Dimensões do corpo de prova ⁽⁴²⁾	49
Figura 21 – (a) Direção normal da trinca (b) Direção da trinca após inserção de pinos ⁽⁴³⁾	50
Figura 22 – Vista lateral esquemática de um sensor de temperatura em contato com o munhão	52
Figura 23 – Sensores de temperatura em contato com o munhão.....	52
Figura 24 – Vista em meio corte parcial mostrando as dimensões do moinho de bolas	56
Figura 25 – Vista em meio corte parcial mostrando as dimensões do munhão ...	57
Figura 26 – Dimensões da bucha de bronze.....	60
Figura 27 – Detalhe da janela de inspeção do mancal.....	61
Figura 28 – Periodicidade das inspeções do munhão.....	61
Figura 29 – Detalhe da plataforma posicionada ao lado do munhão para permitir acesso aos operadores para inspeção	62
Figura 30 – Resultado do ensaio de líquido penetrante no munhão com a indicação de trincas	62
Figura 31 – Detalhe da medição dos comprimentos das trincas do munhão	63

Figura 32 – Representação esquemática da pressão hidrostática da carga interna do moinho e as pressões dos mancais	64
Figura 33 – Regiões superficiais de temperatura do munhão	65
Figura 34 – Localização das trincas críticas no munhão	66
Figura 35 – Ângulo de tombamento da carga do moinho ⁽⁵⁸⁾	68
Figura 36 – Desgaste interno do munhão	69
Figura 37 – Identificação das regiões do munhão	71
Figura 38 – Detalhe da bucha de bronze “queimada”	71
Figura 39 – Micrografia obida por réplica metalográfica da região do munhão. <u>Região sem queima</u> . Aumento de 100x	73
Figura 40 – Micrografia obida por réplica metalográfica da região do munhão. <u>Região com queima</u> . Aumento de 100x	73
Figura 41 – Detalhe da folga entre munhão e bucha	74
Figura 42 – Análise de intervalo de tensões ($\Delta\sigma$) por elementos finitos do munhão	75
Figura 43 – Distribuição de temperaturas para a condição 1 da Tabela 7	76
Figura 44 – Distribuição de tensões para a condição 1 da Tabela 7	76
Figura 45 – Distribuição de temperaturas para a condição 2 da Tabela 7	77
Figura 46 – Distribuição de tensões para a condição 2 da Tabela 7	77
Figura 47 – Distribuição de temperaturas para a condição 3 da Tabela 7	78
Figura 48 – Distribuição de tensões para a condição 3 da Tabela 7	78
Figura 49 – Localização das trincas “A”, “C” e “D”	80
Figura 50 – Correlação entre a profundidade real da “trinca A” com os valores obtidos pelos cálculos conforme BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI ⁽⁵⁾	87
Figura 51 – Correlação entre a profundidade real da “trinca C” com os valores obtidos pelos cálculos conforme BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI ⁽⁵⁾	87
Figura 52 – Correlação entre a profundidade real da “trinca D” com os valores obtidos pelos cálculos conforme BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI ⁽⁵⁾	88
Figura 53 – Furos de parada de trinca	89

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades mecânicas de diferentes graus de ferros fundidos nodulares com destaque para 500/7 ⁽¹¹⁾	28
Tabela 2 – Valores de tenacidade à fratura e intervalo de intensidade	48
Tabela 3 – Iniciação de trinca e vida à fadiga de amostras	50
Tabela 4 – Requisitos especificados para a fabricação do munhão	57
Tabela 5 – Propriedades do Ferro Fundido Nodular do munhão	58
Tabela 6 – Propriedades do bronze C93700 ⁽⁵⁴⁾	59
Tabela 7 – Condições de variação de temperatura da superfície do munhão	65
Tabela 8 – FMEA do munhão	70
Tabela 9 – Resultados dos cálculos para “trinca A” – BS7910 ⁽⁴⁾	81
Tabela 10 – Resultados dos cálculos para “trinca A” – ASME SEÇÃO XI – Apêndice A ⁽⁵⁾	82
Tabela 11 – Resultados dos cálculos para “trinca C” – BS7910 ⁽⁴⁾	83
Tabela 12 – Resultados dos cálculos para “trinca C” – ASME SEÇÃO XI – Apêndice A ⁽⁵⁾	83
Tabela 13 – Resultados dos cálculos para “trinca D” – BS7910 ⁽⁴⁾	84
Tabela 14 – Resultados dos cálculos para “trinca D” – ASME SEÇÃO XI – Apêndice A ⁽⁵⁾	84
Tabela 15 – Comparativo dos resultados de profundidades de trincas teóricas calculadas por meio das normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾ ...	85

LISTA DE ABREVIATURAS

BRIC	Brasil, Rússia, Índia e China
CCC	Cúbica de Corpo Centrado
CFC	Cúbica de Face Centrado
FAD	“Failure Analysis Diagram”
FMEA	“Failure Mode and Effects Analysis”
IBRAM	Instituto Brasileiro de Mineração
NR	Norma Regulamentadora
PIB	Produto Interno Bruto
RTD	“Resistance Temperature Detector”
TCC	Tetragonal de Corpo Centrado
TTT	Temperatura, Tempo e Transformação

LISTA DE SÍMBOLOS

Fe₃C	Cementita
Ferro α	Ferrita
Ferro γ	Austenita
C	Carbono
Fe	Ferro
p	Pressão do filme de óleo
h₀	Espessura de filme de óleo
In	Índio
Cd	Cádmio
Pb	Chumbo
σ	Tensão
N	Número de ciclos
K_I	Fator de intensidade de tensões
a	Profundidade da trinca
K_{IC}	Tenacidade à fratura
da/dN	Taxa de crescimento de trinca por fadiga
ΔK	Intervalo de intensidade de tensão
ΔK_{LIM}	Intervalo de intensidade de tensão limiar
C	Constante do material para crescimento de trinca por fadiga
m	Constante do material para crescimento de trinca por fadiga
K_r	Razão de intensidade de tensões
S_r	Razão de carga para colapso plástico
σ_{ref}	Tensão de referência
σ_{fluxo}	Tensão de fluxo
α''	Fator geométrico
σ_b	Tensão de flexão
σ_m	Tensão de membrana

B	Espessura do munhão
W	Largura do munhão
2c	Comprimento da trinca
σ_y	Tensão de escoamento
σ_{max}	Tensão máxima
M	Fator de correção geométrico
f_w	Fator de correção geométrico
M_m	Fator de correção geométrico
A_p	Fator de correção geométrico
Q	Fator de correção geométrico
M_b	Fator de correção geométrico
q_y	Fator de correção de zona plástica
$\Delta\sigma$	Intervalo de tensão

1 INTRODUÇÃO

Segundo o Instituto Brasileiro de Mineração (IBRAM) ⁽¹⁾, a indústria mineral brasileira registra ao longo da última década um crescimento vigoroso graças aos fatores associados as profundas mudanças socioeconômicas e de infraestrutura que o Brasil tem vivenciado, muito embora a atividade mineral tenha sofrido redução em suas expectativas em razão da crise internacional. Esse crescimento é impulsionado pelo processo de urbanização em países emergentes com expressivas áreas territoriais, alta densidade demográfica e alto Produto Interno Bruto (PIB), como Brasil, Rússia, Índia e China (BRICs), os quais, coincidentemente, são de grande importância para a mineração mundial.

A partir de 2000, o aumento da demanda por minerais, em especial, pelo elevado índice de crescimento mundial impulsionou o valor da produção mineral brasileira, que em uma década apresentou crescimento significativo, indicado na Figura 1 ⁽²⁾.

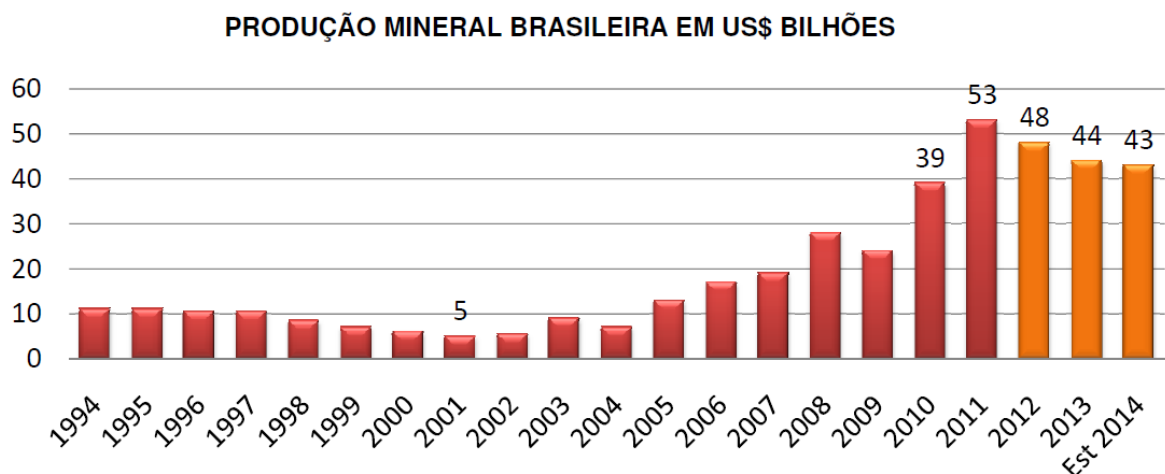


Figura 1 – Evolução do valor da produção mineral brasileira de 1994 a 2014 ⁽²⁾

De acordo com Beraldo ⁽³⁾, a cominuição de sólidos é uma operação que pode destinar-se a diversos objetivos. No beneficiamento de minérios, a cominuição é necessária para obtenção de granulometria adequada ao processo de concentração utilizado, assim como, para a consecução de uma liberação adequada dos minerais a serem separados, ou seja, no processo de extração mineral, o minério representa apenas uma porcentagem da rocha que está sendo

processada, por isso, é necessária a redução do tamanho da rocha à mesma grandeza de minério presente na mesma, para permitir a separação do produto em relação ao rejeito.

Os métodos de cominuição são classificados de acordo com a granulometria do minério em britagem e moagem, variando bastante as características dos equipamentos nas duas categorias de processos ⁽³⁾.

Os moinhos de bolas são equipamentos rotativos usados em plantas de mineração na área de moagem, que usam esferas de aço para reduzir a granulometria dos minérios.

O conjunto rotativo do moinho na sua totalidade é sustentado por dois mancais. Os mancais são componentes estáticos que possuem buchas, elementos de apoio, sobre o qual o moinho rotaciona. Os componentes do moinho que giram sobre os mancais são os munhões. O munhão é uma espécie de eixo cilíndrico com formato tubular e paredes espessas, em que o minério passa através de seu diâmetro interno, tanto na alimentação quanto na descarga do moinho.

Apenas um filme de óleo pressurizado evita o contato metal-metal entre o munhão e a bucha do mancal e faz com que o mesmo tenha condições de girar sem atrito excessivo.

O munhão analisado neste estudo pesa aproximadamente 28 toneladas e sustenta mais de 1000 toneladas, correspondente ao peso do moinho mais o peso das esferas de aço, do minério e da água, que compõem a carga interna do moinho.

Por se tratar de um componente submetido a elevado carregamento e de alta responsabilidade, o aparecimento de defeitos em munhões é muito crítico, pois caso haja um colapso, a planta inteira de mineração pode ficar parada, até que um reparo paliativo seja executado ou, uma peça nova esteja disponível. O prazo de fabricação de um novo munhão pode chegar a três anos dependendo da demanda do mercado.

O aparecimento de trincas num munhão faz com que seja necessário o monitoramento periódico do crescimento das mesmas, isto é, a produção deve ser interrompida frequentemente para tal inspeção. As mineradoras operam em regime de 24 horas, 365 dias por ano. Adicionalmente, é necessário ter um

munhão sobressalente disponível e o prazo de reparo ou substituição do munhão é relativamente longo, chegando a aproximadamente dez dias.

As trincas a serem analisadas neste estudo apareceram num munhão de um moinho de bolas na região de contato axial e radial com o mancal do moinho. Estas trincas foram originadas por uma falta de lubrificação que permitiu o contato metal-metal entre o munhão e a bucha do mancal. Este contato gerou um aquecimento no munhão, induzindo tensões térmicas que culminaram no aparecimento das trincas em diversas regiões do munhão.

Analisou-se a propagação das trincas com base em metodologia contida nas normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾.

2 OBJETIVO

O objetivo desse trabalho é analisar as causas envolvidas no processo de aparecimento de trincas num munhão de um moinho de bolas de grande porte e comparar o crescimento real destas trincas, por meio de inspeções periódicas realizadas neste equipamento, com valores teóricos obtidos por meio do uso de normas vigentes na área.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Moinho de bolas

Moinho de bolas é uma designação genérica dos moinhos rotativos que usam esferas de aço fundido ou forjado, ou ainda ferro fundido, como corpos moedores. São chamados “moinhos de bolas”, vide Figura 2, mais especificamente, aqueles que possuem uma só câmara de moagem, sendo o comprimento útil dessa câmara menor que o dobro do seu diâmetro ⁽⁶⁾.

Atualmente existem moinhos de bolas em operação cujo comprimento chega até 2,3 vezes o diâmetro do moinho.

Esses moinhos consistem basicamente de um corpo cilíndrico fabricado em chapas de aço calandradas, repleto de furos em toda a sua extensão, para a fixação dos revestimentos por meio de parafusos. Os revestimentos são partes internas do moinho que são substituíveis, quando sofrem desgaste.

Nos flanges das extremidades do corpo são fixadas as tampas ou espelhos do moinho. A tampa é a parte cônica e o munhão é a parte cilíndrica. Dependendo do projeto, em função de capacidade fabril e logística, a tampa e o munhão podem ser fundidos em uma peça integral.

No moinho analisado no presente trabalho, o munhão é parafusado no flange da tampa, conforme mostrado na Figura 3. O sistema de acionamento é composto por um motor elétrico principal, redutor e acoplamentos que transmitem o torque ao eixo pinhão, que por sua vez, o transmite para uma engrenagem coroa presente em uma das extremidades do corpo.

O acionamento auxiliar é utilizado para fazer o giro lento do moinho para operações de manutenção. O sistema de levantamento é usado na instalação do moinho, e posteriormente, para manutenção. O minério entra no moinho pelo lado da alimentação e após ser moído é descarregado pelo lado da descarga passando por uma peneira trommel, cuja função é evitar a queda de corpos moedores no tanque de bombeamento do produto passante pelo moinho.

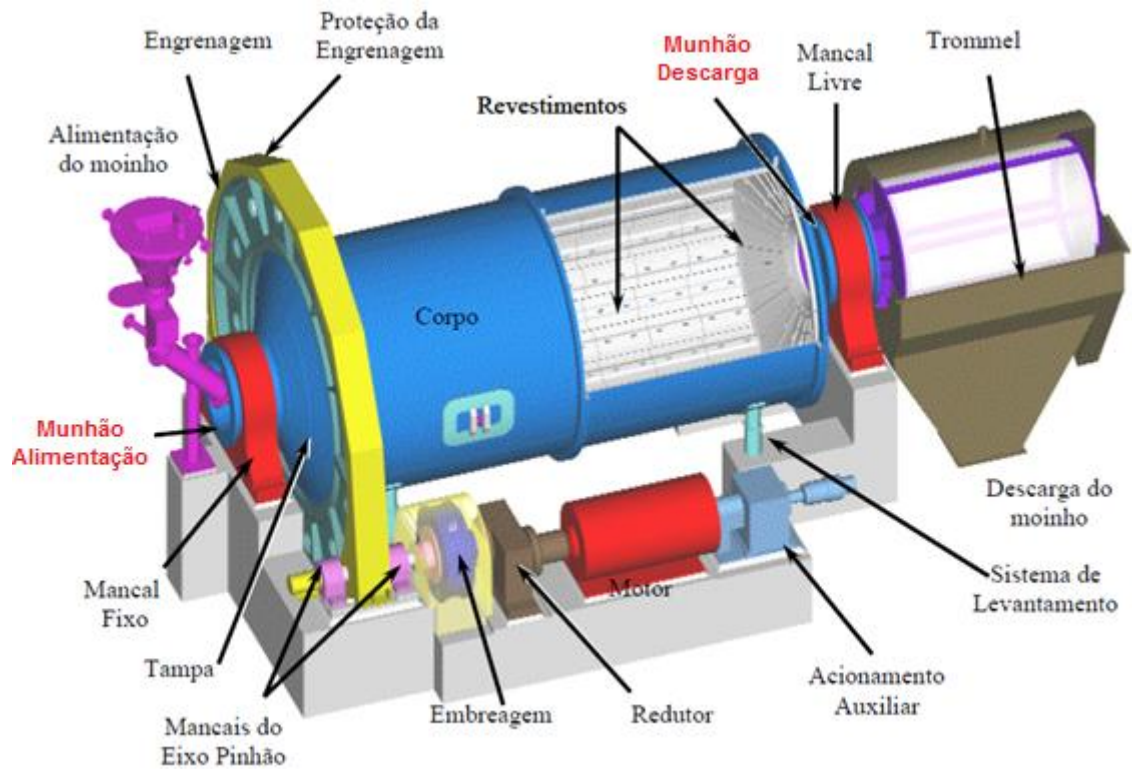


Figura 2 – Representação esquemática dos principais componentes de um moinho de bolas



Figura 3 – Montagem de um munhão em uma tampa de moinho

3.2 Material do moinho

O processo de seleção de materiais, para uma dada aplicação, envolve a seleção de um material que apresente uma propriedade ou uma combinação de propriedades que seja desejável ou ótima ⁽⁷⁾.

A maioria dos moinhos de moinhos é fabricada em aço baixo carbono ou ferro fundido nodular. O moinho deste estudo foi fabricado em ferro fundido nodular.

3.2.1. Aço carbono

De acordo com Chiaverini ⁽⁸⁾, aço é a liga ferro carbono contendo geralmente 0,008% até aproximadamente 2,14% de carbono, além de certos elementos residuais, resultantes dos processos de fabricação. O limite inferior a 0,008% corresponde à máxima solubilidade do carbono no ferro à temperatura ambiente e o limite superior 2,14% correspondente à máxima quantidade de carbono que se dissolve no ferro e que ocorre a 1147°C. Esta quantidade máxima de 2,14% depende, por outro lado, da presença ou não nos aços de elementos de liga ou da presença dos elementos residuais em teores superiores aos normais.

Na Figura 4 é mostrada uma parte do diagrama de fases ferro – cementita (Fe_3C). O ferro puro, ao ser aquecido, apresenta duas mudanças de estrutura cristalina antes de fundir. À temperatura ambiente, a forma estável, chamada de ferrita, ou ferro α , apresenta uma estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (CCC). A 912°C, a ferrita apresenta uma transformação polimórfica para austenita cúbica de face centrada (CFC), ou ferro γ . Esta fase austenítica persiste até 1394°C, quando a austenita CFC reverte novamente a uma fase CCC, conhecida como ferrita δ , e que finalmente se funde a 1538°C. O eixo das composições da Figura 4 se estende apenas até 6,70% C; nessa concentração se forma o composto intermediário de carboneto de ferro, ou cementita (Fe_3C), representado por uma linha vertical no diagrama de fases ⁽⁷⁾.

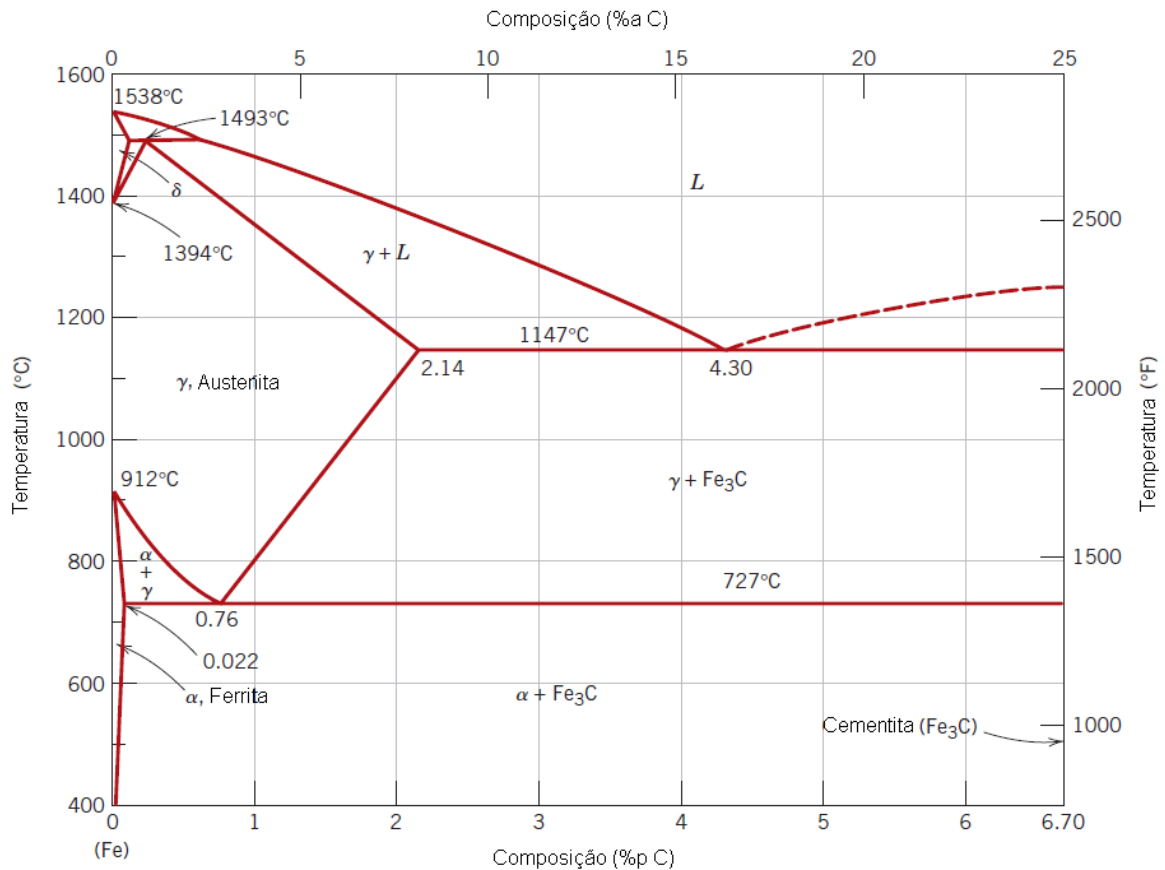


Figura 4 – Diagrama ferro – cementita
(Figura adaptada da referência ⁽⁷⁾)

O carbono é uma impureza intersticial no ferro e forma uma solução sólida, tanto com a ferrita α , quanto com a ferrita δ , e também com a austenita γ .

As mudanças de fases que ocorrem ao se passar da região γ para o campo de fases $\alpha + \text{Fe}_3\text{C}$ são relativamente complexas. Se for considerado, por exemplo, uma liga com a composição eutetóide (0,76% C), à medida que é resfriada de uma temperatura na região de fase γ , por exemplo, 800°C, ou seja, no ponto “a” da Figura 5 e se move para baixo ao longo da linha vertical xx' . Inicialmente, a liga é composta inteiramente pela fase austenita, com uma composição de 0,76% C com o resfriamento da liga não há mudanças até a temperatura eutetóide (727°C). Ao cruzar essa temperatura e até o ponto “b” da Figura 5, a austenita se transforma em camadas alternadas ou lamelas das duas fases (α e Fe_3C), que se formam simultaneamente durante a transformação. Essa estrutura representada esquematicamente na Figura 5, ponto “b” é chamada perlita, devido à sua aparência de madrepérola quando vista sob um microscópio com baixas ampliações ⁽⁷⁾.

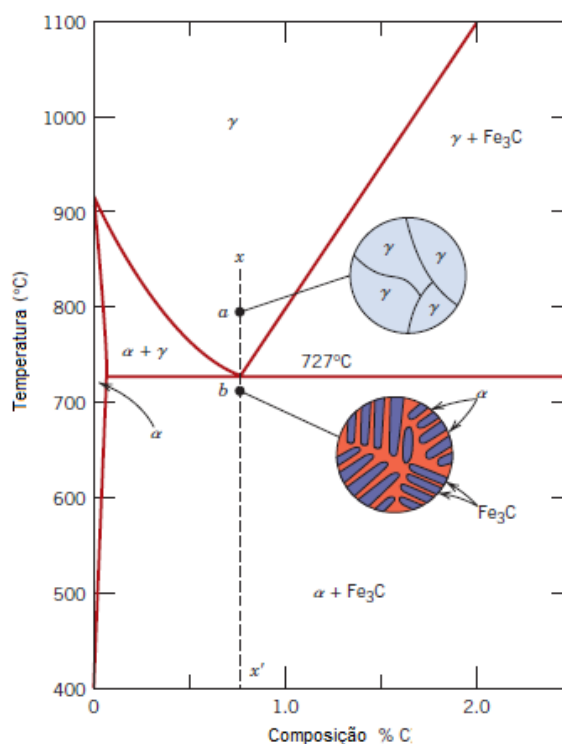


Figura 5 – Representação esquemática das microestruturas para uma liga ferro-carbono de composição eutetóide (0,76% C) acima e abaixo da temperatura eutetóide (Figura adaptada da referência ⁽⁷⁾)

Um aço resfriado muito lentamente a partir do campo austenítico apresenta, à temperatura ambiente, uma ou mais fases como, por exemplo: ferrita, perlita e cementita, dependendo do seu teor de carbono. Entretanto, se o resfriamento do aço a partir da região austenítica for muito rápido (por exemplo, resfriando-se diretamente em água ou em óleo), surgem outros constituintes metaestáveis, como a bainita e a martensita, que não são previstos no diagrama de fases ferro-cementita. Para se acompanhar a formação desses constituintes, utilizam-se curvas TTT (temperatura, tempo e transformação), conforme mostrado na Figura 6 ⁽⁹⁾.

A formação da perlita é encontrada desde a temperatura eutetóide (727 °C) até cerca de 400 °C. Abaixo de 400°C, a microestrutura perlítica não é mais formada. A ferrita e a cementita se formam como agulhas extremamente finas em uma microestrutura conhecida como bainita, que representa uma distribuição ainda mais fina da ferrita e da cementita que na perlita fina.

Na Figura 6 é mostrada a ocorrência de um processo sem difusão conhecido como transformação martensítica. O produto formado a partir da austenita resfriada é chamado de martensita. O resfriamento da austenita ocorre

com rapidez suficiente para evitar o “joelho” da perlita, em aproximadamente 500°C permite que qualquer transformação difusional seja suprimida. A austenita ainda é instável e se torna cada vez mais instável com a diminuição da temperatura. Em aproximadamente 215°C, a instabilidade da austenita é tão grande que uma pequena fração (menos de 1%) do material se transforma espontaneamente em martensita. Em vez da migração difusional dos átomos de carbono para produzir as fases ferrita e cementita separadamente, a transformação martensítica envolve a reorientação abrupta dos átomos de C e Fe da solução sólida CFC da austenita para uma solução sólida tetragonal de corpo centrado (TCC), que é a martensita ⁽¹⁰⁾.

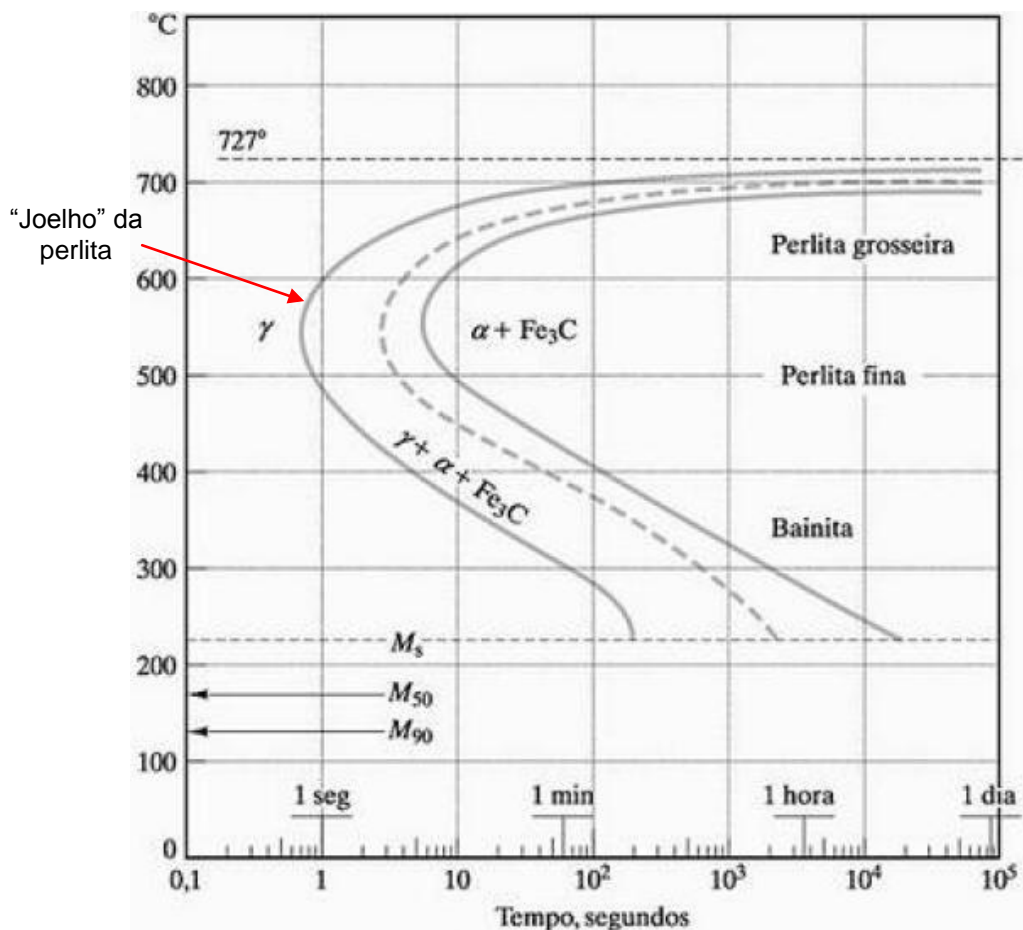


Figura 6 – Diagrama TTT para um aço eutetóide.

Os diversos estágios da transformação martensítica são representados por linha horizontal. M_s representa o início, M_{50} representa 50% de transformação, e M_{90} representa 90% de transformação. A transformação 100% para martensita não é concluída antes de uma temperatura final de -46°C ⁽¹⁰⁾.

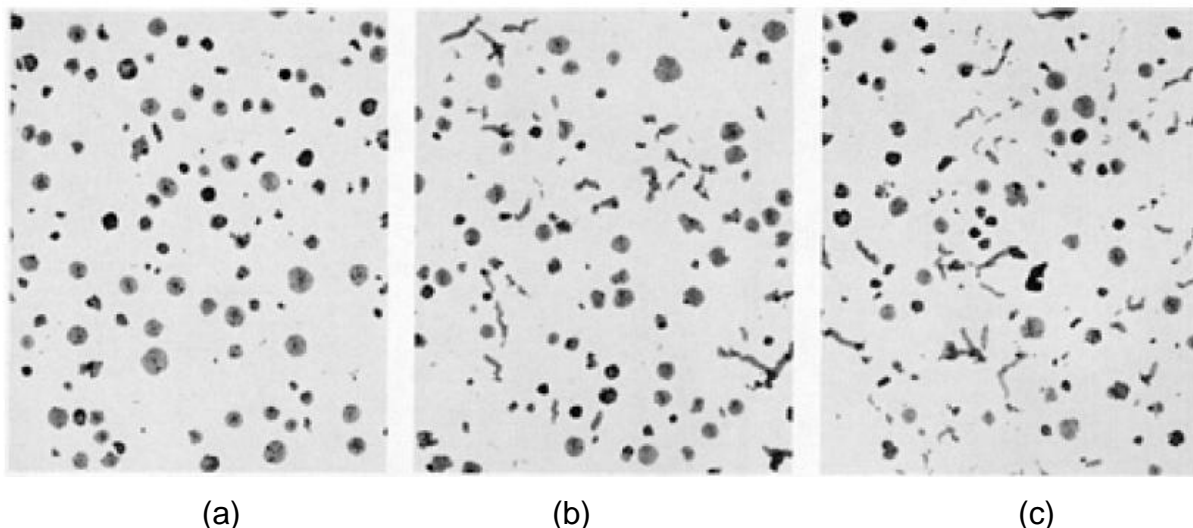
No estado temperado, a martensita presente nos aços, além de ser muito dura, é tão frágil que não pode ser empregada na maioria das aplicações; além disso, quaisquer tensões internas que possam ter sido introduzidas durante a têmpera têm um efeito de reduzir a resistência. A ductilidade e a tenacidade da martensita podem ser aumentadas e as tensões internas podem ser aliviadas por meio de tratamento térmico conhecido como revenimento. O revenimento é obtido mediante o aquecimento de um aço martensítico até uma temperatura abaixo da eutetóide por um período de tempo específico. Normalmente, o revenimento é conduzido em temperaturas entre 250 e 650°C. O tratamento térmico de revenimento permite, através de processos de difusão, a formação da martensita revenida, na qual a martensita TCC monofásica, que está supersaturada com carbono, transformar-se em martensita revenida ⁽⁷⁾.

3.2.2. Ferro fundido nodular

O ferro fundido nodular ou dúctil caracteriza-se pela ductilidade, tenacidade e resistência mecânica. A característica mais importante relacionada com a resistência mecânica é o limite de escoamento, que é mais elevado no ferro fundido nodular do que no ferro cinzento, ferro maleável e mesmo nos aços carbonos comum (sem elementos de liga) ⁽⁸⁾.

A grafita do ferro fundido nodular apresenta-se na forma esferoidal, conforme observado na Figura 7. Esta forma não interrompe a continuidade da matriz, tanto quanto a grafita em veio, resultando em melhor ductilidade e tenacidade ⁽⁸⁾.

A grafita na forma esferoidal é obtida pela adição de determinados elementos no metal fundido, como magnésio e cério e alguns outros elementos que devem ser controlados, de modo a produzir a forma desejada da grafita e contrabalançar o efeito antagônico de elementos como antimônio, chumbo, titânio, telúrio, bismuto e zircônio. Estes elementos interferem com o processo de nodularização e, por isso, devem ser eliminados ou mantidos em teores mais baixos possíveis ⁽⁸⁾.



(a) (b) (c)
Figura 7 – Microestrutura de ferros nodulares com vários graus de nodularização ⁽¹¹⁾. (a) 99% (b) 80% (c) 50%

O ferro fundido tem muitas vantagens de engenharia e fabricação já conhecidos, em relação ao aço fundido, incluindo custos de fabricação entre 30% a 40% menores e algumas características mais desejáveis, tais como, melhor resistência ao desgaste e maior amortecimento de vibrações. Estas vantagens sobre o aço fundido são baseadas em várias características metalúrgicas dos ferros fundidos. Em primeiro lugar, o ferro fundido tem temperatura de fusão (e, portanto, temperatura de vazamento) de 300°C a 450°C mais baixa que o aço fundido. Em segundo lugar, a alta concentração de silício e carbono livre nos ferros fundidos nodular e cinzento possibilita maior fluidez e a menor contração na solidificação e resfriamento em relação à qualquer metal ferroso ⁽¹²⁾.

Por exemplo, o aço fundido geralmente apresenta uma contração em volume superior a 4% durante a solidificação, enquanto que a contração do ferro nodular e do cinzento pode ser inferior a 1%, dependendo da composição e das condições de processamento. Esta diferença na porcentagem de contração permite que, os produtos sejam feitos nas dimensões exatas de forma mais fácil usando ferro fundido nodular e cinzento, com poucos problemas em se obter estanqueidade. Outro aspecto favorável aos ferros fundidos é maior usinabilidade, pois a grafita age como um lubrificante. A grafita também atenua vibrações mecânicas e ruídos, o que faz com que o ferro fundido seja ideal para muitas aplicações, como por exemplo, sistemas de frenagem ⁽¹²⁾.

Entretanto, a alta concentração de carbono responsável por muitas propriedades físicas desejáveis e pela facilidade de fabricação dos ferros fundidos

é, infelizmente, também responsável pela degradação da ductilidade e tenacidade à fratura. O carbono, normalmente presente principalmente como grafita, serve para nuclear processo de fratura por fadiga em níveis baixos de tensões, prejudicando a resistência à fratura e à fadiga do ferro fundido comparando-se com um aço fundido ou forjado ⁽¹²⁾.

Técnicas e materiais especiais estão disponíveis para reparos de soldas de ferro fundido nodular, ou para a junção de ferro fundido nodular com outros materiais como aço, ferro cinzento ou ferro maleável, porém estas técnicas são restritas a reparos puramente estéticos, sem função estrutural. Nos aços, a soldabilidade está ligada à porcentagem de carbono equivalente e caso sejam seguidas as recomendações de pré-aquecimento, temperaturas inter-passes, entre outros, as soldas conseguem satisfazer as necessidades estruturais e teoricamente, todos os aços podem receber um alívio de tensões pós-solda ⁽¹³⁾.

O ferro fundido nodular tem um processo de fabricação mais confiável, pois apresenta maior fluidez e menos contração em relação ao aço, melhor usinabilidade, tem uma temperatura de fusão menor e pode representar uma redução de custo em função do peso, pois o peso específico do ferro fundido é, aproximadamente, 10% inferior ao do aço, porém não é recuperável por soldagem, acarretando um risco de perda da peça, caso o processo de fundição não tenha sido bem executado. O aço tem a vantagem de ser mais tenaz e recuperável por soldagem. Ambos os materiais atendem as cargas de projeto, ficando a definição de qual material utilizar baseado em custo, disponibilidade de fabricação e prazo.

3.2.3. Tratamento térmico do ferro fundido nodular

O fator principal na determinação dos diferentes graus do ferro fundido nodular nas especificações é a microestrutura da matriz. Na condição de fundido, a matriz consiste de várias proporções de perlita e ferrita e, conforme aumenta a quantidade de perlita, a resistência e a dureza do ferro fundido nodular também se elevam ⁽¹¹⁾.

Os principais tratamentos térmicos de ferros fundidos nodulares são alívio de tensões, recozimento, normalização e têmpera e revenimento ⁽¹¹⁾.

O objetivo do tratamento térmico de alívio de tensões é remover as tensões residuais sem causar nenhuma mudança na estrutura ou propriedades do

material. Altas tensões podem estar presentes nos fundidos de ferro nodular com geometrias complexas e podem ser substancialmente removidas, por um tratamento térmico à aproximadamente 500 – 600°C. O fundido é tipicamente aquecido a 50°C por hora de 200 a 600°C, mantido nesse patamar por uma hora para cada 25 mm de espessura. No patamar deve-se aumentar o tempo em mais uma hora, então resfriar a 50°C por hora até 200°C, dentro do forno e depois resfriar ao ar a peça fundida até a temperatura ambiente. É importante garantir que as taxas de aquecimento e resfriamento sejam lentas o suficiente para evitar choque térmico e evitar a geração de mais tensão no fundido pela formação de altos gradientes de temperatura ⁽¹¹⁾.

Os objetivos do recozimento são remover tensões devidas aos tratamentos mecânicos, diminuir a dureza, aumentar a ductilidade, reduzir a textura grosseira de fusão e eliminar o efeito de quaisquer tratamentos térmicos ou mecânicos a que o aço tenha sido submetido anteriormente ⁽⁹⁾.

O tratamento de recozimento pode ser realizado de várias formas. O primeiro estágio é a homogeneização que consiste no aquecimento do fundido entre as temperaturas de 850 a 950°C, além de mais uma hora para cada 25 mm de espessura da peça. Posteriormente, deve-se resfriar o fundido até aproximadamente 650°C, permanecendo nessa temperatura de duas horas a dezesseis horas e por fim resfriar ao ar até a temperatura ambiente ⁽¹¹⁾.

Os objetivos da normalização são idênticos aos do recozimento, com a diferença de que se procura obter uma granulação mais fina e, portanto, propriedades mecânicas mais apuradas ⁽⁹⁾.

A normalização consiste em aquecer o fundido até que se atinja uma austenitização completa sem qualquer decomposição da cementita, seguido por resfriamento ao ar numa taxa que produza matriz de perlita fina com traços de ferrita e livre de outros produtos de transformação. A normalização é utilizada para se atingir resistências mecânicas de ruptura de 700 a 900 MPa. O primeiro estágio é a homogeneização, em que os fundidos são resfriados ao ar até a temperatura ambiente. A taxa de resfriamento ao ar na faixa de 780 a 650°C deve ser rápida o suficiente para produzir uma matriz completamente perlítica, o que pode requerer o uso de ar forçado na peça, em especial nas seções mais espessas ⁽¹¹⁾.

O objetivo fundamental da têmpera das ligas ferro-carbono é obter uma estrutura martensítica, o que exige o resfriamento rápido, de modo a evitar-se a transformação austenita em seus produtos normais (perlita + ferrita ou cementita). De um modo geral, na têmpera, aquece-se o aço acima de sua zona crítica, durante o tempo necessário, em razão da seção das peças, seguido de resfriamento rápido em um meio como o óleo, água, salmoura ou mesmo o ar ⁽⁹⁾.

A têmpera é um tratamento aplicado para ferro nodular para obter alta resistência, geralmente acima de 700 MPa, entretanto alongamento é baixo, bem como a tenacidade. A sequência deste tratamento é obtida com aquecimento no intervalo 875–925°C, mantendo nesta temperatura de duas a quatro horas, têmpera em óleo para produzir uma matriz martensítica e então revenir de 400 a 600°C para produzir uma matriz de martensita revenida ⁽¹¹⁾.

3.2.4. Propriedades do ferro fundido nodular

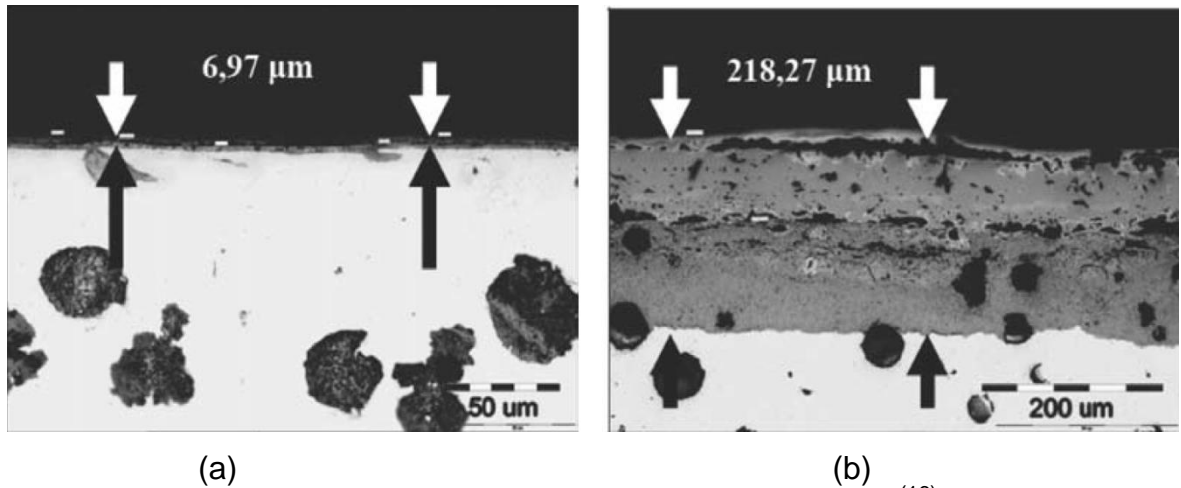
Na literatura ⁽¹¹⁾ são encontradas algumas propriedades mecânicas de diferentes graus de ferros fundidos nodulares, conforme mostrado na Tabela 1. No estudo realizado por Pan ⁽¹⁴⁾, para um ferro nodular com 2,91% de carbono e 4,77% de silício, a faixa de temperatura para transformação de fase de ferrita para austenita foi entre 845°C e 906°C. O experimento foi realizado a 800°C, mesmo sendo uma temperatura inferior a 845°C ocorreram transformações de fase em áreas localizadas.

De acordo com Larker ⁽¹⁵⁾, para ferros nodulares onde a ductilidade e a resistência mecânica intermediária são requeridas é comum que os aços ferríticos / perlíticos, como o grau 500/7 apresentem ampla variação de dureza. A maior variação de dureza é causada por: aumento da porcentagem de perlita, diferentes taxas de resfriamento em razão das diferentes espessuras de uma determinada peça e variação dos elementos estabilizadores de perlita. A melhor maneira de se evitar a formação de perlita e obter as propriedades mecânicas necessárias como o aumento da resistência da matriz ferrítica é a adição de Silício entre 3,7% a 3,8% em peso.

Tabela 1 – Propriedades mecânicas de diferentes graus de ferros fundidos nodulares com destaque para 500/7 ⁽¹¹⁾

Grau	Limite de resistência à tração (MPa)	Tensão de escoamento (MPa)	Alongamento (%)	Módulo de elasticidade (GPa)	Dureza (HB)
Ferrítico					
350/22	350	215	22	169	107-130
400/18	400	259	18	169	120-140
420/12	420	278	12	169	140-155
Ferrítico + Perlítico					
450/10	450	305	10	169	150-172
500/7	500	339	7	169	172-216
600/3	600	372	3	174	216-247
Perlítico sem tratamento e normalizado					
700/2	700	416	2	176	247-265
800/2	800	471	2	176	>265
900/2	900	526	2	176	>265
Temperado e revenido					
700/2	700	550	2	172	232-259
800/2	800	630	2	172	>259
900/2	900	710	2	172	>259

Unkic ⁽¹⁶⁾ estudou a influência de elevadas temperaturas na microestrutura de ferros fundidos utilizados em peças de motores automotivos. Amostras de ferro nodular grau 500/7 foram aquecidas a 550°C e 850°C em forno para recozimento, sem atmosfera protetiva e permaneceram 5 horas nessas temperaturas e, posteriormente foram resfriadas dentro do forno até a temperatura ambiente. O grau 500/7 continha 3,71% de carbono e 2,79% de silício. A alta porcentagem de perlita para esse grau foi obtida usando alta concentração de cobre (0,57%). Os resultados mostraram um ganho de massa nas amostras após o aquecimento, em razão da camada de oxidação nas superfícies das amostras. Conforme mostrado na Figura 8, a camada oxidada formada na amostra submetida a 850°C foi consideravelmente maior que na amostra submetida a 550°C. Durante o aquecimento a 550°C já se percebeu uma decomposição da perlita em ferrita. Na temperatura de 850°C a formação da ferrita foi ainda maior.



(a) (b)
Figura 8 – Espessuras de camadas oxidadas ⁽¹⁶⁾
 (a) Aquecimento a 550°C (b) Aquecimento a 850°C

3.3 Mancais do moinho

Os mancais são os principais componentes dos moinhos, pois suportam todo o conjunto rotativo, por meio de uma película de óleo pressurizada, no caso de mancais hidrostáticos, e ainda compensam a flecha gerada pela carga de bolas e minério no corpo do moinho, vide Figura 9.

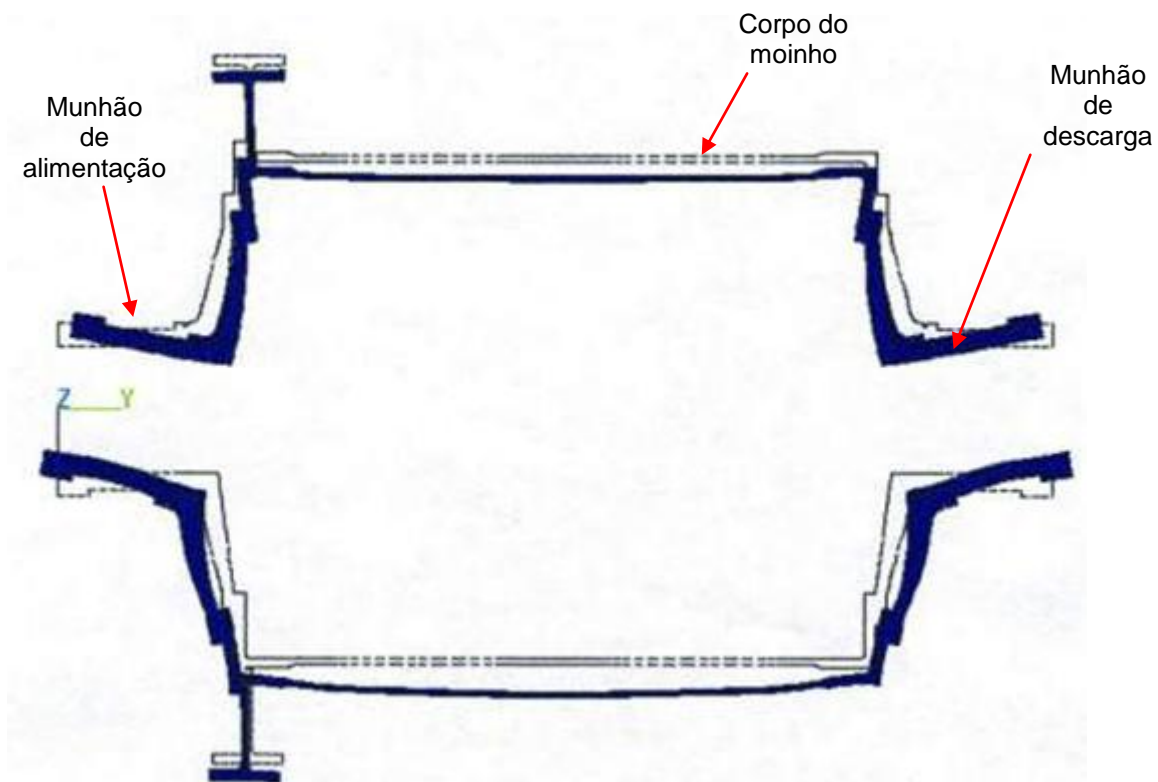


Figura 9 – Detalhe da flecha gerada pela carga de bolas e minério no corpo do moinho

Existem dois tipos principais de mancais utilizados em projetos de equipamentos mecânicos, respectivamente mancais de deslizamento ou escorregamento e mancais de rolamentos.

Segundo Niemann ⁽¹⁷⁾, não é possível afirmar que um mancal de rolamento é melhor que um mancal de deslizamento, pois cada um tem suas qualidades particulares e nenhum deles satisfaz todas as exigências de uma determinada aplicação.

A maioria dos moinhos usados em plantas de mineração utilizam mancais de deslizamento. Os mancais de rolamentos são usados apenas em moinhos de pequeno porte, em razão do alto custo dos rolamentos para moinhos de grande porte.

Há casos em que apenas mancais de deslizamento ou escorregamento podem ser usados, outros em que somente rolamentos constituem uma boa solução e, finalmente, aqueles em que os dois tipos oferecem solução satisfatória. Portanto, a decisão de utilização depende das propriedades de maior importância para cada aplicação ⁽¹⁷⁾.

Nos mancais de deslizamento, a área de lubrificação relativamente grande amortece as vibrações, os choques e os ruídos. Estes mancais são menos sensíveis a choques e poeira (lubrificação e graxa com efeito de vedação contra a poeira), permitem menor jogo de mancal e, por outro lado, uma tolerância relativamente grande de ajuste. Além disso, são de construção simples e fabricação fácil, tanto os inteiriços como os bipartidos, sendo os de grandes diâmetros, sobretudo, consideravelmente mais baratos que os de rolamentos. Exigem também menor diâmetro de montagem e apresentam flexibilidade construtiva ⁽¹⁷⁾.

O objetivo da lubrificação é reduzir o atrito, desgaste e aquecimento dos componentes de uma máquina que possuem um movimento relativo entre eles. Um lubrificante é qualquer substância que, quando inserido entre as duas superfícies móveis, permite reduzir o atrito, desgaste e aquecimento. Em um mancal de deslizamento, um eixo ou um munhão rotaciona ou oscila dentro de uma bucha e o movimento relativo é de deslizamento e a lubrificação é de relevante importância ⁽¹⁸⁾.

Os mancais de deslizamento são basicamente divididos em hidrodinâmicos e hidrostáticos, conforme o tipo de lubrificação no qual estão sujeitos.

3.3.1. Mancais hidrodinâmicos

A lubrificação hidrodinâmica é aquela em que as superfícies do mancal, que suportam a carga, estão separadas por uma película de lubrificante relativamente espessa, de modo a prevenir o contato de metal com metal e o equilíbrio obtido possa ser explicado pelas leis da mecânica dos fluidos. A lubrificação hidrodinâmica não depende da introdução do lubrificante sob pressão, embora possa ocorrer, porém requer um suprimento adequado de lubrificante todo o tempo. A pressão da película é criada pelo movimento das próprias superfícies, impelindo o lubrificante para a zona convergente (cunha de óleo) numa velocidade suficientemente alta para criar a pressão necessária para separar as superfícies em contato, ocasionada pela carga no mancal, conforme é mostrado na Figura 10. A lubrificação hidrodinâmica é chamada também de lubrificação de filme completo ou fluída ⁽¹⁸⁾.

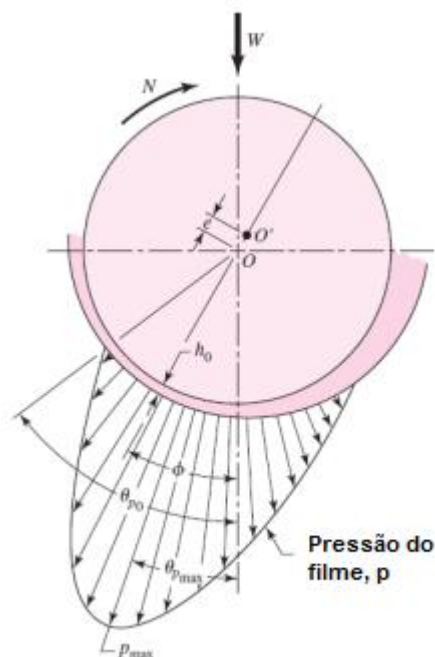


Figura 10 – Lubrificação hidrodinâmica – Perfil da pressão de óleo ⁽¹⁸⁾

A dimensão h_0 indicada na Figura 10 representa a mínima espessura do filme de óleo em um mancal hidrodinâmico.

Para Collins ⁽¹⁹⁾, na lubrificação hidrodinâmica o movimento rotativo do munhão, cujo mancal cria um filme espesso de óleo pressurizado pode suportar a carga do mancal sem haver contato das asperezas superficiais. Em alguns usos, pode não ser possível manter um filme de óleo hidrodinâmico entre os elementos móveis do mancal. Por exemplo, o movimento pode ser muito lento, alternativo ou oscilante, ou as cargas podem ser muito altas, ou pode-se desejar ter um arraste muito baixo de partida. Nestes casos pode ser que se torne necessária a utilização de lubrificação hidrostática.

Na Figura 11 são mostrados os componentes principais de um mancal hidrodinâmico típico.

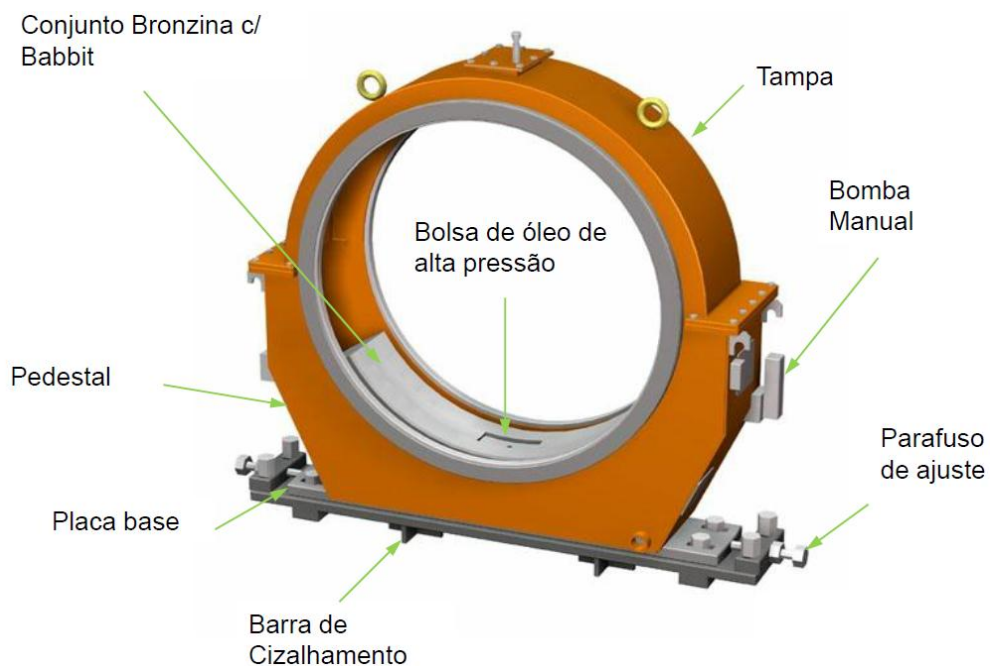


Figura 11 – Mancal hidrodinâmico de moinho. A bolsa de óleo de alta pressão ajuda a tirar o moinho da inércia na partida. Posteriormente, apenas o movimento do munhão mantém dinamicamente o filme de óleo.

3.3.2. Mancais hidrostáticos

A lubrificação hidrostática é obtida pela introdução do lubrificante dentro da área carregada do material do mancal, numa pressão alta o suficiente para separar as superfícies com uma película de óleo relativamente espessa. Diferentemente da lubrificação hidrodinâmica, não é necessário o movimento de uma superfície relativamente à outra na lubrificação hidrostática ⁽¹⁸⁾.

Na lubrificação hidrostática, o lubrificante é forçado por bombeamento a partir de uma bomba de deslocamento positivo para a bolsa de óleo, ou reservatório, na superfície do mancal de deslizamento. O lubrificante externamente pressurizado levanta a carga e o munhão, mesmo quando o munhão não está girando, permitindo que o lubrificante flua para fora do vão através da folga entre as superfícies separadas, retornando ao reservatório de óleo para recirculação ⁽¹⁹⁾.

Os elementos principais de um sistema de mancal de deslizamento hidrostático são a bomba de deslocamento positivo, um reservatório de óleo e uma tubulação múltipla para suprir óleo para todos os vãos dos mancais do sistema. Orifícios de controle de fluxo são utilizados para medir o fluxo de forma que a pressão equalizada possa ser alcançada, entre os reservatórios de suportação para permitir a cada região subir a sua parte da carga. Quando operando em condição de equilíbrio, o fluxo do lubrificante suprido pela bomba apenas iguala o escoamento total dos reservatórios de suportação, gerando uma espessura de filme h_0 entre as superfícies do mancal de deslizamento, grande o suficiente para que as asperezas superficiais não façam contato através do filme de  leo. Embora os princípios do projeto de mancais hidrostáticos sejam relativamente simples, os detalhes são altamente experimentais ⁽¹⁹⁾.

Na lubrificação hidrostática não h a a formação da cunha como na lubrificação hidrodinâmica e o perfil do filme de óleo é mostrado na Figura 12.

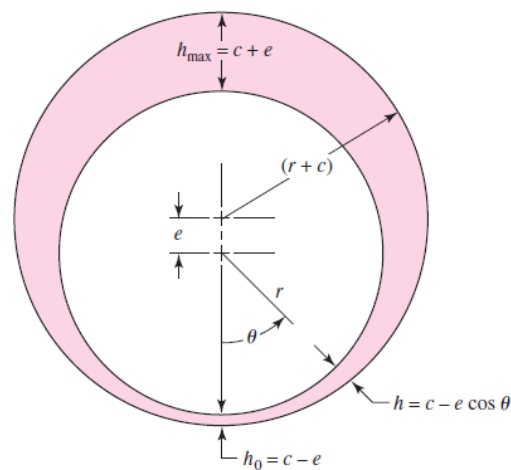


Figura 12 - Lubrificação hidrostática – Perfil do filme de  leo ⁽¹⁸⁾

Na Figura 13 são mostrados os componentes principais de um mancal hidrostático típico. O divisor de fluxo tem a função de dividir a vazão de óleo de uma entrada para quatro saídas, correspondentes às quatro bolsas de óleo presentes na bucha de bronze. A instrumentação do mancal é composta pelo medidor de fluxo, manômetro, transmissor de pressão e detectores de temperatura que têm a finalidade de garantir que o óleo lubrificante chegue ao mancal dentro dos parâmetros de vazão, pressão e temperatura adequados para a operação.

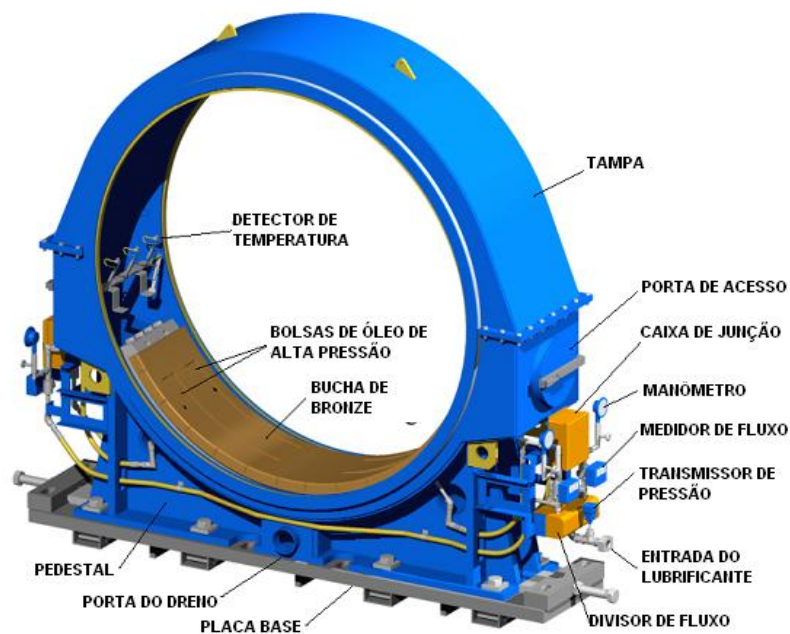


Figura 13 – Mancal hidrostático indicando quatro bolsas de óleo de alta pressão que sustentam o moinho continuamente.

3.3.3. Lubrificação limite

A ocorrência de algumas causas, tais como; área superficial insuficiente, queda na velocidade do movimento da superfície, redução na quantidade do lubrificante fornecida ao mancal, aumento na carga do mancal ou aumento na temperatura do lubrificante, podem resultar num decréscimo de viscosidade. Qualquer uma dessas causas pode impedir a formação de uma película espessa necessária à lubrificação com filme completo. Quando isto acontece, as maiores asperezas da superfície podem ser separadas pela película lubrificante apenas por espessuras moleculares, chamado lubrificação limite ⁽¹⁸⁾.

A mudança da lubrificação hidrodinâmica para a limite não é realizada subitamente ou de maneira abrupta. É provável que ocorra primeiro uma mistura

de dois tipos de lubrificação hidrodinâmica e lubrificação limite e, como as superfícies de movem muito próximas, o tipo de lubrificação limite é o predominante ⁽¹⁸⁾.

3.3.4. Materiais dos mancais

Os requisitos necessários para a seleção de um material do mancal são: resistência satisfatória à compressão e à fadiga para suportar as cargas aplicadas externamente, baixa dureza, baixo ponto de fusão e baixo módulo de elasticidade. Este conjunto de requisitos é necessário para permitir que o material se “amacie” podendo assim, se conformar às ligeiras irregularidades e absorver e desprender as partículas estranhas. A resistência ao desgaste e o coeficiente de atrito são também importantes, porque todos os mancais devem operar, pelo menos em parte do tempo, com lubrificação de película delgada ⁽¹⁸⁾.

Outras considerações na seleção de um bom material para mancais são sua capacidade de resistir à corrosão e, naturalmente, o custo de produção do mancal ⁽¹⁸⁾.

Melconian ⁽²⁰⁾ menciona que, as principais características do material a ser usado em mancais são resistência mecânica e à fadiga, coeficiente de atrito, incrustabilidade, condutividade térmica, resistência à corrosão, conformabilidade e usinabilidade.

O mancal de deslizamento é submetido a elevadas pressões hidrodinâmicas que podem causar trincas ou ruptura no mancal. Por essa razão, recomenda-se o que o mancal seja fabricado com material de alta resistência à fadiga ⁽²⁰⁾.

A incrustabilidade é a capacidade de “absorver” impurezas, evitando riscamento e desgaste. Materiais metálicos têm boa incrustabilidade ⁽²⁰⁾.

O atrito gerado no mancal deve ser dissipado em forma de calor para o meio ambiente. Materiais bons condutores de calor conseguem manter a temperatura do óleo lubrificante baixa, aumentando a resistência mecânica e à fadiga ⁽²⁰⁾.

Os componentes oxidantes dos lubrificantes atacam as ligas de cobre, cádmio, zinco e chumbo. Para minimização do efeito, recomenda-se a aplicação de uma camada de índio (In) nas ligas de cádmio (Cd) ou chumbo (Pb) ou estanho (Sn) ⁽²⁰⁾.

Denomina-se conformabilidade, a característica do material em compensar desalinhamento ou algum outro erro geométrico originado por deformação elástica. Os materiais com baixo módulo de elasticidade têm boa conformabilidade ⁽²⁰⁾.

A usinagem deve ser realizada por meio de processos convencionais sem utilizar operações complicadas, visando reduzir custo ⁽²⁰⁾.

De acordo com Norton ⁽²¹⁾, a família de ligas de cobre, em especial bronzes, é uma escolha excelente para mancais que deslizam contra aço e ferro fundido. O bronze é mais macio que os materiais ferrosos, mas tem boa resistência, usinabilidade e resistência à corrosão, correndo bem contra as ligas ferrosas quando lubrificado.

Uma razão para fazer mancais de deslizamento de materiais moles (deslizando contra eixos duros) é a de promover a incrustação, nesse material de qualquer partícula dura que consiga chegar ao mancal. As partículas são, então, cravadas (enterradas) no material mole e o dano potencial para o eixo é minimizado ⁽²¹⁾.

Na Figura 14 é mostrada a variação do módulo de elasticidade da liga de bronze C93700 com a temperatura. À medida que a temperatura aumenta o módulo de elasticidade cai linearmente ⁽²²⁾.

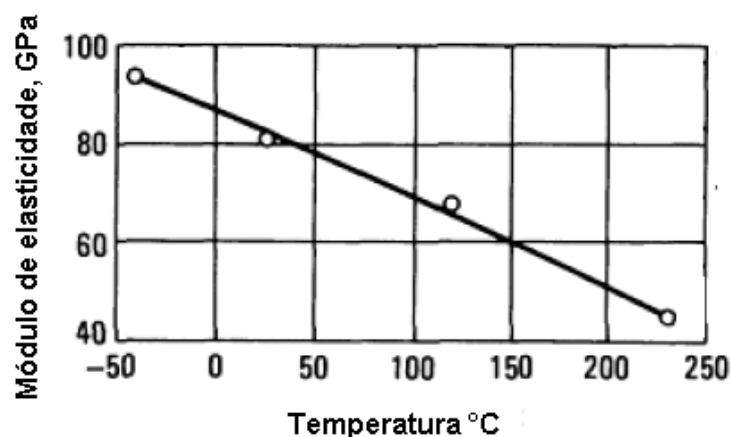


Figura 14 – Variação do módulo de elasticidade com a temperatura (Figura adaptada da referência ⁽²²⁾)

3.3.5. Falha de mancais

Mancais de deslizamento podem ser vulneráveis a falha por meio de vários modos possíveis, entre eles destacam-se: uso específico, qualidade do

movimento relativo de deslizamento, tipo de regime lubrificante na interface de deslizamento e o meio ⁽¹⁹⁾.

A falha de mancais de deslizamento pode ocorrer por escoamento, corrosão, desgaste adesivo, desgaste abrasivo, desgaste corrosivo, desgaste por fadiga superficial, desgaste por atrito, fluência ou desgaste por contato e aderência. Por exemplo, se as cargas radiais no mancal de deslizamento tipo munhão e mancal forem altas, particularmente quando em repouso, escoamentos significativos podem ocorrer na área de contato. A produção de ácidos durante a oxidação de lubrificantes, ou contaminação externa, pode induzir uma corrosão inaceitável nas superfícies da bucha do mancal ⁽¹⁹⁾.

Desgaste é um termo amplo que engloba vários tipos de falhas, todas envolvendo alterações na superfície da peça. Falhas por desgaste normalmente envolvem a perda de algum material das superfícies de peças sólidas do sistema. Os movimentos de desgaste mais importantes são o deslizamento, o rolamento ou alguma combinação dos dois ⁽²¹⁾.

Se o filme lubrificante for fino para permitir o contato metal-metal na interface do mancal (frequentemente durante a partida inicial), o desgaste adesivo pode danificar as superfícies do mancal. Partículas estranhas provenientes do meio de operação, ou partículas oxidadas de desgaste, podem gerar danos por desgaste abrasivo, e em casos severos, resultar em desgaste por contato e aderência ⁽²¹⁾.

Em função dos materiais utilizados, o aquecimento produzido por atrito e a capacidade de dissipação de calor da configuração projetada podem resultar em temperaturas elevadas que podem induzir as falhas, tais como, fluência, perda do filme lubrificante ou mudanças inaceitáveis induzidas por temperatura, nas dimensões ou folgas. Se as cargas ou os movimentos de deslizamentos forem cíclicos e as amplitudes de deslizamento foram pequenas, o desgaste por fadiga superficial ou desgaste por atrito podem danificar as superfícies conjugadas, conduzindo-as à falha ⁽¹⁹⁾.

3.4 Tensões típicas em um moinho de bolas

Meimaris ⁽²³⁾ estudou as cargas em moinho e comparou com as tensões medidas, por meio de extensômetros colocados em um moinho com os valores calculados por elementos finitos. Em uma primeira análise, as cargas

consideradas foram os pesos dos componentes estruturais e revestimentos do moinho, a carga de minério, a carga de bolas e as cargas radiais impostas pelo pinhão na engrenagem do moinho. Os pesos dos revestimentos foram incluídos no modelo, por meio de um aumento do peso específico do corpo e tampas. A carga foi modelada com uma força hidrostática no corpo, isto é, o comportamento da carga foi assumido como um líquido estacionário e pressões hidrostáticas foram aplicadas às superfícies internas do moinho para simular a carga. Esta hipótese é comum em projetos de moinhos.

Meimaris ⁽²³⁾ observou que, ao assumir a carga como uma força hidrostática, a aproximadamente 35% do enchimento do moinho, e ignorar o efeito da rigidez dos revestimentos, diminui a correlação entre os resultados teóricos com os obtidos pelas medições em campo.

Não existem normas específicas para diretrizes, visando os cálculos de tensões nos componentes de moinhos. Com isso são utilizadas normas de referência.

Na Figura 15 obtida da referência BS7608 ⁽²⁴⁾ é mostrado o gráfico para as curvas $\sigma \times N$ (tensão x número de ciclos) para diferentes classes de projeto, que dependem basicamente da geometria e dimensões do detalhe analisado, da orientação das tensões em relação ao detalhe analisado, da localização de uma possível trinca e dos métodos de fabricação e inspeção. Estes valores são baseados na probabilidade de falha de 2,3%, considerando a curva média menos duas vezes o desvio padrão, pois caso fosse considerada a curva média com desvio padrão zero, a probabilidade de falha seria 50%.

O limite de 10^7 ciclos corresponde ao número de ciclos para vida infinita. Na Figura 15 a parte tracejada mostra como seria a curva teórica caso não houvesse vida infinita, porém como há, para uma determinada classe, qualquer tensão abaixo do limite de resistência à fadiga gera vida infinita, portanto, a partir deste limite, a curva $\sigma \times N$ se torna horizontal, que está exemplificado na curva da classe B ⁽²⁴⁾.

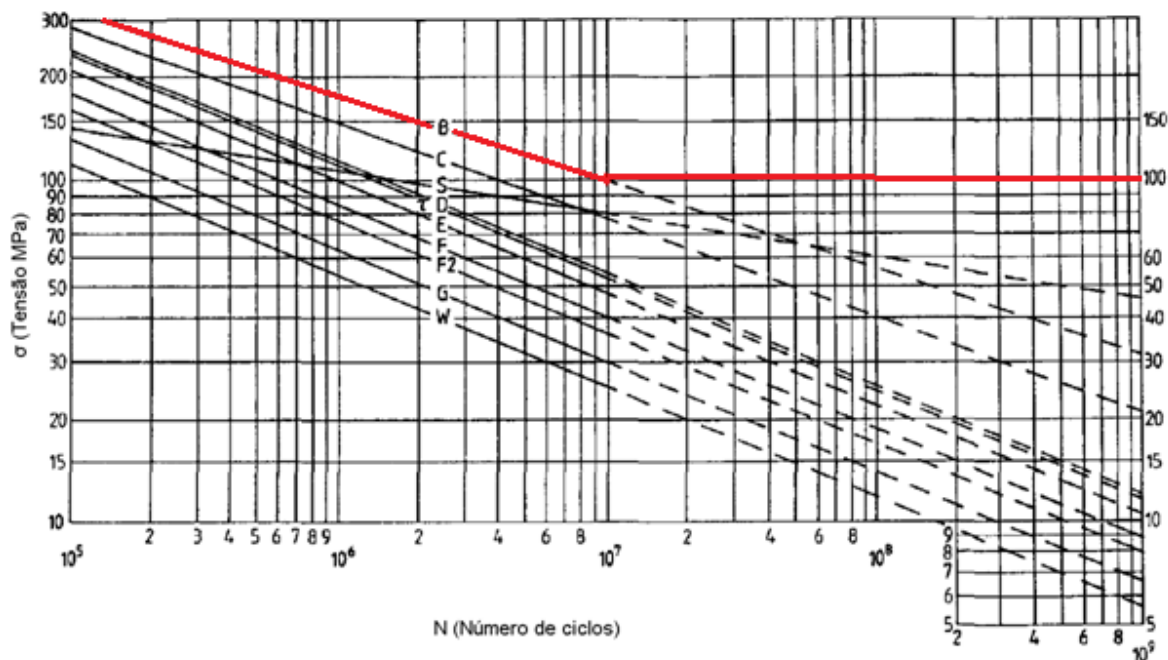


Figura 15 – Curva σ x N (Figura adaptada da referência ⁽²⁴⁾)

As classes da norma BS7608 ⁽²⁴⁾ indicadas na Figura 15 são focadas em juntas soldadas, com exceção da classe B, que é a classe aplicável onde trincas tendem a aparecer distante de soldas ou conexões estruturais, caso específico de moinhos de moinhos. A partir do limite de resistência a fadiga de 10^7 ciclos, para a classe B, a tensão σ admissível é de aproximadamente 100 MPa.

De acordo com Svalbonas ⁽²⁵⁾, nos projetos de componentes de moinhos, as tensões máximas admissíveis são da ordem de 69 MPa.

Bougey ⁽²⁶⁾ completa que moinhos têm sido fabricados e estão operando há mais de 100 anos. Moinhos de grande porte têm operado por mais de três décadas, mas ainda existe certa crença quanto aos riscos significantes relativos ao equipamento, incluindo o projeto mecânico, o projeto estrutural e os processos de mineração no qual o moinhos estão inseridos.

Meimaris ⁽²³⁾ verificou que os moinhos não representam uma classe única de estrutura e requerem análises específicas da indústria e avaliação de diferentes normas de projetos de componentes e estruturas, como por exemplo, a BS7608.

3.5 Trincas

Segundo Hertzberg ⁽²⁷⁾, os materiais possuem baixa resistência à fratura com relação à capacidade teórica, que corresponde aos materiais sem

descontinuidades microestruturais, porque a maioria dos materiais deforma plasticamente em níveis de tensões muito baixos. Adicionalmente, os materiais contêm defeitos microestruturais em sua origem ou introduzidos durante a fabricação, como por exemplo, porosidades, cavidades de contração, inclusões e, outras descontinuidades, que podem levar à formação de trincas se a tensão aplicada exceder um determinado nível crítico.

De acordo com Budynas ⁽¹⁸⁾, a ideia de trincas existirem em componentes, mesmo antes de sua utilização, e que as trincas podem crescer durante o serviço, conduziu à frase “projeto tolerante ao dano”. O foco dessa filosofia é o crescimento da trinca até o ponto onde ela se torna crítica e o componente é removido do serviço. Uma ferramenta de análise é a mecânica da fratura elástica linear. A inspeção e manutenção são essenciais na decisão de se substituir as peças antes das trincas atingirem um tamanho catastrófico.

O uso do fator de concentração de tensão elástico fornece um indicativo da média da carga requerida em uma peça para o início da deformação plástica ou escoamento. Estes fatores são úteis também na análise das cargas causadoras de uma fratura por fadiga. Entretanto, fatores de concentração de tensão são limitados às estruturas nos quais as dimensões são precisamente conhecidas, particularmente o raio de curvatura nas regiões de alta concentração de tensões. Quando existem trincas, imperfeições, inclusões ou defeitos com pequeno raio desconhecido na peça, o fator de concentração de tensões elástico se torna inútil ⁽¹⁸⁾.

Quando o raio de curvatura da ponta do defeito for conhecido, as altas tensões locais proporcionam uma deformação plástica local cercada por uma região de deformação elástica. Os fatores de concentração de tensões elásticos não são mais válidos para esta situação, ou seja, para trincas pontiagudas este não é o critério mais adequado ⁽¹⁸⁾.

Os critérios de aceitação para tamanhos de trincas são definidos conforme algumas normas internacionais, que dependem do componente e de sua aplicação.

De acordo com Kerezsi ⁽²⁸⁾, as análises típicas de crescimento de trincas por fadiga usadas na indústria são normalmente baseadas nas normas ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾, BS7910 ⁽⁴⁾ ou API-579 ⁽²⁹⁾.

Kerezsi ⁽²⁸⁾ utilizou a norma ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾ e a norma BS7910 ⁽⁴⁾ para prever o crescimento de trincas devido a choques térmicos repetitivos.

Ramos ⁽³⁰⁾ realizou um estudo comparativo entre os resultados obtidos pelos documentos API-579 ⁽²⁹⁾ e BS7910 ⁽⁴⁾ na avaliação de trincas em vasos de pressão. Os objetivos foram verificar qual norma é a mais conservativa para o tipo de trinca e geometria utilizada, além de comparar as diferentes metodologias.

3.6 Mecânica da fratura

Na Figura 16 é mostrado um elemento próximo à ponta de uma trinca em um material elástico, juntamente com o estado plano de tensões nesse elemento. Nota-se pelas equações (1.a), (1.b) e (1.c) que cada componente de tensão é proporcional a um parâmetro K_I . Se esse parâmetro é conhecido, a distribuição de tensões na ponta da trinca pode ser calculada pelas equações (1.a), (1.b) e (1.c). Esse parâmetro é chamado fator de intensidade de tensões K_I , caracteriza completamente as condições na ponta da trinca de um material elástico linear ⁽³¹⁾.

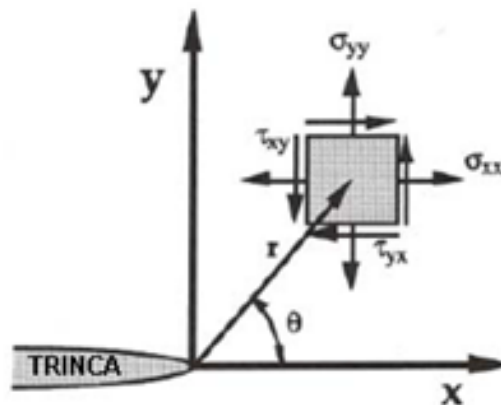


Figura 16 – Tensões na ponta da trinca de um material elástico (Figura adaptada da referência ⁽³¹⁾)

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (1.a)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (1.b)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (1.c)$$

De acordo com Hertzberg ⁽²⁷⁾, uma característica importante das equações (1.a), (1.b) e (1.c) é o fato da distribuição de tensões ao redor de qualquer trinca em uma estrutura ser similar e depender somente dos parâmetros raio (r) e ângulo (θ). A diferença entre um componente trincado e outro se baseia na magnitude do parâmetro K_I .

A função K_I depende da configuração do componente trincado e a maneira que as cargas são aplicadas. Muitas funções têm sido determinadas para várias configurações de amostras e estão disponíveis na literatura ⁽²⁷⁾.

Para a chapa mostrada na Figura 17, o fator de intensidade de tensões é dado pela equação (2) ⁽³¹⁾:

$$K_I = 1,12 * \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2)$$

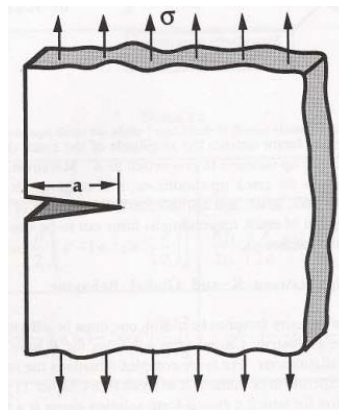


Figura 17 – Trinca de borda em uma chapa “infinita” sujeita a uma tensão de tração remota ⁽³¹⁾

O limite no qual o fator de intensidade de tensões atinge uma magnitude crítica, e leva à propagação instável da trinca é tratado como uma propriedade do material, por medir a resistência à trinca, chamada de tenacidade à fratura, conhecida pelo parâmetro K_{IC} ⁽³²⁾.

A interação entre as propriedades do material, tais como tenacidade à fratura, tensão de projeto e o tamanho da trinca controla a condição para a fratura em um componente. A relação da equação (3) pode ser usada de várias formas para projetar um componente contra a falha, por exemplo, pode-se fixar a profundidade máxima detectável da trinca e obter a $\sigma_{projeto}$, ou fixar a $\sigma_{projeto}$ admissível e obter a profundidade da trinca (a) ⁽²⁷⁾.

$$K_{IC} = \sigma_{projeto} * \sqrt{\pi a} \quad (3)$$

3.6.1. Propagação de trincas por fadiga

A mecânica da fratura é usada para avaliar a resistência de uma estrutura ou componente na presença de uma trinca ou uma descontinuidade. Sua aplicação em relação à fadiga envolve o processo de crescimento da trinca, cobrindo a faixa desde uma trinca ou uma descontinuidade detectável até a fratura final ⁽³³⁾.

A taxa de crescimento de uma trinca por fadiga pode ser correlacionada com parâmetros da mecânica da fratura, tais como fator de intensidade de tensões, sendo assim o tamanho crítico da trinca para a falha pode ser computado se a tenacidade à fratura é conhecida. Por exemplo, a taxa de crescimento de trinca por fadiga (da/dn) em metais pode usualmente ser descrita pela relação empírica da equação (4), onde “c” e “m” são constantes do material determinadas experimentalmente ⁽³¹⁾.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (4)$$

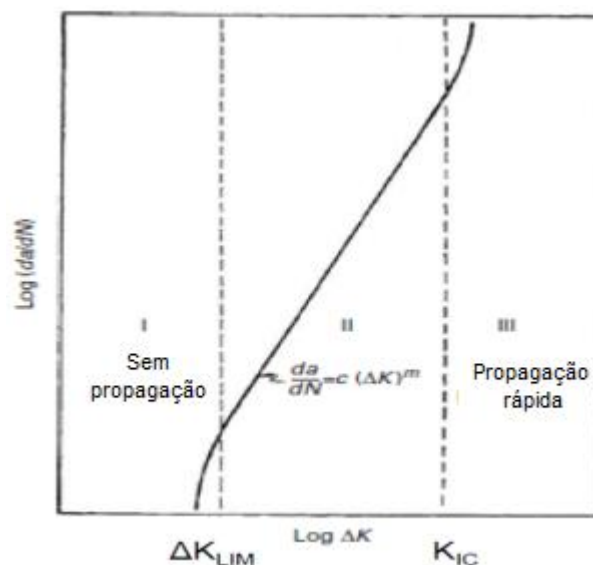


Figura 18 – Gráfico esquemático $da/dN \times \Delta K$ (Figura adaptada da referência ⁽³⁴⁾)

Na Figura 18 é observada uma representação esquemática da taxa de crescimento (da/dn), onde ΔK_{LIM} é o intervalo de intensidade de tensão limiar. ⁽³⁴⁾

Acima de um determinado valor de ΔK_{LIM} , tem-se a região II que é intervalo de validade da equação (4) ⁽³⁴⁾.

3.6.2. Critério de aceitação com base na BS7910 ⁽⁴⁾

A avaliação da aceitabilidade dos defeitos é normalmente realizada por meio de um diagrama de avaliação de falhas “Failure Analysis Diagram” (FAD), baseado nos princípios da mecânica da fratura. O diagrama FAD para o nível 1 (procedimento preliminar conservativo, simples de ser aplicado) da BS7910 ⁽⁴⁾ é mostrado na Figura 19.

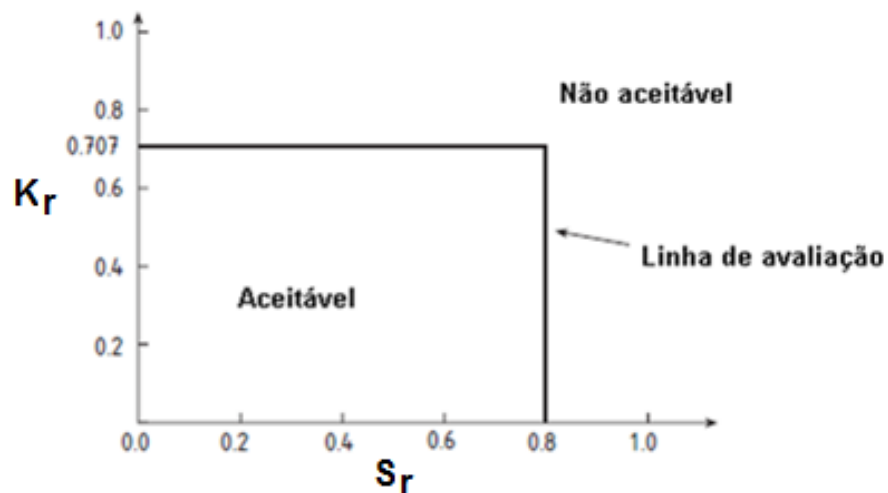


Figura 19 – Diagrama FAD ⁽⁴⁾

O eixo vertical do diagrama FAD (K_r) é a razão das condições aplicadas, em termos de mecânica da fratura, para as condições requeridas para causar a fratura, medidos no mesmo termo ⁽⁴⁾. Portanto, K_r é a relação entre o fator de intensidade de tensões K_I e a tenacidade à fratura K_{IC} ⁽⁴⁾ e está indicado na equação (5).

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} \quad (5)$$

O eixo horizontal é a razão da carga aplicada pela carga necessária para causar o colapso plástico (S_r). Uma linha de avaliação é impressa no diagrama de análise de falhas. Cálculos de dimensionamento do defeito fornecem o ponto com

as coordenadas para a avaliação. A posição dessas coordenadas comparadas com a linha de avaliação determina se o defeito é aceito ou não aceito ⁽⁴⁾.

A razão de carga S_r é calculada pela equação (6) ⁽⁴⁾. O termo σ_{ref} é obtido da equação (7), que é uma aproximação para defeitos superficiais em placas planas ⁽⁴⁾.

$$S_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_f} \quad (6)$$

$$\sigma_{ref} = \frac{\sigma_b + \{\sigma_b^2 + 9 * \sigma_m^2 * (1 - \alpha''^2)\}^{0.5}}{3 * (1 - \alpha''^2)} \quad (7)$$

Onde:

α'' (fator geométrico) = $(a/B) / \{1 + (B/c)\}$ para $W \geq 2 * (c+B)$;

α'' (fator geométrico) = $(2a/B)(c/W)$ para $W < 2 * (c+B)$;

σ_b = Tensão de flexão

σ_m = Tensão de membrana

B = Espessura do munhão

W = Largura do munhão

2*c = Comprimento da trinca

A tensão de fluxo, σ_f , deve ser assumida com sendo a média aritmética entre a tensão de escoamento (σ_y) e a tensão de resistência à tração limitada ao valor máximo de $1,2 * \sigma_y$ ⁽⁴⁾.

A área de avaliação representada na Figura 19 é um retângulo. O defeito é aceito se K_r for menor que $1/\sqrt{2} = (0,707)$ e S_r for menor que 0,8 para o nível 1 da BS7910. O diagrama FAD já contempla um fator de serviço incluso, que se aproxima de 2, com relação ao tamanho do defeito. Se o ponto de avaliação cair dentro da área de aceitação, o defeito é aceito, se cair fora, o defeito não é aceito ⁽⁴⁾.

De acordo com a BS7910 ⁽⁴⁾, para trincas superficiais, o fator de intensidade de tensões é calculado pela equação (8).

$$K_I = M f_w M_m \sigma_{max} \sqrt{\pi a} \quad (8)$$

Onde

σ_{max} é a máxima tensão de tração;

“a” é a profundidade da trinca;

M, f_w e M_m são fatores de correção geométricos.

Para defeitos superficiais em chapas, o fator geométrico M é igual a 1 e f_w corresponde à equação (9) ⁽⁴⁾, onde W e B são respectivamente largura e espessura do munhão.

$$f_w = \left\{ \sec \left[\left(\frac{\pi c}{W} \right) * \left(\frac{a}{B} \right)^{0.5} \right] \right\}^{0.5} \quad (9)$$

3.6.3. Critério de aceitação com base na ASME SEÇÃO XI, APÊNDICE A ⁽⁵⁾

A norma ASME Seção XI, Apêndice A é utilizada para os cálculos de K_I e ΔK , mas também fornece um procedimento para determinação da aceitação de defeitos detectados durante inspeções. O procedimento é baseado nos princípios da mecânica da fratura elástica linear e é aplicável para materiais ferríticos com 100 mm de espessura ou mais e com uma tensão de escoamento mínima de 350 MPa ⁽⁵⁾. O ferro fundido nodular grau 500/7 é considerado ferrítico / perlítico.

Segundo a norma ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾, para trincas superficiais, o fator de intensidade de tensões (K_I) é calculado pela equação (10).

$$K_I = [(\sigma_m + A_p)M_m + \sigma_b M_b] \sqrt{\pi a / Q} \quad (10)$$

Onde,

σ_m e σ_b são as tensões de membrana e flexão, respectivamente;

“a” é a profundidade da trinca;

A_p , M_m , M_b e Q são fatores de correção geométricos.

$$A_p = 0$$

$$M_m = G_0$$

$$M_b = G_0 - 2 * (a/t) * G_1$$

O valor de Q mencionado na equação (10) é calculado com base na equação (11).

$$Q = 1 + 4.593 * (a/l)^{1.65} - q_y \quad (11)$$

Onde,

l = maior eixo do defeito

a / l = razão de aspecto do defeito $0 \leq a/l \leq 0.5$

q_y = fator de correção da zona plástica

O fator de correlação da zona plástica (q_y) pode ser calculado pela equação (12).

$$q_y = [(\sigma_m M_m + \sigma_b M_b) / \sigma_y]^2 / 6 \quad (12)$$

3.6.3.1. Critério de aceitação baseado no tamanho da trinca:

Um defeito numa estrutura é aceitável se os parâmetros críticos satisfizerem o seguinte critério ⁽⁵⁾:

$$a_f < 0.1a_c \quad (13)$$

$$a_f < 0.5a_i \quad (14)$$

Onde,

a_f = profundidade máxima no qual um defeito detectado é calculado para crescer em um período de tempo específico, que pode ser a próxima inspeção programada do componente ou mesmo até o fim da vida útil do componente;

a_c = tamanho crítico mínimo do defeito em condições normais de operação;

a_i = tamanho crítico mínimo do defeito para iniciação do crescimento instável em condições de falha e emergência;

3.6.3.2. Critério de aceitação baseado no fator de intensidade de tensões

Um defeito é aceitável se o fator de intensidade de tensões aplicado para os defeitos com dimensões a_f satisfizerem o critério indicado na equação (15) ⁽⁵⁾.

$$K_I < K_{IC} / \sqrt{10} \quad (15)$$

K_I = fator de intensidade de tensões aplicado para condições normais de operação

K_{IC} = tenacidade à fratura

Em condições de falha e emergência, emprega-se a relação apresentada como equação (16).

$$K_I < K_{IC} / \sqrt{2} \quad (16)$$

3.6.4. Propriedades de mecânica da fratura do ferro fundido nodular

Propriedades de tenacidade à fratura K_{IC} e intervalo de intensidade de tensões limiar ΔK_{LIM} foram obtidos para o ferro fundido nodular grau 500/7 das referências ^(35, 36, 37, 38, 39 e 40), além dos coeficientes da equação (4) “c” e “m”. Estes dados estão mostrados na Tabela 2.

Tabela 2 – Valores de tenacidade à fratura e intervalo de intensidade de tensões limiar para o ferro fundido nodular grau 500/7 ^(35, 36, 37, 38, 39 e 40)

K_{IC} (MPa \sqrt{m})	ΔK_{LIM} (MPa \sqrt{m})	c	m
-	10 ⁽³⁵⁾	-	-
22-25 ⁽³⁶⁾	-	-	-
85 ⁽³⁷⁾	5,1 ⁽³⁷⁾	-	-
20 ⁽³⁸⁾	-	-	-
-	5,7 ⁽³⁹⁾	5,55*10 ⁻¹⁴ ⁽⁴⁰⁾	3,83 ⁽⁴⁰⁾

Com relação aos parâmetros de mecânica da fratura K_{IC} e ΔK_{LIM} , os valores mostrados na Tabela 2 são diferentes para cada referência bibliográfica, apesar do grau 500/7 ser o mesmo. Isto ocorre porque as tolerâncias admissíveis para propriedades mecânicas, composições químicas e tratamentos térmicos, geram variabilidade entre os requisitos especificados e as propriedades obtidas.

3.6.5. Método do furo de parada de trinca

O método do furo de parada é uma técnica simples e econômica muito usada para reparar ou até mesmo, para parar a propagação de uma trinca de fadiga em componentes estruturais, que não podem ser substituídos logo após a detecção da trinca. O princípio é introduzir um furo próximo à ponta da trinca para transformá-la num entalhe, reduzindo assim seu efeito concentrador de tensões. O aumento na vida à fadiga que pode ser conseguido, segundo esta metodologia pode ser modelado assumindo-o igual ao número de ciclos necessários para reiniciar a trinca na raiz do entalhe resultante, o qual depende pelo menos do tamanho da trinca e do raio do furo ⁽⁴¹⁾.

No trabalho de Song ⁽⁴²⁾ foi investigado que, o procedimento de furo de parada aumenta o tempo de iniciação da trinca e a resistência à fadiga de amostras de liga de alumínio 6061-T651 e do aço inoxidável AISI 304. O tempo de iniciação da trinca correspondia ao número de ciclos necessários para iniciar um trinca de 0,2 mm no furo de parada. Na Figura 20 são mostradas as dimensões do corpo de prova usado no estudo de Song ⁽⁴²⁾.

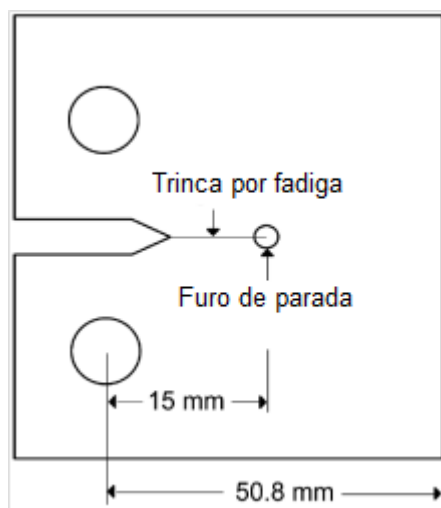


Figura 20 – Dimensões do corpo de prova ⁽⁴²⁾

Quanto maior o diâmetro do furo de parada, maior o tempo de iniciação de trinca e resistência à fadiga, conforme indicado na Tabela 3 ⁽⁴²⁾.

Makabe ⁽⁴³⁾ estudou os efeitos de se fazer furos próximo às pontas de trincas e inserir pinos nos mesmos. Se a direção da propagação de trincas é forçada a mudar pela introdução de furos e aplicando uma tensão compressiva residual na rota do crescimento da trinca, o crescimento pode ser estendido e a

vida à fadiga pode ser maior. O retardamento do crescimento da trinca é esperado em função da reorientação do crescimento, conforme Figura 21.

Tabela 3 – Iniciação de trinca e vida à fadiga de amostras com diferentes furos de parada ⁽⁴²⁾

Material	Diâmetro do furo (mm)	Iniciação da trinca N (ciclos)	Vida à fadiga N (ciclos)	Melhoria (%)
6061-T651	Sem furo de parada	–	76,530	–
	2	163,790	219,450	187
	2.5	265,960	322,480	321
	3	358,500	415,200	443
AISI 304	Sem furo de parada	–	132,160	–
	2	113,720	227,120	72
	2.5	177,690	292,580	121
	3	255,870	362,260	174

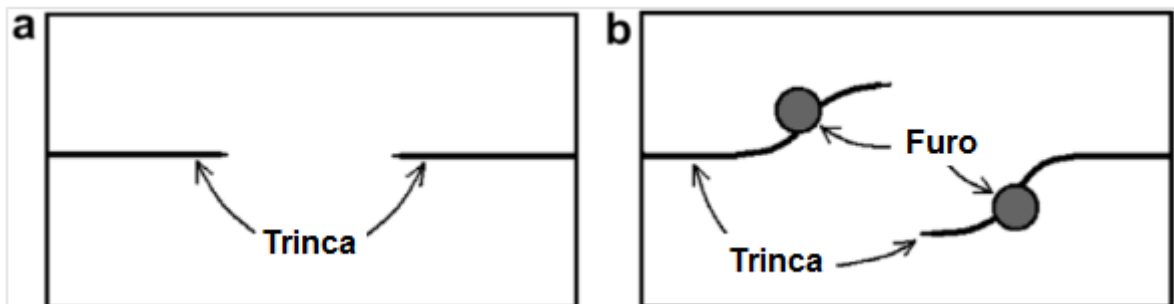


Figura 21 – (a) Direção normal da trinca (b) Direção da trinca após inserção de pinos ⁽⁴³⁾

Entretanto, segundo a ASM ⁽¹²⁾, a realização de furos em pontas de trincas não é sempre efetiva para parar trincas por fadiga em membros estruturais. Testes em vigas soldadas da pista de guindastes mostraram que, se os furos perdem a ponta da trinca, o crescimento da trinca pode ser reiniciado. Portanto, é difícil de assegurar que os furos incluam as pontas da trinca. Na norma ASM ⁽¹²⁾ é mencionado, portanto, que esta técnica não é suficientemente segura e nem aplicável como um reparo universal para trincas. Em vez disso, um furo com um parafuso de alta resistência adequadamente torquado (70% ou mais do limite de resistência do parafuso), pode ser considerada uma solução

paliativa mais recomendada, até que um reparo mais confiável seja implementado.

3.7 Intertravamentos dos moinhos

Uma planta nova, bem projetada para produzir determinado produto, sempre requer sistemas de instrumentação para fazer a medição, controle, monitoração e alarme das variáveis. A escolha correta dos sistemas pode ser a diferença entre sucesso e fracasso para uma unidade, planta, ou toda a companhia. Existe também uma rápida evolução das tecnologias e consequente obsolescência, periodicamente toda planta requer ampliações e modificações radicais que incluem a atualização dos seus instrumentos e seus sistemas de controle ^(44,45).

A evolução das metas de aumento de produção e qualidade, além do surgimento de novos produtos ao longo das últimas décadas tem tornado indispensável a utilização do controle automático de processos na indústria moderna. O controle automático é empregado para aumentar a produtividade, baixar custos e minimizar erros introduzidos no processo por falha humana, realizando controles antes impossíveis de serem efetuados manualmente ⁽⁴⁶⁾

A segurança é outro aspecto importante da utilização de instrumentação e controle industrial além da melhor confiabilidade e controle de operação.

No Brasil, as Normas Regulamentadoras, também conhecidas como NR's, regulamentam e fornecem orientações sobre procedimentos obrigatórios e padronizados relacionados à segurança e medicina do trabalho.

A NR-12 ⁽⁴⁷⁾ e seus anexos define referências técnicas, princípios fundamentais e medidas de proteção para garantir a saúde e a integridade física dos trabalhador, além de estabelecer requisitos mínimos para a prevenção de acidentes e doenças do trabalho nas fases de: projeto, utilização de máquinas e equipamentos de todos os tipos. A concepção das máquinas deve atender ao princípio de falha segura.

Em virtude da importância dos moinhos no circuito de cominuição de minérios é importante que operação ocorra com a maior disponibilidade e confiabilidade possível. Por isso, para se evitar que certos danos sejam causados no equipamento a ponto de comprometer o seu funcionamento, os moinhos

possuem uma série de sensores que monitoram suas condições e intertravam sua operação.

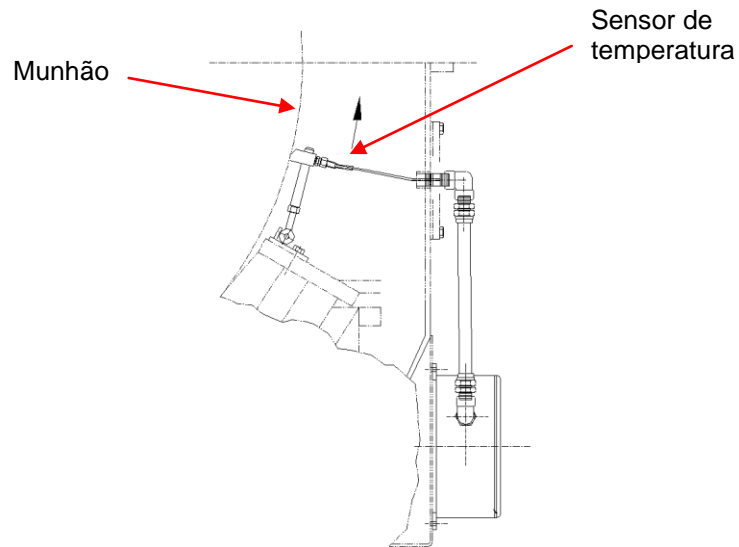


Figura 22 – Vista lateral esquemática de um sensor de temperatura em contato com o munhão

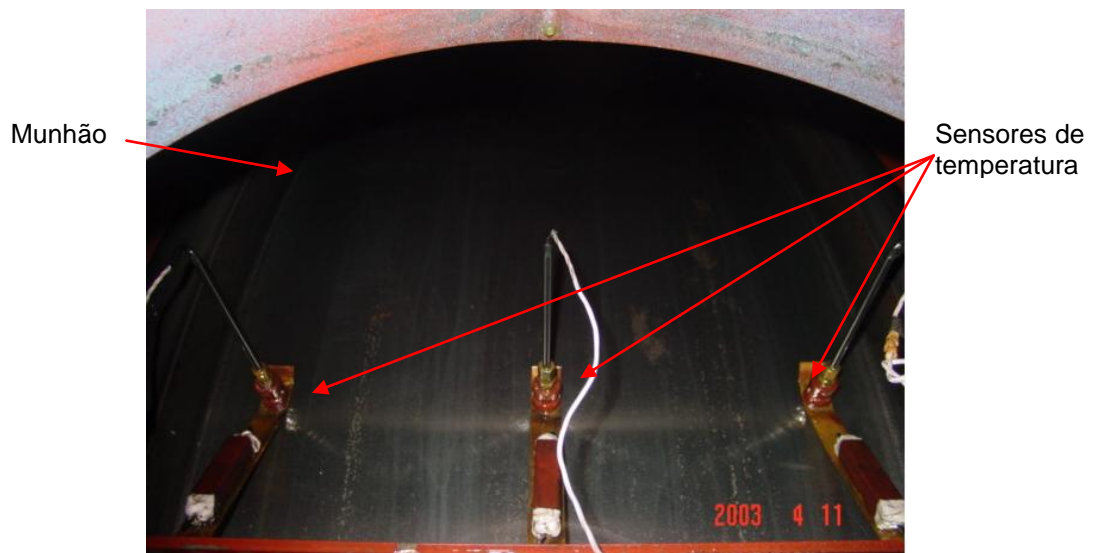


Figura 23– Sensores de temperatura em contato com o munhão

A temperatura do mancal do moinho é medida por meio de sensores de temperatura do tipo “Resistance Temperature Detector” (RTD).

Caso a temperatura do óleo esteja alta, ou o mesmo esteja contaminado, o filme de óleo perde suas características e com sua diminuição, aumenta a probabilidade do contato metal-metal entre munhão e mancal.

A resistência elétrica depende da temperatura; este é o princípio de operação do sensor de temperatura à resistência elétrica. Quando se conhece a característica “temperatura x resistência” e se quer medir a temperatura, basta medir a resistência elétrica. Essa medição é fácil e prática. Normalmente, a resistência metálica possui o coeficiente térmico positivo, ou seja, o aumento da temperatura implica no aumento da resistência elétrica. Teoricamente, qualquer metal pode ser usado como sensor de temperatura, porém, na prática industrial, são usados apenas aqueles que apresentam propriedades convenientes, como por exemplo: linearidade entre variação da resistência térmica e temperatura; estabilidade térmica; ductilidade (propriedade de ser transformado em fio fino); disponibilidade comercial; preço acessível. Os metais mais usados são: platina, níquel e cobre ⁽⁴⁸⁾.

Existem três detectores mostrados nas Figuras 22 e 23, que na verdade, monitoram a temperatura do munhão.

3.8 Análise de riscos

De acordo com Modarres ⁽⁴⁹⁾, quando existe uma fonte de perigo e não existem proteções contra a exposição ao perigo, então existe a possibilidade de perda ou dano. Esta possibilidade representa o risco. A perda ou dano poderia resultar de atividades econômicas, sociais ou militares, operações de equipamento, investimentos e outras possibilidades. Risco pode ser formalmente definido como um potencial de perda ou dano resultante da exposição a um perigo.

Ayyub ⁽⁵⁰⁾ completa que o conceito de risco pode ser ligado às incertezas associadas com eventos. Dentro do contexto de projetos, risco é comumente associado com um evento incerto ou condição que, se ocorrer, tem um efeito positivo ou negativo nos objetivos de um projeto. Risco é normalmente avaliado como o produto da probabilidade de ocorrência e a severidade do impacto da ocorrência do evento calculado pela equação (17).

$$Risco \left(\frac{\text{Consequência}}{\text{Tempo}} \right) = \text{Probabilidade} \left(\frac{\text{Evento}}{\text{Tempo}} \right) \times \text{Impacto} \left(\frac{\text{Consequência}}{\text{Evento}} \right) \quad (17)$$

Kumamoto ⁽⁵¹⁾ compara avaliação com gerenciamento de riscos. A avaliação probabilística de riscos é uma fase mais científica, técnica, formal, quantitativa e objetiva que o gerenciamento de riscos, que envolve a Heurística e julgamento de valor, por isso é mais subjetiva, qualitativa, social e política. O gerenciamento de riscos propõe alternativas, avalia o perfil do risco, toma decisões com segurança, escolhe satisfatoriamente alternativas para o controle do risco e exercita ações corretivas.

3.8.1 Análise de modos e efeitos de falhas

“Failure Mode and Effects Analysis” (FMEA), traduzida como análise de modos e efeitos de falhas é uma análise indutiva que sistematicamente detalha, em uma base, componente por componente, todos os possíveis modos de falha e identifica os efeitos resultantes em uma planta. A utilização desta análise propicia a redução da chance do processo ou produto falhar e assim aumenta-se a sua confiabilidade. Possíveis modos simples de falhas ou mau funcionamento de cada componente em uma planta são identificados e analisados para determinar seus efeitos na planta ⁽⁵¹⁾.

O modo de falha é um meio no qual um produto ou um processo falham. É a descrição de características que podem ser negativamente afetadas por uma etapa de um processo ou componente. A premissa é que a falha pode ocorrer, mas necessariamente ela não tem de ocorrer ⁽⁵¹⁾.

Os efeitos de falhas são os impactos finais nos requisitos do usuário final ou mesmo de uma agência reguladora. Eles são o que o usuário final pode experimentar ou notar, como um resultado de um modo de falha ⁽⁵¹⁾.

A classificação de severidade é a importância dos efeitos nos requisitos do usuário final. É a preocupação com segurança e outros riscos se a falha ocorrer. A classificação da severidade é guiada pelos efeitos de falhas e criticalidade e se aplica somente ao defeito. A classificação da severidade deve ser a mesma, do efeito de falha ocorrer. Uma escala relativa de 1-10 é normalmente utilizada, onde 1 representa “não severo” e 10 “extremamente severo” ⁽⁵¹⁾.

As causas das falhas são fontes de variações de processos que causam o modo de falha ocorrer. Potenciais causas descrevem como a falha poderia ocorrer em termos de algo que possa ser corrigido e controlado. Causas

potenciais devem ser pensadas como potenciais causas raízes de um problema e direcionar o caminho para uma ação preventiva ou corretiva. A identificação de causas deve iniciar com modos de falhas associados com as classificações mais altas de severidade ⁽⁵¹⁾.

A ocorrência de uma causa é a freqüência com que uma determinada causa ocorre e cria um modo de falha. A ocorrência representa a probabilidade da falha ocorrer. Uma escala de 1 a 10 é usada ⁽⁵¹⁾.

Os controles existentes são aqueles controles que podem prevenir o modo de falha de ocorrer ou detectam se o modo de falha deveria ocorrer. Controles de prevenção consistem de controles automatizados e à prova de erros. Controles também incluem inspeções e testes que detectam falhas que ocorridas em uma determinada etapa de um processo ou em uma etapa sequente ⁽⁵¹⁾.

A classificação da detecção é a medida da capacidade dos controles existentes. Esta classificação indica a habilidade do controle existente detectar causas antes da criação do modo de falha ou os modos de falha antes de se causar os efeitos. Esta classificação fornece a probabilidade de que o controle existente previna um defeito de atingir o usuário final, dado que uma falha já ocorreu ⁽⁵¹⁾.

O número de prioridade do risco pode ser introduzido como um número de avaliação ponderada usado para priorizar os itens com maiores riscos. Esse número é usado para focar esforços em fatores que fornecem oportunidades de se fazer as maiores melhorias. Esses números são classificados e ações são recomendadas para os principais problemas. A avaliação do risco deve ser realizada para se determinar quando a ação corretiva é necessária ⁽⁵¹⁾. O número de prioridade de risco pode ser calculado pela equação (18).

$$\text{Número de prioridade do risco} = \text{Ocorrência} \times \text{Severidade} \times \text{Detecção} \quad (18)$$

Ações corretivas devem ser direcionadas nos componentes com maior número de prioridade do risco, cujas causas não estejam bem entendidas. O propósito de ações corretivas é reduzir as graduações de severidade, ocorrência e detecção ⁽⁵¹⁾.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Dimensões e material do munhão

O estudo foi baseado num moinho de bolas com dimensões \varnothing 7,315 m (24 pés) x 12,192 m (40 pés) de comprimento utilizado em uma planta de mineração típica. Na Figura 24 estão indicadas as dimensões correspondentes ao diâmetro e ao comprimento do moinho.

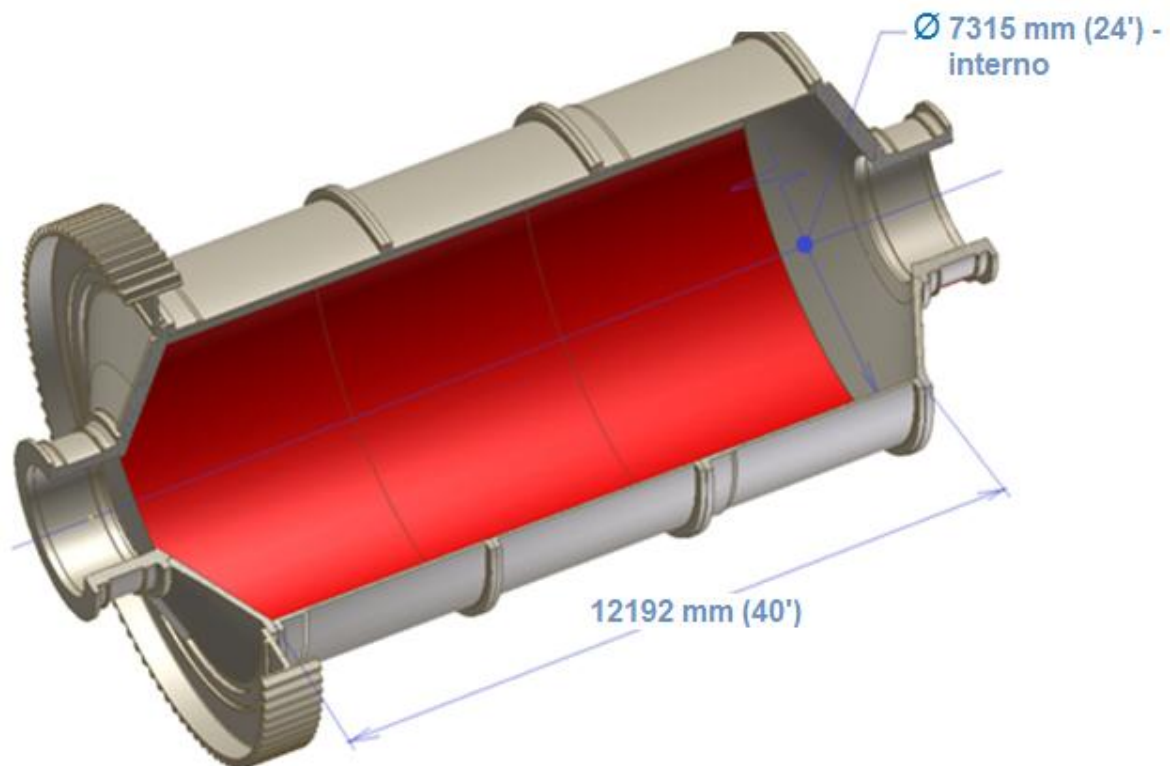


Figura 24 – Vista em meio corte parcial mostrando as dimensões do moinho de bolas

Na Figura 25 são mostradas as dimensões do munhão. O peso aproximado deste munhão é de 28 toneladas. O material do munhão do moinho é o ferro fundido nodular conforme o grau ferrítico / perlítico 500/7 da Tabela 1, equivalente ao grau GGG-50 da norma DIN1693 ⁽⁵²⁾ ou ao grau EN-1563-GJS-500-7 da norma CSN EN-1563 ⁽⁵³⁾. Na Tabela 4 são indicados os requisitos mínimos especificados para a fabricação do material usado na fabricação do munhão.

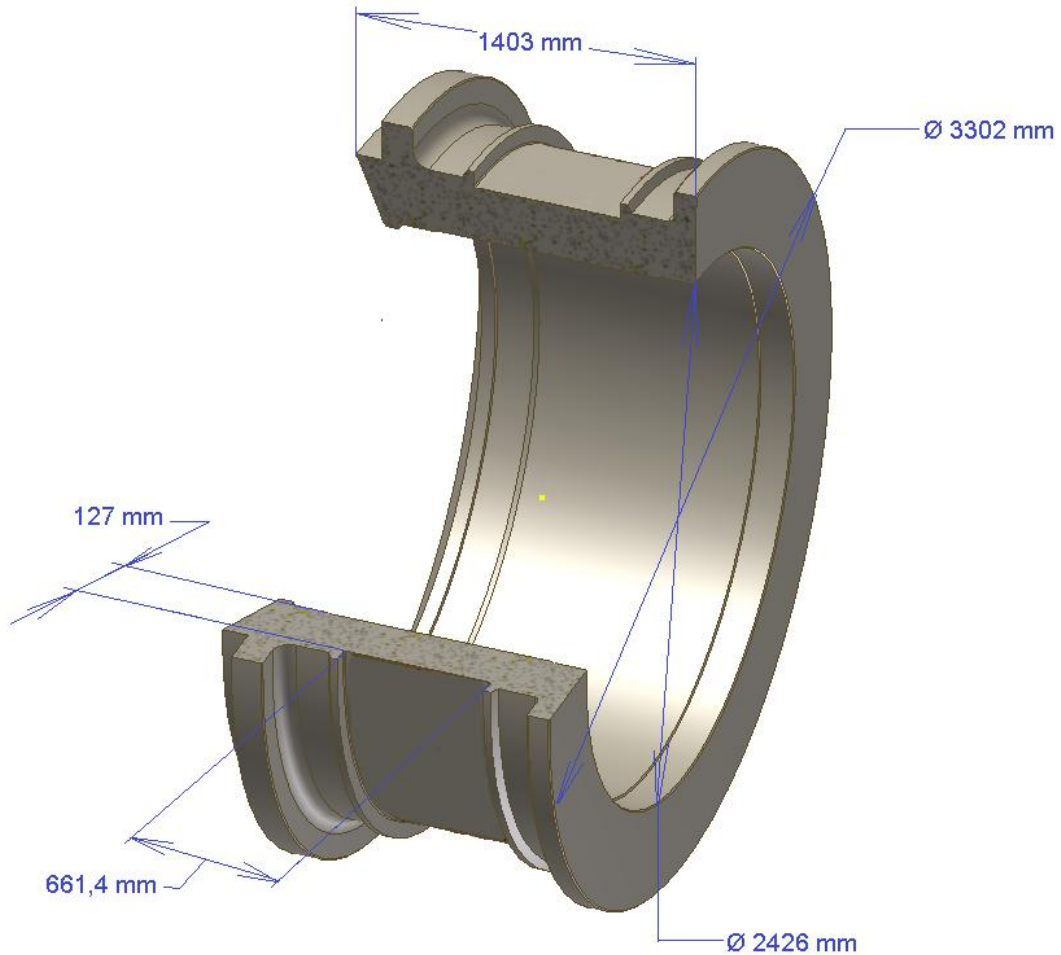


Figura 25 – Vista em meio corte parcial mostrando as dimensões do munhão

Tabela 4 – Requisitos especificados para a fabricação do munhão

Especificação do material	Ferro Fundido Nodular
% Carbono	3,00% mín.
Tensão de escoamento	300 MPa mín.
Resistência à tração	420 - 450 MPa
Alongamento	7% mín.
Dureza	180 HB mín.
Densidade (kg/m ³)	7,1

Na Tabela 5 está apresentada a composição química com base no certificado do material do munhão deste estudo. Propriedades mecânicas também estão indicadas nesta tabela. O munhão foi submetido apenas ao tratamento térmico de alívio de tensões na temperatura de 588°C a 600°C e permaneceu nesta faixa por 12,5 horas, sendo a taxa de aquecimento 12,5°C por hora e a taxa de resfriamento 15°C por hora.

Tabela 5 – Propriedades do Ferro Fundido Nodular do munhão

Especificação do material	Certificado
Tensão de escoamento	343 MPa
Resistência à tração	616 MPa
Alongamento	4%
Dureza	255 HB
% Carbono	3,71 – 3,73%.
% S	0,006 – 0,009%
% Si	1,98 – 2,15%
% Mn	0,28 – 0,33%
% P	0,019 – 0,020%
%Mg	0,039% - 0,051%

Nas propriedades do material do munhão mencionadas na Tabela 5 percebe-se que, a tensão de escoamento de 343 MPa superou o mínimo especificado pela Tabela 4 de 300 MPa e ficou próxima da tensão de escoamento do grau 500/7 indicada na Tabela 1 de 339 MPa.

A dureza indicada na Tabela 5 de 255 HB superou o mínimo especificado pela Tabela 4 de 180 HB, e o intervalo de 172-216 HB mostrado na Tabela 1. O limite de resistência à tração obtido da Tabela 5 de 616 MPa ficou acima da faixa especificada de 420 – 450 MPa da Tabela 4, bem como do valor de 500 MPa indicado na Tabela 1.

. O alongamento de 4% indicado na Tabela 5 foi inferior ao valor apresentado de 7% nas Tabelas 1 e 4. A diminuição do alongamento contribui para a diminuição da ductilidade e tenacidade, no entanto, não apresenta relação direta com a nucleação de trincas.

As discrepâncias dos valores do limite de resistência à tração e alongamento estão relacionadas com a composição química e ao tratamento térmico que podem gerar microestruturas diferentes em regiões distintas.

O grau 500/7 é considerado ferrítico / perlítico. As propriedades mecânicas obtidas, bem como a dureza no material do munhão indicam que a porcentagem de perlita do fundido ficou maior do que, o normalmente requerido pelo grau 500/7, o que conduziu ao aumento da resistência à tração, aumento da dureza, diminuição do alongamento e possível queda da tenacidade.

As tensões admissíveis máximas em projetos de munhões de moinhos são de 69 MPa ⁽²⁵⁾. Considerando, a tensão de escoamento do ferro fundido

nodular obtida pela Tabela 5 de 343 MPa, o fator de segurança estático foi de aproximadamente 4,97, conforme mostrado na equação (19). O valor de 69 MPa corresponde a aproximadamente 20% da tensão de escoamento do ferro fundido nodular grau 500/7.

$$FS = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_y} = \frac{343}{69} = 4,97 \quad (19)$$

A partir dos dados da Tabela 2 foram selecionadas as propriedades mais conservadoras, a fim de se permitir uma previsão inicial conservadora do crescimento das trincas por fadiga. Os menores valores de K_{IC} e ΔK_{LIM} da Tabela 2 foram $K_{IC} = 20 \text{ MPa}\sqrt{m}$ ⁽³⁸⁾ e $\Delta K_{LIM} = 5,1 \text{ MPa}\sqrt{m}$ ⁽³⁷⁾. No cálculo de propagação de trinca por fadiga, foram utilizados os coeficientes da equação (4) $C = 5,55 \cdot 10^{-14}$ e $m = 3,83$ obtidos da referência ⁽⁴⁰⁾.

4.2 Dimensões e material da bucha

O material utilizado na fabricação da bucha foi o bronze conforme a liga UNS C93700 da norma ASTM B-22 ⁽⁵⁴⁾, com propriedades e composição química indicadas na Tabela 6. O mancal empregado no moinho foi de deslizamento, tipo hidrostático.

Tabela 6 – Propriedades do bronze C93700⁽⁵⁴⁾

Especificação do material	Bronze C93700
Densidade	8,93 g/cm ³
Módulo de Elasticidade, E	78 GPa
Tensão de escoamento	125 MPa
Resistência à tração	240 MPa
Coeficiente de expansão térmica	1,8 * 10 ⁻⁵ °C ⁻¹
% Cu	78 – 82%
% Sn	9 – 11%
% Pb	8 – 11%
% Zn	0,7% Máx.

Na Figura 26 são mostradas as dimensões da bucha de bronze. O peso aproximado da bucha é de 800 quilogramas.

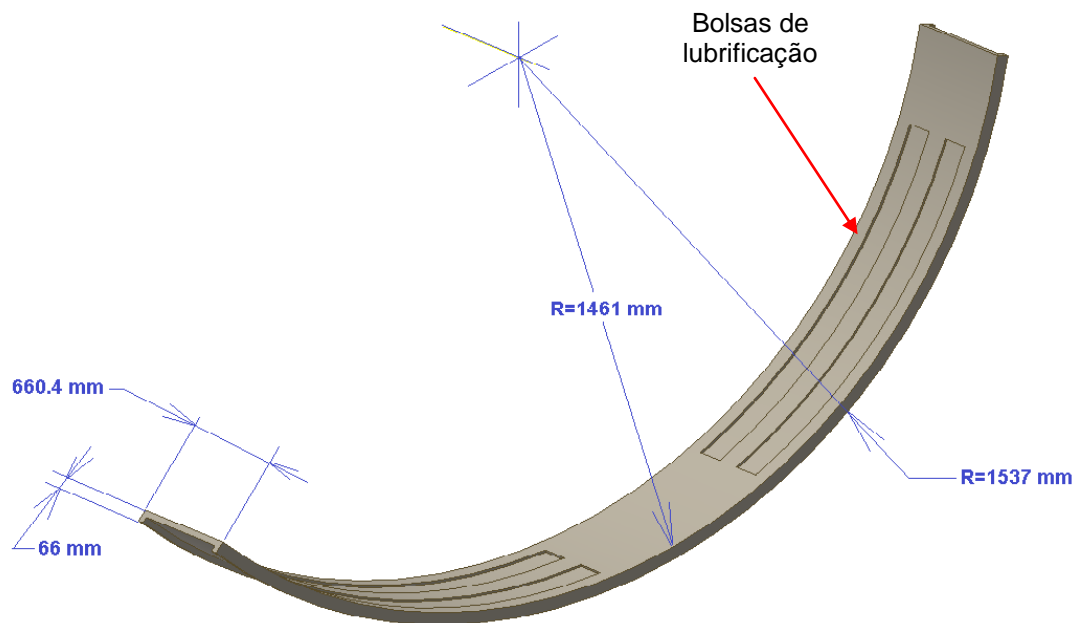


Figura 26 – Dimensões da bucha de bronze

4.3 Metodologias de análises de trincas

A nucleação das trincas está relacionada ao acidente causado por uma falha de lubrificação que provocou um contato metal-metal entre o munhão e a bucha do mancal de deslizamento.

Os fatores que ocasionaram o acidente específico não são abordados neste trabalho, bem como, os detalhes do projeto e fabricação. Levou-se em consideração que as trincas surgiram após, aproximadamente, cinco anos de operação, nas regiões de baixas tensões. No total foram detectadas 36 trincas, sendo 12 no lado da alimentação, 11 na parte central e 13 no lado da descarga do munhão.

Após o acidente, constatou-se por meio da janela de inspeção do mancal mostrada na Figura 27, que existiam marcas na superfície do munhão. O moinho foi inspecionado por ensaios não destrutivos e foram detectadas as presenças de trincas. Os ensaios utilizados foram líquido penetrante e ultrassom. O líquido penetrante foi realizado conforme ASME VIII – D1 – Apêndice 8 ⁽⁵⁵⁾, sendo o removedor a água e o revelador D.70. O tempo de penetração foi de 5 minutos. O ultrassom foi realizado com o aparelho Einstein II, por meio da técnica

de pulso, com bloco padrão de \varnothing 11 mm na frequência de 2 MHz e o acoplante usado foi metil celulose.

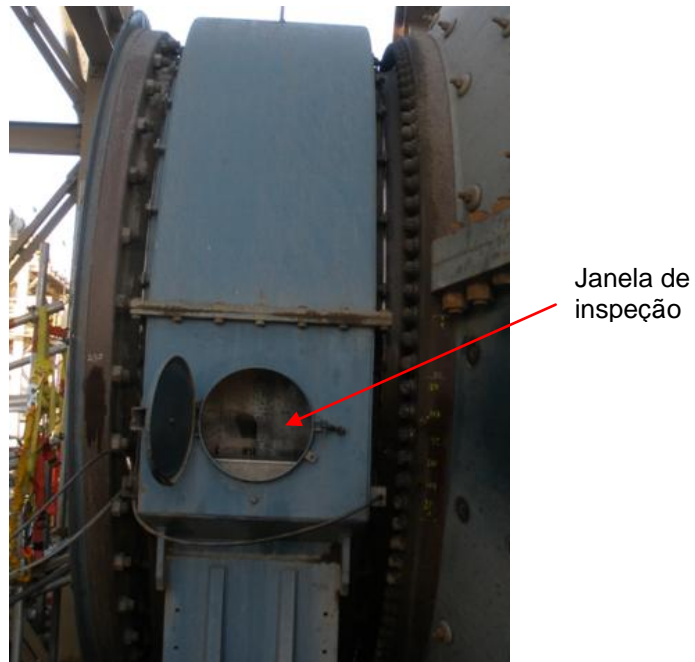


Figura 27 – Detalhe da janela de inspeção do mancal

Posteriormente, o acompanhamento do crescimento de trinca foi realizado seguindo o cronograma de paradas programadas para manutenção. Analisando-se a Figura 28 percebe-se que, após a quarta inspeção, em razão do crescimento das trincas, foi diminuído o intervalo de inspeção. Com isso, a mineradora foi obrigada a parar o moinho com maior frequência para evitar a ocorrência de falha catastrófica.

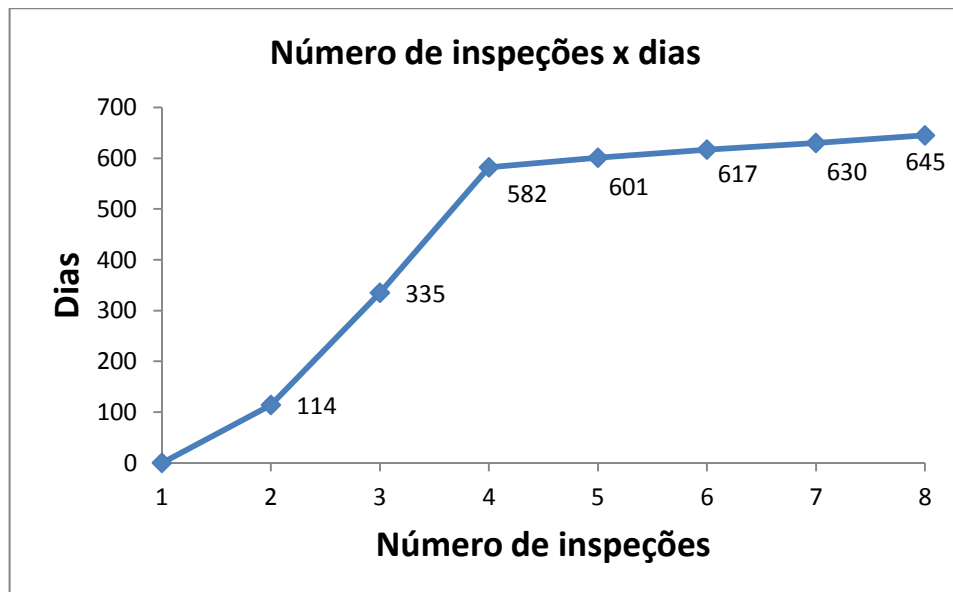


Figura 28 – Periodicidade das inspeções do munhão

A operação de inspeção do munhão não é simples. Foi necessária a retirada da tampa do mancal, por meio de guindaste, pois no prédio onde o moinho está instalado não existe ponte rolante. Além disso, para que os operadores tivessem acesso à superfície do munhão foi preciso a instalação de andaimes e plataforma, conforme indicado na Figura 29. Por fim foi realizada a limpeza da superfície do munhão.

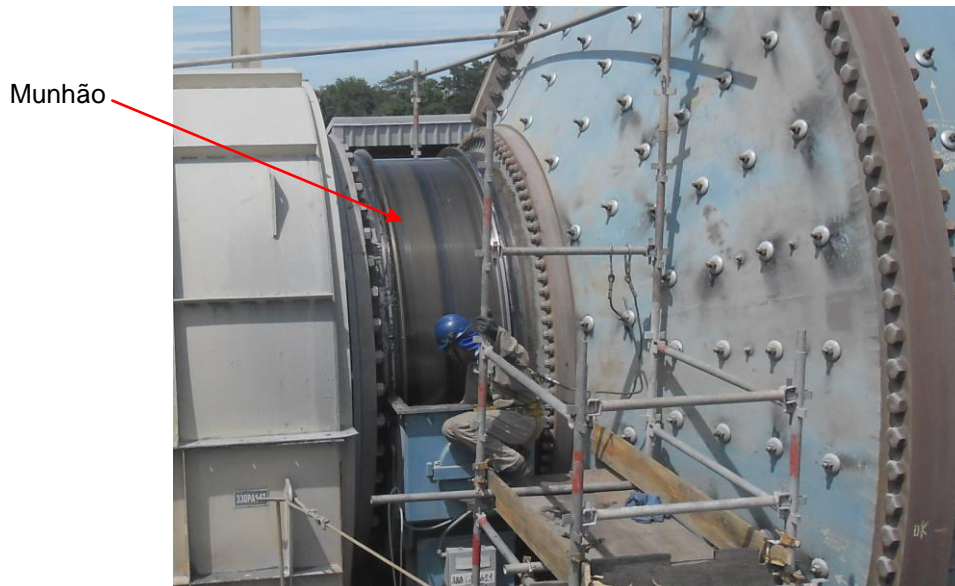


Figura 29 – Detalhe da plataforma posicionada ao lado do munhão para permitir acesso aos operadores para inspeção

Na Figura 30 é mostrado em detalhe do resultado do ensaio de líquido penetrante, que evidenciou o comprimento da trinca.



Figura 30 – Resultado do ensaio de líquido penetrante no munhão com a indicação de trincas

Em virtude da dificuldade de acesso à superfície do munhão, bem como a irregularidade da superfície e das dimensões das trincas, as medições de comprimento das trincas foram realizadas por meio do uso de fitas métricas, conforme indicado na Figura 31. As medições das profundidades das trincas foram obtidas por meio do ensaio de ultrassom.

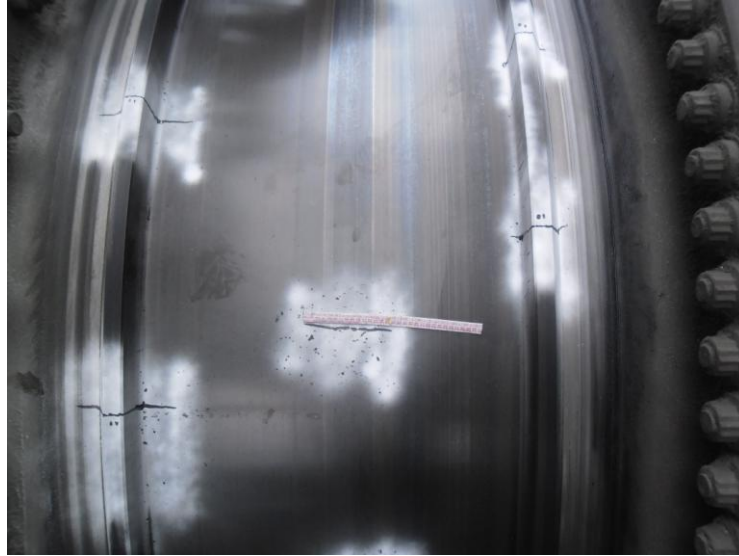


Figura 31 – Detalhe da medição dos comprimentos das trincas do munhão

A análise inicial consistiu nos modos e efeitos de falhas em munhões, FMEA. Esta análise não foi específica para este estudo de caso, mas contribuiu para a análise de outras possíveis causas, que poderiam ajudar a compreender o processo de avaliação de defeitos em munhões. Os dados do FMEA foram estimados pelo autor, considerando-se o histórico de falhas de munhões nos últimos dez anos no Brasil.

Posteriormente, discutiram-se as regiões de aquecimento do munhão ocasionada pela falta de lubrificação, usando as micrografias e durezas destas áreas. Em função do porte da peça, as micrografias foram obtidas através de réplicas metalográficas, de acordo com ASTM E7-03⁽⁵⁶⁾ e o microscópio utilizado foi um Olympus GX 51. Os ensaios de dureza foram realizados conforme ASTM E110-82⁽⁵⁷⁾ com um durômetro Equotip DUR 018.

Analisou-se a razão do surgimento de trincas no encosto axial, que é tipicamente uma região de baixa tensão quando da operação do moinho. A carga interna do moinho, representada por corpos moedores, minério e água foi considerada de 30% do volume do moinho, que era a máxima carga utilizada em operação no período analisado.

As tensões no munhão foram calculadas por meio do software de elementos finitos Ansys 12.1 num computador HP 9000 modelo 710. Uma análise estática foi realizada na estrutura, por meio do uso de elementos sólidos estruturais em duas dimensões axissimétrica com capacidade para carga não axissimétrica, usando os elementos STIF25 do Ansys.

A carga dos corpos moedores mais minérios do moinho foi modelada pela aplicação direta de uma pressão hidrostática nas faces dos elementos internos do moinho, conforme mostrado na Figura 32. O peso adicional dos revestimentos internos do corpo e tampas foi levado em consideração pelo aumento da densidade do material do corpo e tampas nas áreas apropriadas. Esta ação permitiu o modelamento dos pesos dos revestimentos, sem adição de rigidez à estrutura do moinho. As pressões dos mancais da alimentação e descarga do moinho foram aplicadas para balancear as reações das forças, em virtude das cargas mencionadas anteriormente.

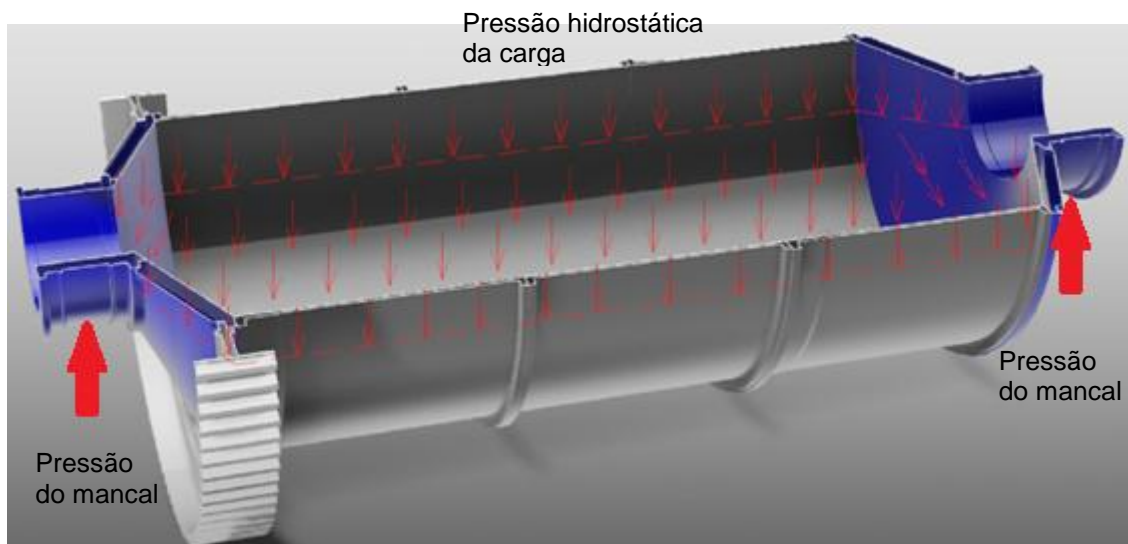


Figura 32 – Representação esquemática da pressão hidrostática da carga interna do moinho e as pressões dos mancais

O critério de projeto usado para interpretar os resultados dos cálculos de elementos finitos foi baseado no intervalo de tensões principais máximas, incluindo qualquer porção compressiva do intervalo, conforme experimentado por qualquer ponto da estrutura do moinho durante uma revolução completa do moinho. Para cada nó da malha de elementos finitos, as três tensões principais

máximas σ_1 , σ_2 e σ_3 foram avaliadas e o intervalo máximo de intensidade de tensões foi calculado por:

$$\Delta\sigma = (\sigma_{1max} - \sigma_{3min}) \quad (20)$$

Calcularam-se ainda, as tensões térmicas para diferentes temperaturas superficiais do munhão, por meio do software de elementos finitos Strand7, versão R.2.4.6. Na Figura 33 são mostradas as regiões “X”, “Y”, “Z” e “W” consideradas para as temperaturas superficiais do munhão. A região “X” representa o encosto axial da bucha no munhão. A região “Y” corresponde às regiões do munhão em contato radial com a bucha, sem as bolsas de óleo e, a região traseira do encosto axial. A região “Z” corresponde à superfície do munhão em contato radial com as bolsas de óleo da bucha. Por fim, a região “W” refere-se ao restante do munhão, em que foi considerada a temperatura ambiente.

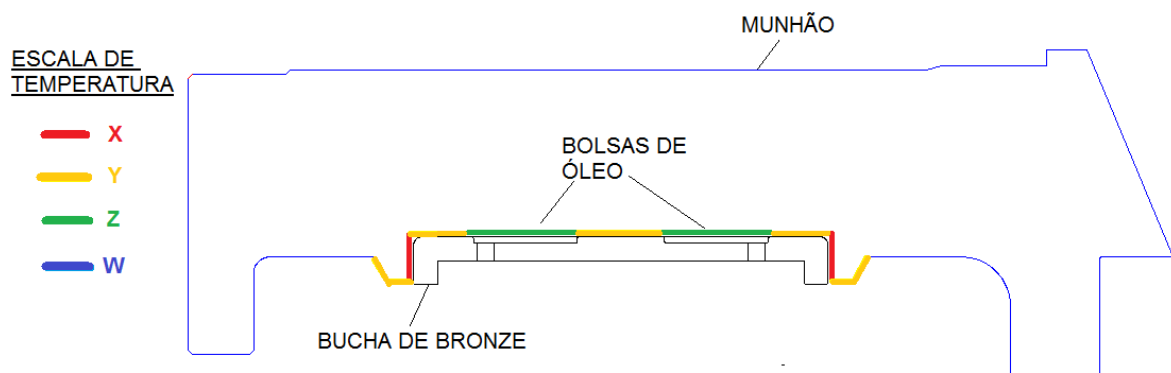


Figura 33 – Regiões superficiais de temperatura do munhão

Na Tabela 7 são mostradas as três condições de temperaturas consideradas neste trabalho para as regiões superficiais X, Y, Z e W. Simulações foram realizadas e apresentaram-se as distribuições de temperaturas e tensões ao longo da seção transversal do munhão para as três condições específicas.

Tabela 7 – Condições de variação de temperatura da superfície do munhão

Condição	Temperatura X (°C)	Temperatura Y (°C)	Temperatura Z (°C)	Temperatura W (°C)
1	100	75	50	25
2	125	100	75	25
3	150	125	100	25

As normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI Apêndice A ⁽⁵⁾ foram usadas para cálculos de mecânica da fratura e também como critérios de aceitação de trincas, uma vez que, não existem normas específicas para cálculos de integridade de componentes de moinhos.

Os fatores de intensidade de tensão K_I e também o intervalo de intensidade de tensões ΔK foram calculados para a trinca mais crítica “A”, além da trinca “C” e trinca “D”, conforme indicadas na Figura 34, por meio das normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI Apêndice A ⁽⁵⁾. Os valores calculados foram comparados com valores teóricos de K_{IC} e ΔK_{LIM} obtidos da Tabela 2. A trinca “A”, mais crítica, está localizada no lado esquerdo da Figura 34. A trinca “D” fica localizada no lado do flange de fixação do munhão na tampa e a trinca “C” na porção central do munhão. O crescimento teórico e os valores calculados foram comparados com o real para as três trincas usando as duas normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI Apêndice A ⁽⁵⁾.

Por fim foi realizado o método do furo de parada para minimizar a propagação de trincas e discutiu-se sua eficácia em diminuir a taxa de propagação da trinca.

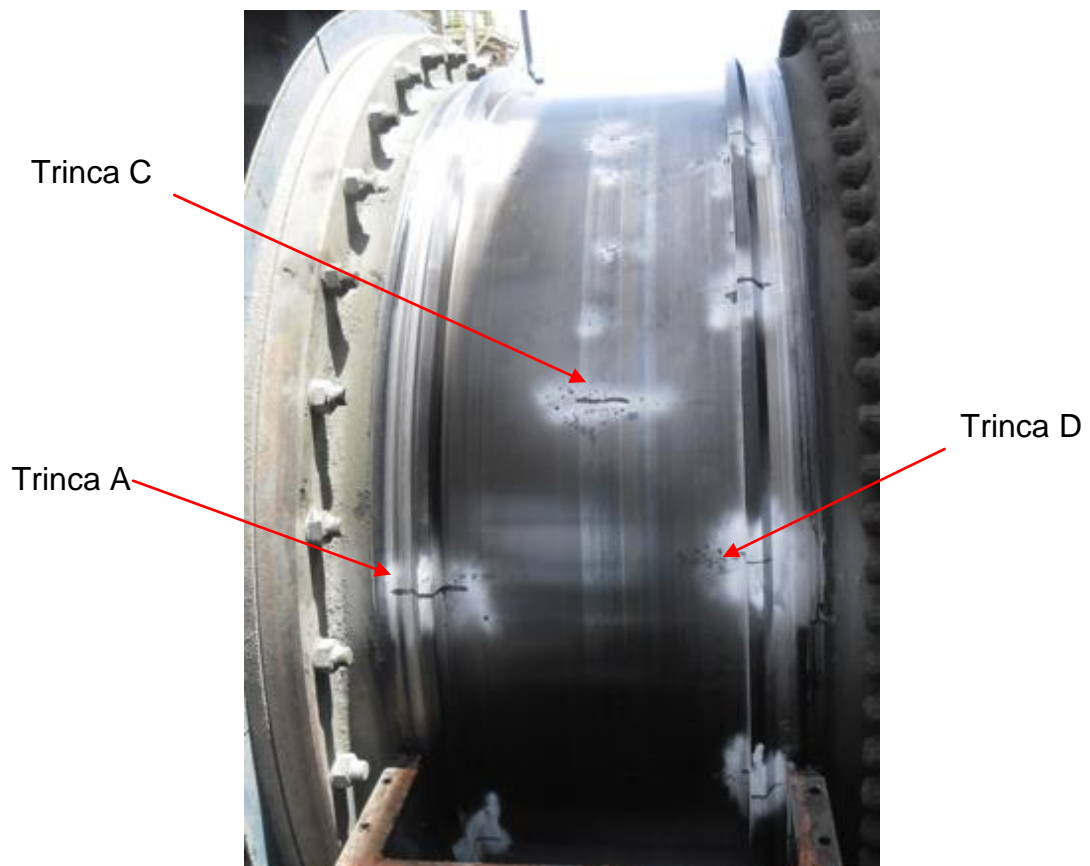


Figura 34 – Localização das trincas críticas no munhão

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Análise de modos e efeitos de falhas (FMEA) do munhão

Na Tabela 8 é mostrado o FMEA do munhão que possibilitou o conhecimento das causas mais prováveis que levaram os munhões de moinhos a falharem, de acordo com a metodologia de Kumamoto ⁽⁵¹⁾.

No FMEA vide Tabela 8 foram analisados os fatores: severidade, ocorrência e detecção de cada causa e as causas que apresentaram o maior valor do “Número de prioridade de risco” [equação (18)], na percepção do autor.

A falha na lógica de controle apresentou o maior número de prioridade de risco de 448 e significa que esta causa é prioritária. De fato, a maioria das falhas ocorridas em munhões nos últimos anos esteve relacionada com algum ajuste de lógica no sistema de controle do moinho que permitiu a operação do moinho, sem que o sistema de lubrificação dos mancais estivesse ligado. A severidade desta falha é alta, pois pode causar danos catastróficos ao equipamento. A ocorrência também é alta, pois a frequência que este problema ocorre no campo é alta. A detecção é alta, pois é difícil a identificação de incompatibilidades na lógica ajustada no campo.

A segunda causa com o maior número de prioridade de risco foi carga congelada com 420. Esta causa é a que apresenta a maior severidade, pois pode provocar danos não somente ao munhão, mas também ao corpo, tampas, engrenagem e pinhão. A ocorrência não é alta, pois os procedimentos operacionais estão cada vez mais claros entre fabricantes de moinhos e as mineradoras. A detecção é alta, pois existem poucos moinhos que possuem sistemas capazes de detecção da carga congelada, ficando restrita apenas aos procedimentos operacionais adequados para evitar sua ocorrência.

O fenômeno de carga congelada refere-se a uma mistura de minério, bolas de aço e água dentro do moinho, que se solidificam formando uma massa única que é então levantada, quando o moinho começa a rotacionar e cai repentinamente quando o ângulo θ da Figura 35 se aproxima de 90° ⁽⁵⁸⁾.

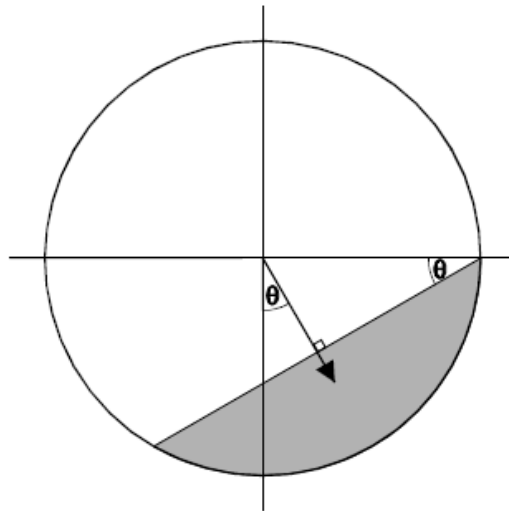


Figura 35 – Ângulo de tombamento da carga do moinho ⁽⁵⁸⁾

O moinho não é projetado para suportar o impacto dessa massa, que pode causar danos irreversíveis ao equipamento. Na maioria dos moinhos, o problema de carga congelada é contornado por meio de procedimento operacional. Antes de acionar o motor principal deve-se girar o moinho com o acionamento auxiliar fazendo com que o moinho rotacione, normalmente, 100 vezes mais lento em relação ao acionamento principal. Ao mesmo tempo, adiciona-se continuamente água dentro do moinho. O movimento lento e a adição de água fazem com que a carga seja desmantelada e o moinho tenha condições de partir com o acionamento principal.

A terceira causa com maior número de prioridade de risco foi falha do sistema de lubrificação do mancal com 392. Esta falha está associada à deficiência de algum instrumento que assegura e controla para que os parâmetros vazão, pressão ou temperatura estejam dentro de intervalos pré-estabelecidos. A severidade não é mais alta, porque dentro das três variáveis (vazão, pressão e temperatura), a mais sensível é a temperatura, porque uma diminuição de vazão ou de pressão acarreta diretamente em acréscimo de temperatura. O aumento de temperatura pode não estar associado a diminuição de vazão ou pressão, mas pode estar relacionado às cargas dentro do moinho, desalinhamentos, temperatura ambiente elevada, entre outros. A ocorrência é frequente, pois periodicamente os equipamentos precisam ser calibrados. Os sensores de temperatura que medem a temperatura do munhão possuem molas para garantir que suas extremidades estejam em contato com as superfícies do munhão. Esse

contato deve ser periodicamente verificado. A detecção é alta, em razão da dependência da periodicidade de calibração e verificação dos instrumentos por parte da mineradora.

Estas três falhas devem ter atenção especial em uma análise modos e efeitos de falhas de um munhão e devem ser monitoradas ou controladas, conforme indicado na Tabela 8.

Neste estudo de caso houve uma falha na lógica do sistema de controle, levando o moinho a operar com o sistema de lubrificação desligado, portanto, sem lubrificação.

O desgaste interno do munhão é mostrado na Figura 36 e corresponde à diminuição da seção transversal do munhão. Em função da deterioração da vedação do munhão ocorre um vazamento de polpa entre o munhão e a boca de alimentação. O desgaste se dá por abrasão entre a polpa de minério e o munhão. Este desgaste é mensurado por meio do ensaio de ultrassom realizado na superfície externa do munhão.

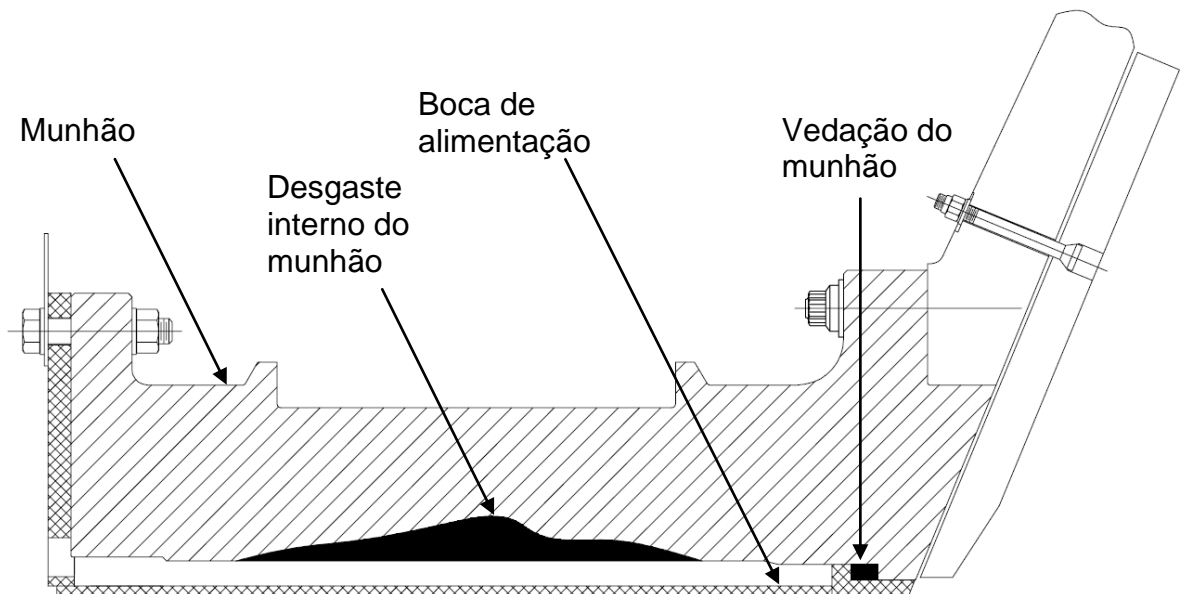


Figura 36 – Desgaste interno do munhão

Tabela 8 – FMEA do moinho

Componente	Função	Modo de Falha	Efeitos	Causas	Controle	Severidade	Ocorrência	Deteção	Número de prioridade do risco
Moinho	Suportar o peso do conjunto rotativo e girar sobre os mancais do moinho	Não suportar o peso do conjunto rotativo e não girar sobre os mancais do moinho	Aparecimento e propagação de trincas que levam à falha do moinho	Falha de Projeto	- Uso de software de elementos finitos para verificação das tensões - Comparação com equipamentos similares - Comparar as tensões de projeto com as tensões reais atuantes através do uso de extensômetros	6	2	5	60
				Falha de inspeção na fabricação	- Uso dos equipamentos de ensaios não destrutivos adequados, calibrados - Seguir requisitos das normas exigidas pelo fabricante	6	3	5	90
				Sobrecarga	- Seguir o descritivo operacional incluído no manual do equipamento - Sensores de temperatura dos mancais - Sensores de pressão de óleo dos mancais - Limitação de potência do motor do moinho	4	2	2	16
				Fadiga	- Inspeção periódica - Uso de técnicas da mecânica da fratura para propagação de trincas	7	5	5	175
				Carga Congelada	- Seguir o descritivo operacional incluído no manual do equipamento - Sistema de detecção de carga congelada	10	6	7	420
				Desgaste interno do moinho	- Inspeção periódica quanto à espessura do moinho - Uso de projeto com furo indicador de vazamento de polpa	6	7	5	210
				Falha de lubrificação do mancal	- Sensores de vazão, pressão e temperatura do óleo devem estar calibrados e operando adequadamente	7	8	7	392
				Falha na lógica do sistema de controle	- Seguir o diagrama lógico incluído no manual do equipamento - Certificar-se que as interfaces da lógica do moinho com o restante da planta estão corretas	8	8	7	448

5.2 Análise microestrutural e dureza da superfície do munhão

Na Figura 37 é mostrada ao longo da largura do munhão três regiões com aspecto de queima e duas regiões sem estas marcas. Na Figura 38 observa-se um detalhe da bucha com áreas queimadas. Tais marcas coincidem com as áreas de contato com a bucha da Figura 38, que não continham as bolsas de óleo pressurizadas. A pressão residual de óleo nestas bolsas mostradas na Figura 13 contribui para o aspecto sem marcas de queima no munhão.

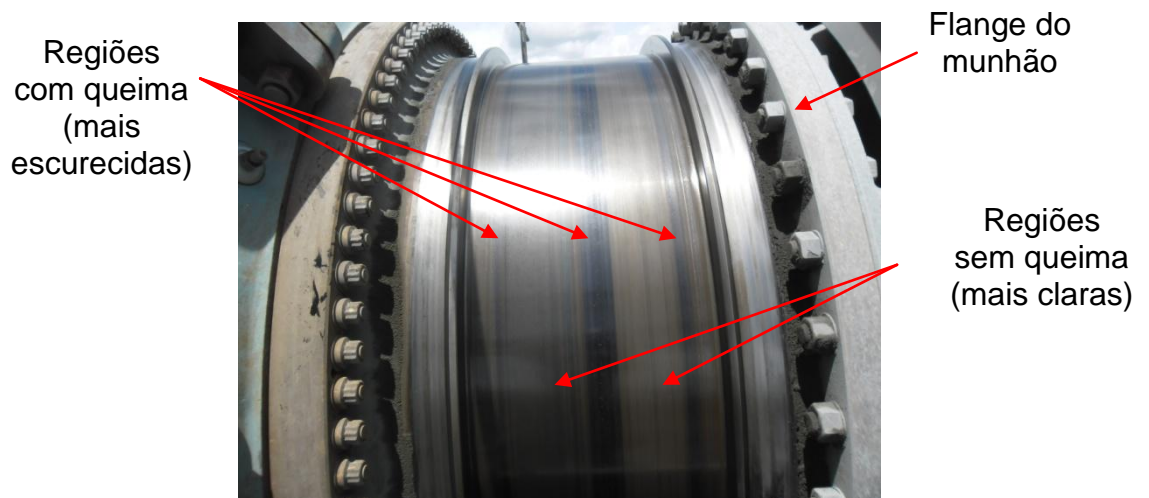


Figura 37 – Identificação das regiões do munhão

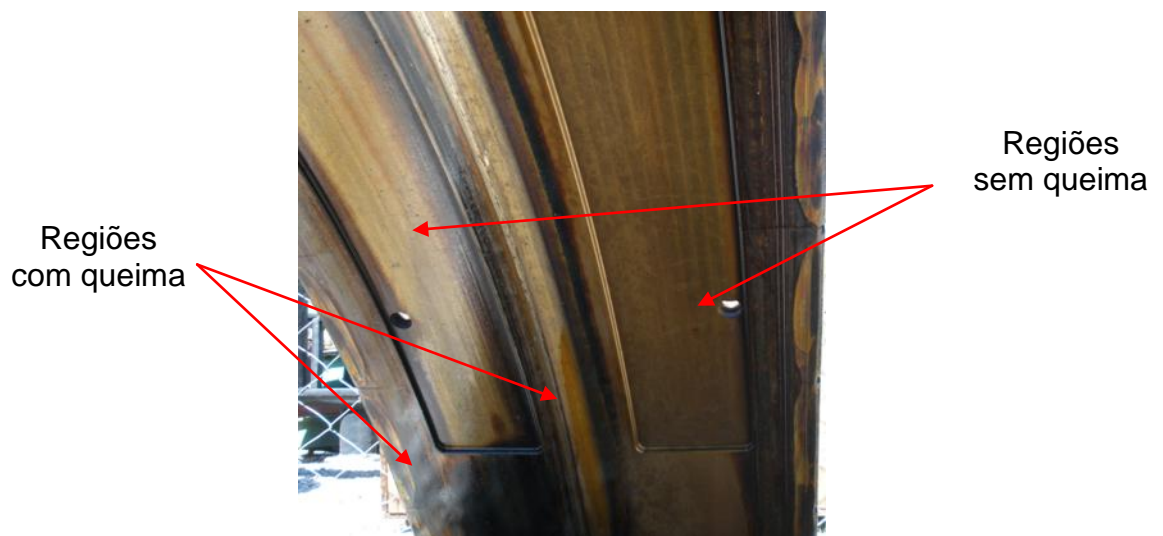


Figura 38 – Detalhe da bucha de bronze “queimada”

Nas Figuras 39 e 40 são mostradas as micrografias da superfície do munhão após o aquecimento provocado por falta de lubrificação. As regiões mais claras correspondem à ferrita que envolvem os nódulos de grafita mais escuros. As regiões mais escuras e que não são os nódulos de grafita correspondem a fase perlítica, conforme mostrado em diversos estudos.

Na Figura 39 observa-se a microestrutura da região sem queima, enquanto na Figura 40 verifica-se a microestrutura da região do munhão com a queima. Percebe-se a similaridade das microestruturas das Figuras 39 e 40, indicando que a temperatura do contato munhão bucha não atingiu valores elevados, não sendo suficiente para a ocorrência de transformação de fase.

As durezas das superfícies do munhão foram medidas nas regiões mostradas na Figura 37.

Na região com aspecto de queima a dureza obtida foi de (244 ± 8) HB, enquanto na região sem aspecto de queima a dureza foi (274 ± 14) HB. Na região do flange do munhão, que teoricamente não foi afetado pelo contato metal-metal entre munhão e bucha, a dureza obtida foi de (290 ± 10) HB.

A dureza obtida por ocasião da fabricação do munhão foi de (255 ± 40) HB. Percebe-se a existência de certa variação nos valores de dureza do munhão. No entanto, estes valores indicam uma maior relação com a espessura da seção transversal dos pontos onde as durezas foram coletadas, do que propriamente alguma influência do contato entre munhão e bucha. O flange, por exemplo, apresentou maior dureza, pois sua espessura é menor e conseqüentemente sua velocidade de resfriamento no processo de fundição é maior. Na região da pista de rolamento do munhão as condições de resfriamento foram diferentes ocasionando variação de dureza. O tratamento térmico de alívio de tensões realizado durante a fabricação do munhão, como esperado, não alterou a microestrutura original de solidificação e manteve a dispersão elevada para os valores de dureza do munhão.

A dureza é uma propriedade importante no projeto e na operação do moinho. É requerida uma dureza acima de 180 HB na pista de rolamento do munhão, chamada de moente, a fim de garantir uma resistência mínima ao riscamento de superfície, maior que a da superfície de bronze da bucha.

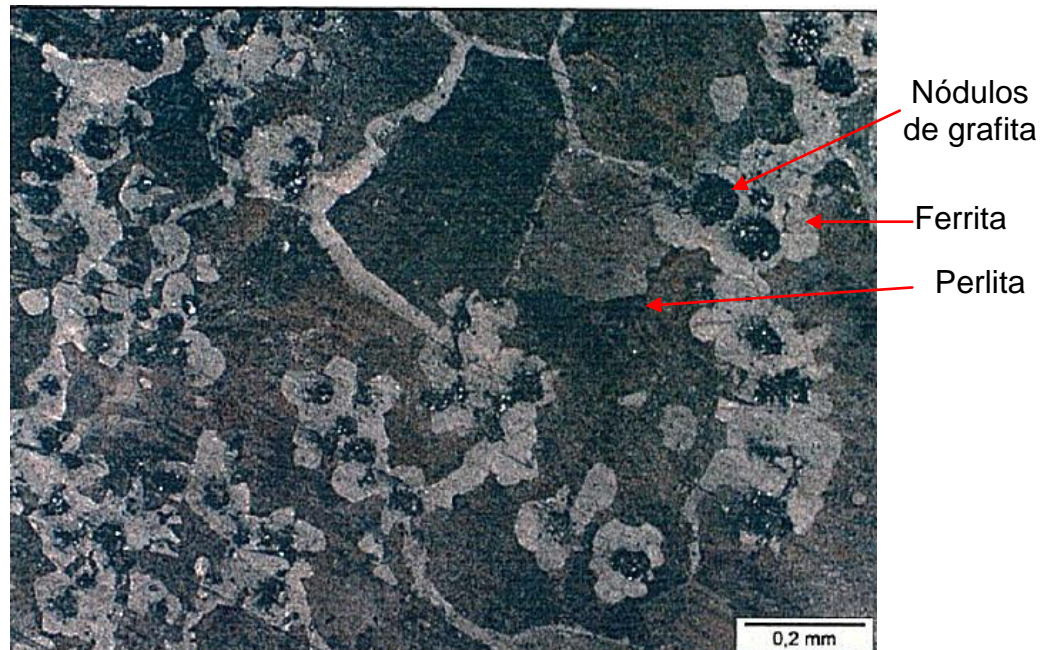


Figura 39 – Micrografia obida por réplica metalográfica da região do munhão. Região sem queima. Aumento de 100x

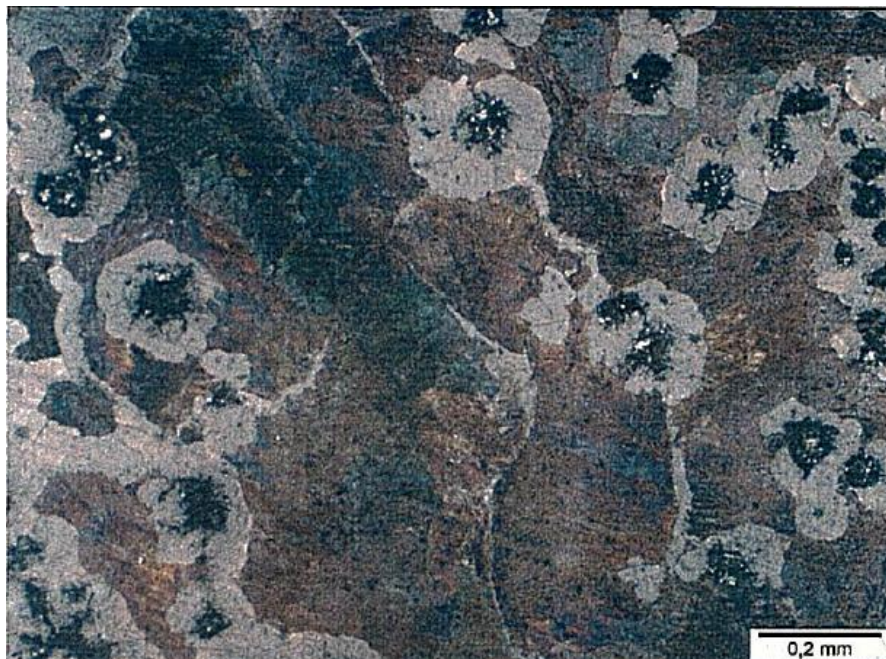


Figura 40 – Micrografia obida por réplica metalográfica da região do munhão. Região com queima. Aumento de 100x

5.3 Aparecimento de trincas em regiões de baixa tensão

O moinho possui dois mancais principais. Um mancal chamado de livre e outro chamado de fixo ou bloqueado. O mancal fixo é o mancal que fica no lado do acionamento e o mancal livre fica no lado oposto do acionamento. No moinho

deste trabalho, conforme mostrado na Figura 2, o mancal fixo é o mancal da alimentação e o mancal livre é o mancal da descarga.

A falha de lubrificação ocorreu nos dois mancais do moinho, mas a severidade dos danos causados no mancal fixo foi maior que no mancal livre. Esse fenômeno é comum quando problemas de lubrificação afetam os munhões dos moinhos. O mancal fixo ou bloqueado praticamente não possui folga axial entre o munhão e a bucha. Toda a folga axial é transferida ao munhão livre, para a compensação das dilatações térmicas do moinho. A causa da severidade no mancal livre ser menor é que o munhão se desloca axialmente sobre o mancal livre quando há a dilatação, fazendo com que as áreas em contato com as bolsas de óleo da bucha variem e com isso as tensões térmicas do contato metal-metal sejam menores no mancal livre. Adicionalmente, não há o contato axial entre a bucha e o munhão.

Na Figura 41 é mostrada a vista esquemática em corte de um conjunto munhão e mancal, onde existe a indicação da folga entre o munhão e a bucha.

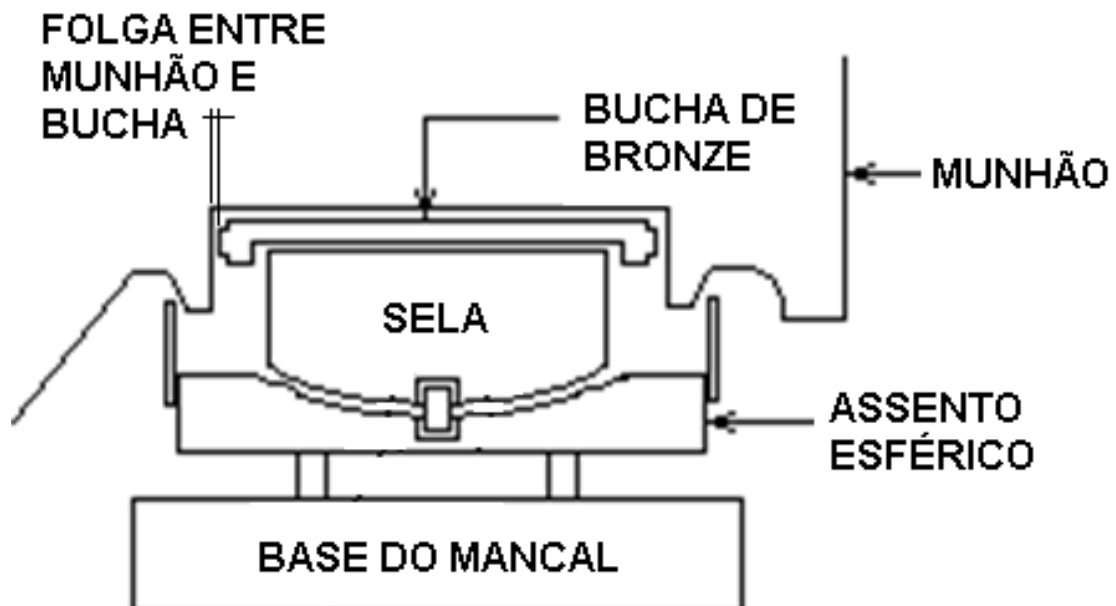


Figura 41 – Detalhe da folga entre munhão e bucha

No munhão existem sensores de temperatura radiais que emitem sinais de temperatura na sua superfície. Estes sensores estão indicados na Figura 13. Caso a temperatura exceda 52 °C é enviado um sinal de alarme ao sistema de controle da planta da mineração. Se a temperatura exceder 57 °C o moinho é

desligado automaticamente. A elevação de temperatura do munhão está associada à condição do óleo de lubrificação dos mancais, que forma o filme de óleo que sustenta o munhão. A temperatura média normal de operação do munhão e da bucha é aproximadamente 45 °C.

Na Figura 42 é mostrada a análise de elementos finitos do munhão para uma carga de bolas dentro do moinho de 30% do volume útil do moinho. O intervalo de tensões ($\Delta\sigma$) máximo calculado foi de 50,6 MPa para a carga de 30%, ou seja, aproximadamente 73,3% da tensão admissível de 69 MPa descrita por Svalbonas ⁽²⁵⁾.

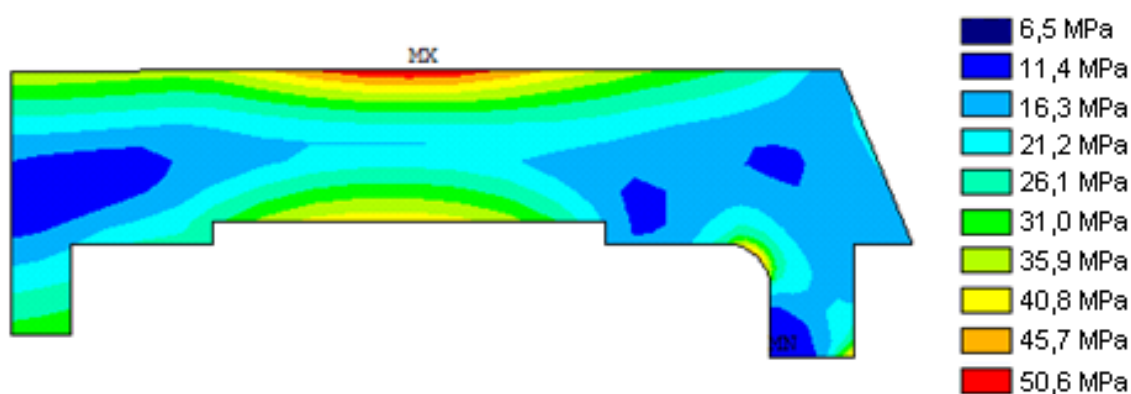


Figura 42 – Análise de intervalo de tensões ($\Delta\sigma$) por elementos finitos do munhão

Analisando-se as Figura 34 e 42 questiona-se o porquê de um contato metal-metal entre o munhão e a bucha do mancal gerou as trincas “A” e “D” nos encostos axiais do munhão que são regiões de baixas tensões. A trinca “C” também não está localizada na região de maior tensão.

A presença de trincas longitudinais indicadas na Figura 34 conduz à análise de que, tais trincas foram causadas por esforços circunferenciais, visto que os esforços de aberturas de trincas são sempre transversais ao sentido de crescimento das mesmas.

5.3.1. Simulações para a condição 1 da Tabela 7

Nas Figuras 43 e 44 são mostradas as simulações de temperatura e tensões térmicas para a condição 1 indicadas na Figura 33 e Tabela 7, sem considerar as tensões de carregamento indicadas da Figura 42.

Na Figura 43 a temperatura máxima obtida foi de 100 °C no encosto axial e 86 °C na superfície do munhão.

Na Figura 44 a tensão máxima obtida foi de 221 MPa no encosto axial e 141 MPa na superfície do munhão.

A tensão de 221 MPa é 5,4 vezes maior que a tensão de 40,8 MPa na superfície do munhão da Figura 42.

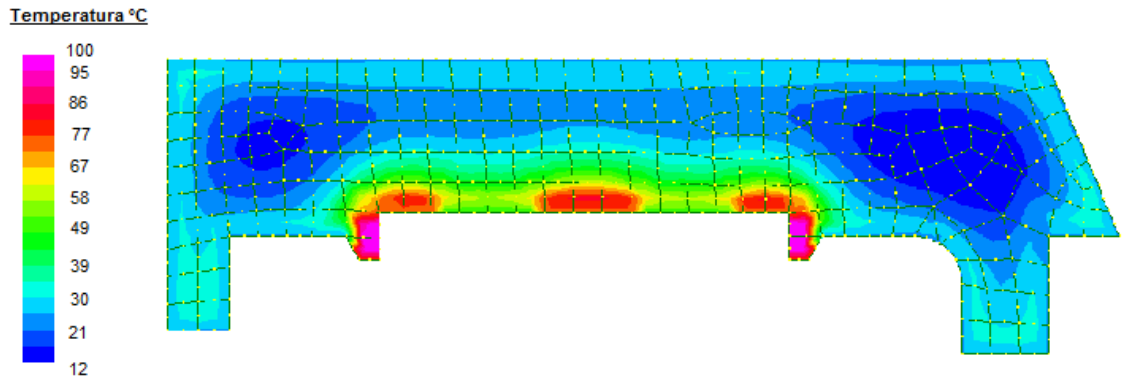


Figura 43 – Distribuição de temperaturas para a condição 1 da Tabela 7

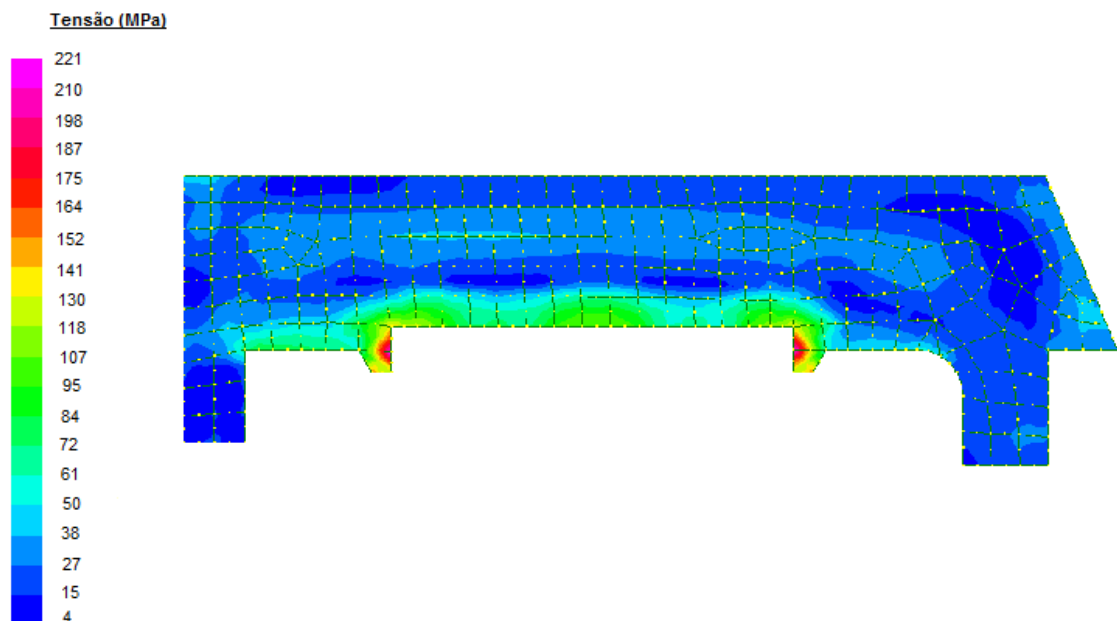


Figura 44 – Distribuição de tensões para a condição 1 da Tabela 7

5.3.2. Simulações para a condição 2 da Tabela 7

Nas Figuras 45 e 46 são mostradas as simulações de temperatura e tensões térmicas para a condição 2 indicadas na Figura 33 e Tabela 7, sem considerar as tensões de carregamento indicadas da Figura 42.

Na Figura 45 a temperatura máxima obtida foi de 125 °C no encosto axial e 107 °C na superfície do munhão.

Na Figura 46 a tensão máxima obtida foi de 272 MPa no encosto axial e 173 MPa na superfície do munhão.

A tensão de 272 MPa é 6,6 vezes maior que a tensão de 40,8 MPa na superfície do munhão da Figura 42.

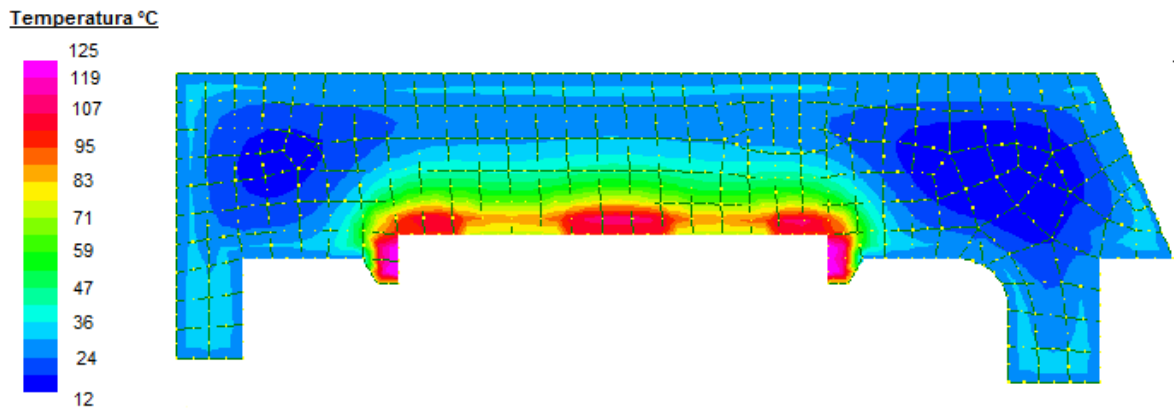


Figura 45 – Distribuição de temperaturas para a condição 2 da Tabela 7

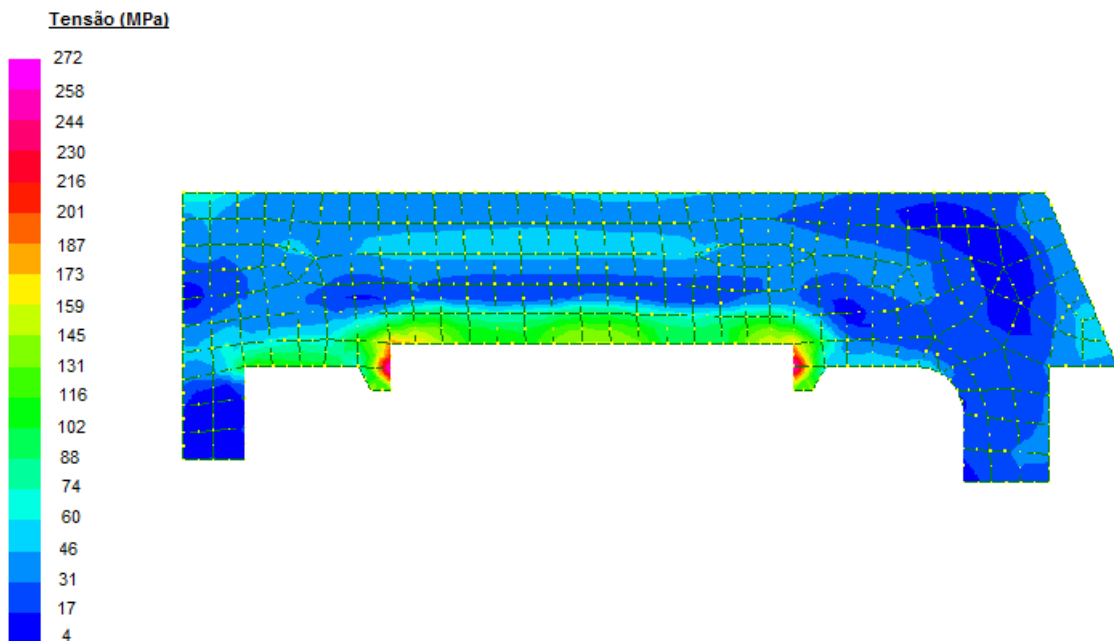


Figura 46 – Distribuição de tensões para a condição 2 da Tabela 7

5.3.3. Simulações para a condição 3 da Tabela 7

Nas Figuras 47 e 48 são mostradas as simulações de temperatura e tensões térmicas para a condição 3 indicadas na Figura 33 e Tabela 7, sem considerar as tensões de carregamento indicadas da Figura 42.

Na Figura 47 a temperatura máxima obtida foi de 150 °C no encosto axial e 128 °C na superfície do munhão.

Na Figura 48 a tensão máxima obtida foi de 344 MPa no encosto axial e 219 MPa na superfície do munhão.

A tensão de 344 MPa é 8,4 vezes maior que a tensão de 40,8 MPa na superfície do munhão da Figura 42.

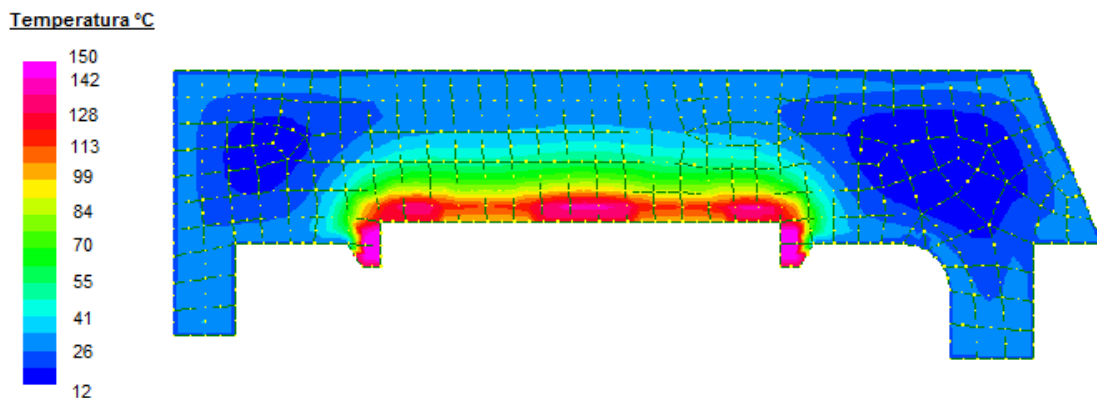


Figura 47 – Distribuição de temperaturas para a condição 3 da Tabela 7

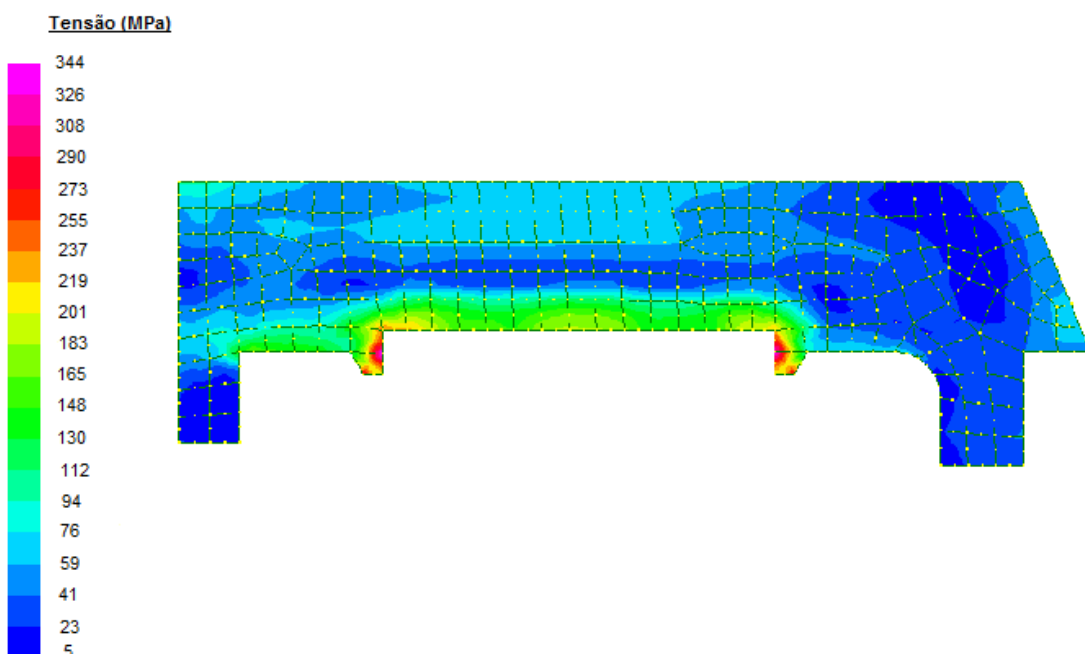


Figura 48 – Distribuição de tensões para a condição 3 da Tabela 7

Na literatura ^(59,60,61) é mostrado que as propriedades mecânicas dos materiais variam com a temperatura. O módulo de elasticidade, tensão de escoamento e limite de resistência à tração diminuem com o aumento da temperatura.

Partindo-se da premissa da tensão de escoamento do ferro nodular do munhão ser 343 MPa, vide Tabela 5, a combinação do carregamento mostrados na Figura 42 com as tensões térmicas de qualquer uma das condições da Tabela 7, mostradas nas Figuras 44, 46 e 48 e a diminuição das propriedades mecânicas do ferro nodular conduziu à nucleação das trincas mostradas na Figura 34.

Portanto, estima-se que a temperatura do contato munhão bucha tenha se aproximado do intervalo de 100 °C a 150 °C

5.4 Cálculos de mecânica da fratura

Inúmeras trincas foram constatadas por meio de ensaios não destrutivos (inspeção visual e líquidos penetrantes), porém para o presente trabalho, foram consideradas apenas as três trincas mais críticas, em função de seus comprimentos e profundidades, a “trinca A”, localizada no lado da alimentação do moinho, a “trinca C”, localizada na porção central do munhão e a “trinca D”, localizada na parte da descarga do moinho, conforme mostrado na Figura 34.

Na Figura 49 são mostrados os locais das trincas “A”, “C” e “D” em representação esquemática em desenho técnico.

Analisando-se as Figuras 34, 42 e 49, nota-se para a trinca “A” a faixa de tensão máxima é de aproximadamente 31 MPa. Para a trinca “C”, a faixa de tensão máxima é de 40,8 MPa e para a trinca “D”, 26,1 MPa.

Os fatores de intensidade de tensão K_I e também o intervalo de intensidade de tensões ΔK foram calculados para as trincas “A”, “C” e “D”, utilizando-se as normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾, adotando-se as premissas de razão de carga R igual a zero visando facilitar a simulação e a velocidade do moinho de 12,19 rpm. Com esta consideração sobre a razão de carga, assume-se que o valor de K_I é igual ao de ΔK .

Após a determinação de K_I e ΔK , e, por meio da equação (4), são calculadas as taxas da/dn . A partir destas taxas e dos números de ciclos chegou-se aos tamanhos de trincas teóricos.

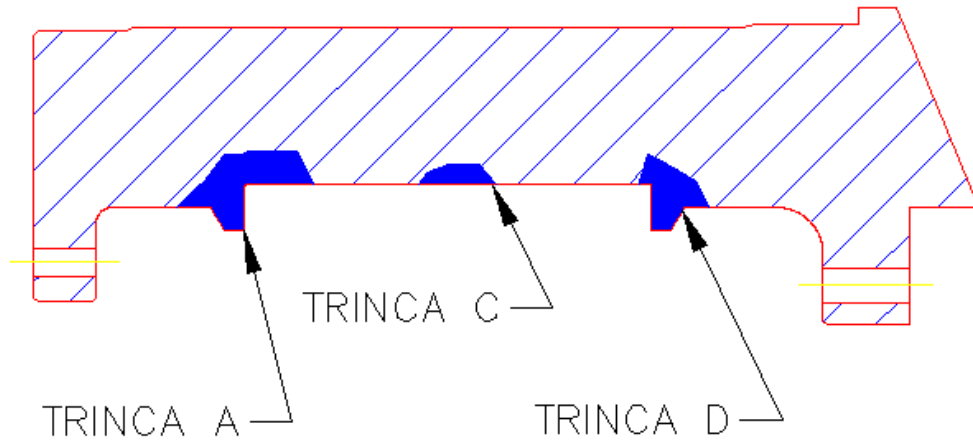


Figura 49 – Localização das trinças “A”, “C” e “D”

5.4.1. Resultados obtidos com base na BS7910 ⁽⁴⁾ para a trinca “A”

Na Tabela 9 são mostrados os resultados dos cálculos de K_I , ΔK e da profundidade teórica da trinca. Esses resultados foram obtidos por meio do uso das equações de (4) e (5) a (9). Percebe-se que no período analisado de aproximadamente 2 anos a trinca “A” na prática alcançou 224 mm de comprimento e 52 mm de profundidade, enquanto na teoria deveria ter alcançado 55,46 mm de profundidade. O desvio do valor da profundidade teórica foi de 6,23% acima do valor prático, o que de certa forma mostra a aderência da evolução teórica com a prática.

Utilizando-se o diagrama FAD da Figura 19 para as dimensões mais críticas da trinca, ou seja, comprimento de 224 mm e profundidade de 52 mm, os cálculos abaixo por meio das equações (5) e (6) mostram os valores de K_r e S_r .

$$K_r = \frac{K_I}{K_c} = \frac{11,31}{20} = 0,565 < 0,707 \text{ – Defeito aceitável}$$

$$S_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_f} = \frac{23,43}{411,6} = 0,057 < 0,8 \text{ – Defeito aceitável}$$

O valor de K_r encontrado, bem como o valor de S_r ficou abaixo dos limites do diagrama FAD da Figura 19 indicando que, o tamanho do defeito é aceitável.

A profundidade crítica, no qual haveria uma falha catastrófica, foi calculada por meio da equação (4). Os coeficientes “c” e “m” foram obtidos da

referência ⁽⁴⁰⁾ e o valor de K_{IC} da referência ⁽³⁸⁾. Chegou-se a 162 mm de profundidade, ou seja, para se atingir a propagação instável, a trinca “A” teria que crescer de 52 mm até 162 mm.

Tabela 9 – Resultados dos cálculos para “trinca A” – BS7910 ⁽⁴⁾

Trinca A (Lado alimentação) – BS7910 ⁽⁴⁾							
Dias	Ciclos	Compr. Real (mm)	Prof. Real (mm)	K_i (MPa* \sqrt{m})	ΔK (MPa* \sqrt{m})	da/dn (m/ciclos)	Prof. Teórica (mm)
0	0	88	27	7,86	7,86	1,49E-10	27
114	2001110	88	27	7,86	7,86	1,49E-10	27,30
335	5880456	88	27	7,86	7,86	1,49E-10	28,17
582	10216195	210	52	11,30	11,30	6,00E-10	34,30
601	10549714	210	52	11,30	11,30	6,00E-10	40,63
617	10830571	210	52	11,30	11,30	6,00E-10	47,13
630	11058768	224	52	11,31	11,31	6,01E-10	53,77
645	11322072	224	52	11,31	11,31	6,01E-10	55,46

5.4.2. Resultados obtidos com base na ASME SEÇÃO XI, APÊNDICE A ⁽⁵⁾ para a trinca “A”

Na Tabela 10 são mostrados os resultados dos cálculos de K_i , ΔK e da profundidade teórica da trinca. Esses resultados foram obtidos por meio do uso das equações de (4) e (10) a (12). Percebe-se que no período analisado a trinca na prática alcançou 224 mm de comprimento e 52 mm de profundidade na teoria já deveria ter alcançado 71,88 mm de profundidade. O desvio do valor da profundidade teórica foi de 27,66% do valor prático.

A avaliação de aceitação dos defeitos tanto pelo critério baseado no tamanho da trinca, equações (13) e (14), quanto o critério baseado no fator de intensidade de tensões, equações (15) e (16) indicam pelos cálculos mostrados a seguir que o defeito não é aceito para condição normal, mas é aceito para uma condição de emergência, segundo o código ASME SEÇÃO XI, Apêndice A ⁽⁵⁾.

$$a_f < 0.1a_c \rightarrow 52 < 0,1 * 116 \rightarrow 52 > (11,6) - \text{Defeito não aceitável}$$

$$a_f < 0.5a_i \rightarrow 52 < 0,5 * 116 \rightarrow 52 < (58) - \text{Defeito aceitável}$$

$$K_I < \frac{K_{IC}}{\sqrt{10}} \rightarrow 13,37 > \frac{20}{\sqrt{10}} \rightarrow 13,37 > (6,32) - \text{Defeito não aceitável}$$

$$K_I < \frac{K_{IC}}{\sqrt{2}} \rightarrow 13,37 > \frac{20}{\sqrt{2}} \rightarrow 13,37 < (14,1) - \text{Defeito aceitável}$$

A profundidade crítica, na qual haveria uma falha catastrófica, foi calculada por meio da equação (4). Os coeficientes “c” e “m” foram obtidos da referência ⁽⁴⁰⁾ e o valor de K_{IC} da referência ⁽³⁸⁾. Chegou-se a 116 mm de profundidade, ou seja, para se atingir a propagação instável, a trinca “A” teria que crescer de 52 mm até 116 mm.

Tabela 10 – Resultados dos cálculos para “trinca A” – ASME SEÇÃO XI – Apêndice A ⁽⁵⁾

Trinca A (Lado alimentação) - ASME SEÇÃO XI - Apêndice A ⁽⁵⁾							
Dias	Ciclos	Compr. (mm)	Prof. Real (mm)	K_I (MPa* \sqrt{m})	ΔK (MPa* \sqrt{m})	da/dn (m/ciclos)	Prof. Teórica (mm)
0	0	88	27	7,64	7,64	1,34E-10	27
114	2001110	88	27	7,64	7,64	1,34E-10	27,27
335	5880456	88	27	7,64	7,64	1,34E-10	28,05
582	10216195	210	52	11,20	11,20	5,79E-10	33,97
601	10549714	210	52	11,20	11,20	5,79E-10	40,07
617	10830571	210	52	11,20	11,20	5,79E-10	46,34
630	11058768	224	52	13,37	13,37	1,14E-09	58,96
645	11322072	224	52	13,37	13,37	1,14E-09	71,88

5.4.3. Resultados obtidos com base na BS7910 ⁽⁴⁾ para a trinca “C”

Na Tabela 11 são mostrados os resultados dos cálculos de K_I , ΔK e da profundidade teórica da trinca. Esses resultados foram obtidos por meio do uso das equações de (4) e (5) a (9). No período analisado a trinca alcançou na prática 125 mm de comprimento e 31 mm de profundidade, na teoria deveria ter alcançado 48,13 mm de profundidade. O desvio do valor da profundidade teórica foi de 35,59% do valor prático.

Tabela 11 – Resultados dos cálculos para “trinca C” – BS7910 ⁽⁴⁾

Trinca C (Centro do munhão) – BS7910 ⁽⁴⁾							
Dias	Ciclos	Compr. (mm)	Prof. Real (mm)	K _i (MPa*√m)	ΔK (MPa*√m)	da/dn (m/ciclos)	Prof. Teórica (mm)
0	0	92	16	9,15	9,15	4,32E-10	16
114	2001110	92	16	9,15	9,15	4,32E-10	16,53
335	5880456	92	16	9,15	9,15	4,32E-10	18,10
582	10216195	118	31	11,08	11,08	5,56E-10	23,78
601	10549714	120	31	11,08	11,08	5,56E-10	29,65
617	10830571	120	31	11,08	11,08	5,56E-10	35,68
630	11058768	125	31	11,08	11,08	5,56E-10	41,83
645	11322072	125	31	11,08	11,08	5,56E-10	48,13

5.4.4. Resultados obtidos com base na ASME SEÇÃO XI, APÊNDICE A ⁽⁵⁾ para a trinca “C”

Na Tabela 12 são mostrados os resultados dos cálculos de K_i, ΔK e da profundidade teórica da trinca. Esses resultados foram obtidos por meio do uso das equações de (4) e (10) a (12). Percebe-se que no período analisado a trinca que na prática alcançou 125 mm de comprimento e 31 mm de profundidade na teoria deveria ter alcançado 90,44 mm de profundidade. O desvio do valor da profundidade teórica foi de 65,72% do valor prático.

Tabela 12 – Resultados dos cálculos para “trinca C” – ASME SEÇÃO XI – Apêndice A ⁽⁵⁾

Trinca C (Centro do munhão) – ASME SEÇÃO XI - Apêndice A ⁽⁵⁾							
Dias	Ciclos	Compr. (mm)	Prof. Real (mm)	K _i (MPa*√m)	ΔK (MPa*√m)	da/dn (m/ciclos)	Prof. Teórica (mm)
0	0	92	16	10,37	10,37	4,32E-10	16,00
114	2001110	92	16	10,37	10,37	4,32E-10	16,27
335	5880456	92	16	10,37	10,37	4,32E-10	17,05
582	10216195	118	31	10,37	13,87	1,31E-09	30,48
601	10549714	120	31	13,87	13,94	1,34E-09	44,61
617	10830571	120	31	13,87	13,94	1,34E-09	59,11
630	11058768	125	31	14,10	14,10	1,40E-09	74,59
645	11322072	125	31	14,10	14,10	1,40E-09	90,44

5.4.5. Resultados obtidos com base na BS7910 ⁽⁴⁾ para a trinca “D”

Na Tabela 13 são mostrados os resultados dos cálculos de K_i, ΔK e da profundidade teórica da trinca. Esses resultados foram obtidos por meio de cálculo usando as equações de (4) e (5) a (9). Percebe-se que no período

analisado a trinca que na prática alcançou 114 mm de comprimento e 48 mm de profundidade, na teoria alcançaria 42,54 mm de profundidade. O desvio do valor da profundidade teórica foi de -12,84% do valor prático.

Tabela 13 – Resultados dos cálculos para “trinca D” – BS7910 ⁽⁴⁾

Trinca D (Lado Descarga) – BS7910 ⁽⁴⁾							
Dias	Ciclos	Compr. (mm)	Prof. Real (mm)	K _i (MPa*√m)	ΔK (MPa*√m)	da/dn (m/ciclos)	Prof. Teórica (mm)
0	0	80	35	6,06	6,06	5,51E-11	35,00
114	2001110	80	35	6,06	6,06	5,51E-11	35,11
335	5880456	80	35	6,06	6,06	5,51E-11	35,43
582	10216195	114	48	7,61	7,61	1,32E-10	36,78
601	10549714	114	48	7,61	7,61	1,32E-10	38,17
617	10830571	114	48	7,61	7,61	1,32E-10	39,59
630	11058768	114	48	7,61	7,61	1,32E-10	41,05
645	11322072	114	48	7,61	7,61	1,32E-10	42,54

5.4.6. Resultados obtidos com base na ASME SEÇÃO XI, APÊNDICE A ⁽⁵⁾ para a trinca “D”

Na Tabela 14 são mostrados os resultados dos cálculos de K_i, ΔK e da profundidade teórica da trinca. Esses resultados foram obtidos calculando estes valores por meio das equações de (4) e (10) a (12). Percebe-se que no período analisado a trinca na prática alcançou 114 mm de comprimento e 48 mm de profundidade, enquanto na teoria deveria ter alcançado 42,88 mm de profundidade. O desvio do valor da profundidade teórica foi de -11,93% do valor prático.

Tabela 14 – Resultados dos cálculos para “trinca D” – ASME SEÇÃO XI – Apêndice A ⁽⁵⁾

Trinca D (Lado Descarga) – ASME SEÇÃO XI - Apêndice A ⁽⁵⁾							
Dias	Ciclos	Compr. (mm)	Prof. Real (mm)	K _i (MPa*√m)	ΔK (MPa*√m)	da/dn (m/ciclos)	Prof. Teórica (mm)
0	0	80	35	6,69	6,69	8,06E-11	35,00
114	2001110	80	35	6,69	6,69	8,06E-11	35,16
335	5880456	80	35	6,69	6,69	8,06E-11	35,63
582	10216195	114	48	7,65	7,65	1,34E-10	37,01
601	10549714	114	48	7,65	7,65	1,34E-10	38,42
617	10830571	114	48	7,65	7,65	1,34E-10	39,88
630	11058768	114	48	7,65	7,65	1,34E-10	41,36
645	11322072	114	48	7,65	7,65	1,34E-10	42,88

5.4.7. Discussão dos resultados obtidos entre as normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI Apêndice A ⁽⁵⁾

Na Tabela 15 é mostrada uma comparação dos resultados das profundidades de trincas teóricas calculadas por meio das normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾ nos itens 5.4.1 a 5.4.6. Percebe-se que os desvios da norma BS7910 ⁽⁴⁾ são menores do que os da ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾. Nota-se que quanto maior o valor da tensão, maior o desvio.

Tabela 15 – Comparativo dos resultados de profundidades de trincas teóricas calculadas por meio das normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾

Trinca	Tensão (MPa)	Profundidade real máxima (mm)	BS7910 ⁽⁴⁾		ASME SEÇÃO XI Apêndice A ⁽⁵⁾	
			Profundidade teórica (mm)	Desvio (%)	Profundidade teórica (mm)	Desvio (%)
Trinca A"	31,0	52	55,46	6,23	71,88	27,66
Trinca C"	40,8	31	48,13	35,59	90,44	65,72
Trinca D"	26,1	48	42,54	-12,84	42,88	-11,93

A discrepância entre as profundidades teóricas encontradas e as profundidades reais pode ser explicada por diversos fatores mencionados na sequência.

Os cálculos indicaram para a trinca "A" a tensão de 31,0 MPa e a tensão de 40,8 MPa para a trinca "C" que foram superiores às tensões reais. Na trinca "D" a tensão de 26,1 MPa foi inferior a tensão real. Uma maior precisão dos modelos poderia ser alcançada com o refino da malha dos cálculos de elementos finitos e certificar-se da tensão mais próxima da ponta da trinca ou mesmo medir localmente através de extensômetros a deformação / tensão local.

Outro fator é a carga de bolas dentro do moinho impacta diretamente no nível de tensão que o munhão é submetido. Normalmente a carga oscila pouco, pois a taxa de produção do moinho deve ser mantida. Entretanto, se o minério a ser moído for mais macio, a carga de bolas para a mesma produção é menor. O ideal é ter um histórico da potência consumida pelo moinho e sua relação com a variação da carga de bolas, pois o usuário do moinho pode também diminuir a carga para minimizar a propagação das trincas. Neste estudo de caso, com o propósito de se evitar a falha catastrófica foi reduzida a carga de bolas para 28%.

As constantes “c” e “m” da equação (4) foram obtidas de uma referência bibliográfica. A variação desses parâmetros impacta diretamente na profundidade teórica encontrada. O ideal seria obter essas constantes por meio de ensaios práticos.

Verifica-se também que os valores de K_I calculados pelas duas normas, vide Tabelas 9 a 14 estão abaixo de K_{IC} , o que indica que teoricamente ainda não deveria ter ocorrido uma falha catastrófica. Ao mesmo tempo, observa-se que os valores de ΔK estão todos acima do valor do ΔK_{LIM} , ou seja, a partir da Figura 18, existe a indicação que a trinca está se propagando.

Na avaliação baseada no tamanho da trinca, as constantes “c” e “m” da equação (4) tem papel fundamental na definição da profundidade teórica.

Na avaliação baseada no fator de intensidade de tensões, o valor de K_{IC} do material tem um papel fundamental na análise. O fato de não se utilizar a propriedade K_{IC} específica do munhão analisado traz algumas incertezas no processo de avaliação.

Por último, a razão de carga R considerada foi zero, porém é mais adequado considerar a razão de carga real, pois a tensão média tem impacto direto na vida à fadiga, ou seja, mais uma vez o cálculo de elementos finitos deveria ser mais refinado.

5.4.8. CORRELAÇÃO ENTRE BS7910 ⁽⁴⁾ E ASME SEÇÃO XI, APÊNDICE A ⁽⁵⁾ PARA A “TRINCA A”, “TRINCA C” E “TRINCA D”

Nas Figuras 50, 51 e 52 são mostradas as correlações entre as profundidades de trincas da prática com as profundidades de trincas obtidas pelas normas BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾ para as trincas “A”, “C” e “D”. Observa-se que as duas normas possuíram tendências similares de propagação de trinca, porém a ASME Seção XI, Apêndice A ⁽⁵⁾ mostrou-se mais conversadora do que a BS7910 ⁽⁴⁾. Os resultados da norma BS7910 ⁽⁴⁾ foram mais próximos aos resultados práticos, em especial pelas tensões de 26,1 MPa da trinca “D” e 31 MPa da trinca “A”.

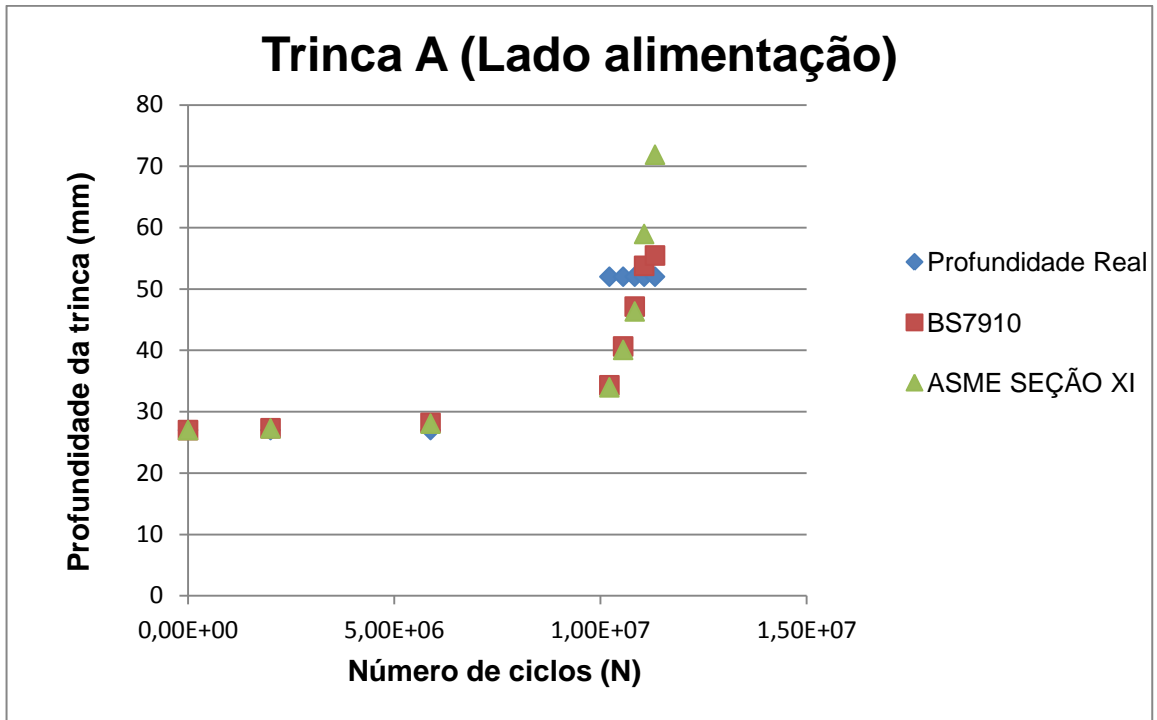


Figura 50 – Correlação entre a profundidade real da “trinca A” com os valores obtidos pelos cálculos conforme BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI ⁽⁵⁾

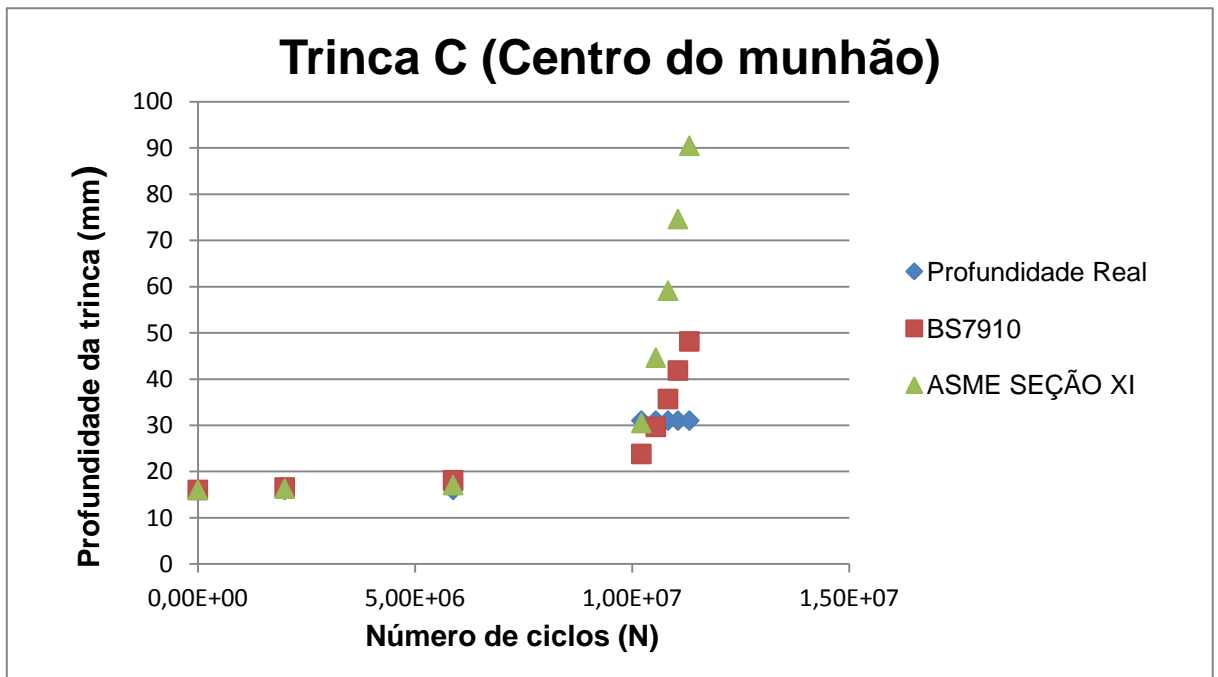


Figura 51 – Correlação entre a profundidade real da “trinca C” com os valores obtidos pelos cálculos conforme BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI ⁽⁵⁾

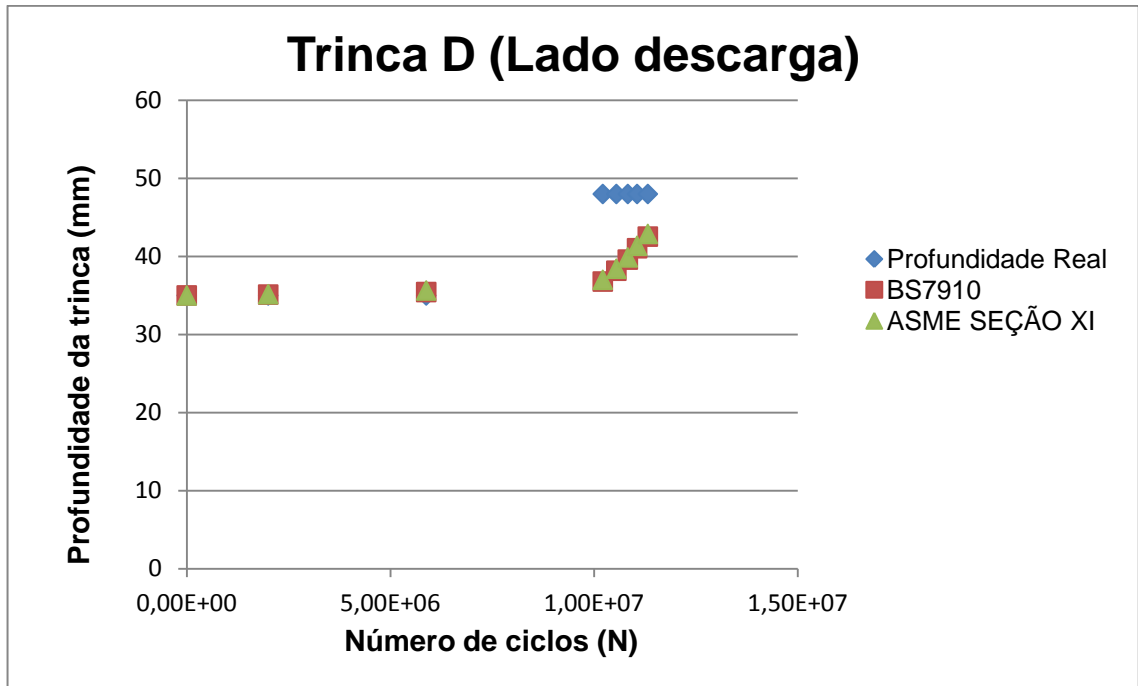


Figura 52 – Correlação entre a profundidade real da “trinca D” com os valores obtidos pelos cálculos conforme BS7910 ⁽⁴⁾ e ASME Seção XI ⁽⁵⁾

5.5 Furo de parada de trinca

Neste estudo de caso, em razão do munhão ser em ferro fundido, reparos por solda foram descartados, pela própria característica de baixa soldabilidade do material, exigindo processos de solda sofisticados e sem a garantia de vida útil remanescente da peça.

Uma alternativa para diminuir a taxa de propagação de trincas foi utilizar o método do furo de parada, conforme as referências ^(41,42 e 43). Esta solução para o munhão do moinho em questão foi implementada conforme mostrado na Figura 53. As profundidades dos furos seguiram valores correspondentes às profundidades das trincas. Não foi necessária a execução de furos passantes.

O resultado obtido indicou que a técnica foi eficaz, pois freou o crescimento das trincas até a troca do munhão por uma peça nova. A implementação dos furos de parada de trincas parou o crescimento das trincas discutido nos itens 5.4.1 a 5.4.8 por aproximadamente dois meses até a troca do munhão.

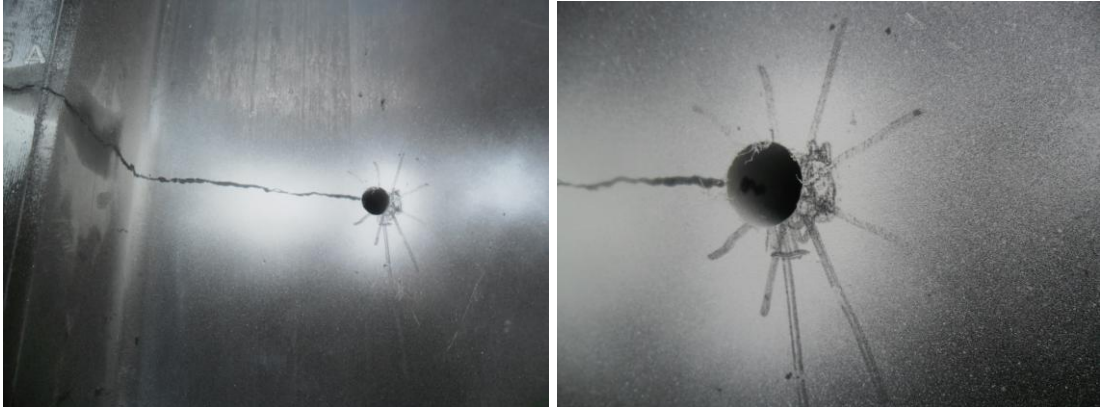


Figura 53 – Furos de parada de trinca

6 CONCLUSÃO

Com base na avaliação da criticalidade de trincas em moinhos de bolas, conclui-se que:

A análise dos modos e efeitos de falhas (FMEA) indicou que as principais causas de falhas em munhões de moinhos são respectivamente falha na lógica do sistema de controle, carga congelada e de lubrificação do mancal.

A partir da análise das micrografias, observou-se que não houve mudança de fase na microestrutura do ferro fundido nodular, pois as regiões com queima e sem queima apresentaram microestruturas similares.

Notou-se uma variação nos valores de dureza encontrados, no entanto, estes valores indicaram maior relação com o método de fabricação e com a espessura da seção transversal dos pontos onde as durezas foram coletadas, do que propriamente alguma influência do contato entre munhão e bucha.

Realizaram-se simulações de tensões térmicas na superfície do munhão, sem considerar o carregamento normal do moinho e chegou-se a tensões térmicas respectivamente 5,4, 6,6, e 8,4 vezes maiores que a tensão máxima atuante na superfície do moente do munhão, para as temperaturas máximas de 100 °C, 125 °C e 150°C.

A diminuição das propriedades mecânicas com o aumento da temperatura, a combinação dos esforços normais do moinho com os esforços térmicos foram suficientes para nucleação das trincas, estimando-se a temperatura de contato munhão bucha na faixa de 100 °C a 150 °C.

No período analisado, a trinca “A”, mais crítica, apresentou um crescimento real de até 52 mm de profundidade. Pela norma BS7910 ⁽⁴⁾ a profundidade foi de 55,46 mm e pela norma ASME Seção XI Apêndice A ⁽⁵⁾ a profundidade foi de 71,88 mm. Foram calculadas as profundidades críticas para a trinca “A” de acordo com as duas normas e usando o K_{IC} do ferro fundido nodular GGG-50 ou grau 500/7 de $20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, obteve-se 162 mm para a BS7910 ⁽⁴⁾ e 116 mm para a profundidade para a ASME Seção XI Apêndice A ⁽⁵⁾. Pelos critérios de aceitação das duas normas, o último tamanho de defeito analisado é aceitável pela BS7910 ⁽⁴⁾ e é reprovado na condição normal da ASME Seção XI Apêndice A ⁽⁵⁾, porém é aceitável na condição de emergência.

As trincas “C” e “D” apresentaram a mesma tendência da trinca “A”, sendo que na trinca “D”, a tensão remota considerada foi de 26,1 MPa, pelas duas normas e o tamanho de defeito teórico encontrado foi menor do que o prático. Na trinca “C”, cuja tensão remota é a maior de todas e corresponde a 40,8 MPa, a discrepância entre as profundidades de trinca teóricas com as práticas foi relativamente alta.

A partir do banco de dados coletado no campo foi possível correlacionar a propagação de trinca ocorrida na prática com duas normas utilizadas para avaliação de defeitos. A referência ASME Seção XI Apêndice A ⁽⁵⁾ mostrou-se mais conservadora do que a referência BS7910 ⁽⁴⁾.

O método de furo de parada de trinca mostrou-se eficaz em retardar a propagação da trinca

Existiu uma aderência do modelo teórico com a evolução real da profundidade da trinca.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Após a realização desse trabalho novos tópicos podem ser sugeridos para trabalhos futuros tais como:

- Uso de técnicas de confiabilidade estrutural aliada à mecânica da fratura para avaliação de defeitos em componentes de moinhos;
- Realizar um estudo comparativo entre os materiais de munhões, aço e ferro fundido, quanto à suscetibilidade ao entalhe ou propagação de trinca;
- Avaliar a possibilidade de utilização de ferro fundido nodular austemperado em munhões de moinhos;

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 IBRAM, Instituto Brasileiro de Mineração, “**Informações e Análises da Economia Mineral Brasileira**”, 7ª Edição, 2012.
- 2 IBRAM, Instituto Brasileiro de Mineração, “**Produção Mineral Brasileira em US\$ Bilhões**”, <http://www.ibram.org.br/>. Acesso em 12 de abril de 2014
- 3 BERALDO, J. L., “**Moagem de Minérios em Moinhos Tubulares**”, São Paulo: Pró-Minério/Edgard Blücher, 1987, p. 1-2.
- 4 BS7910. “**Guide to Methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**”, British Standards Institution, 2005.
- 5 ASME, BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE, SECTION XI, “**Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components**”, Appendix A, 2010.
- 6 METSO, **Manual de Britagem**, 2005.
- 7 CALLISTER, W. D. J.; RETHWISCH, D. G., “**Material Science and Engineering, An Introduction – 8th Edition**”, John Wiley & Sons, 2010.
- 8 CHIAVERINI, V., “**Aços e Ferros Fundidos**”, 7ª Edição, 1996.
- 9 SILVA, A. L. V. da C.; MEI, P. R., “**Aços e ligas especiais**”, 2ª Edição, Editora Blucher, 2008.
- 10 SHACKELFORD, J. F., “**Introdução à ciência dos materiais para engenheiros**”, tradução técnica Daniel Vieira: revisão técnica Nilson C. Cruz, 6ª Edição, São Paulo, Pearson Prentice Hall, 2008
- 11 ASM METALS HANDBOOK, “**Casting**”, 9th Edition, Volume 15, 1998
- 12 ASM METALS HANDBOOK, “**Fatigue and fracture**”, 1st Edition, Volume 19, 1997
- 13 ASM METALS HANDBOOK, “**Properties and selection: Iron, Steels and High Performance Alloys**, 10th Edition, VOLUME 1, 1994.
- 14 PAN, E. N. et al., **High temperatura termal fatigue property of thin-section ductile cast iron**”, American Foundry Society, Schaumburg, IL, 2010.
- 15 LARKER, R. “**Solution strengthened ferritic ductile iron ISO 1083/JS/500/10 provides superior consistent properties in hydraulic rotators**”, 2008 Keith Millis Symposium on Ductile Cast Iron, American, Las Vegas, 2008.
- 16 UNKIC, F., et. al., “**The influence of elevated temperatures on microstructure of cast irons for automotive engine thermo-mechanical loaded parts**”, RMZ – Materials and Geoenvironment, Vol. 56, N° 1, pp. 9-23, 2009.
- 17 NIEMANN, G., “**Elementos de Máquinas**”, Blucher, 1971.
- 18 BUDYNAS, R. G.; NISBETT, J.K., “**Elementos de Máquinas de Shigley**”, tradução técnica João Batista de Aguiar, José Manoel de Aguiar – 8. Ed. – Porto Alegre, 2011.
- 19 Collins, J. A., “**Projeto Mecânico de Elementos de Máquinas: uma Perspectiva de Prevenção da Falha**” tradução Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco...[et al.] – Rio de Janeiro, LTC, 2006.
- 20 Melconian, S., “**Elementos de Máquinas**”, 9ª Ed. Revisada, São Paulo, Érica, 2008.
- 21 Norton, R. L., “**Projeto de Máquinas: uma abordagem integrada**”, tradução Konstantinos Dimitriou Stavropoulos...[et al], 4 ed., Bookman, Porto Alegre, 2013.

- 22 ASM METALS HANDBOOK, "**Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials**", 10th Edition, Volume 2, 1990
- 23 MEIMARIS, C.; LAI, W. K. K., "**Fatigue design of mills**", Minerals Engineering 30, 2012, p. 52-61.
- 24 BS7608. "**Code of Practice for Fatigue Design and Assessment of Steel Structures**", British Standards Institution, 1993.
- 25 SVALBOLNAS, V.; BERNEY-FIKLIN, J. "**History of weld design for grinding mills**", Proceedings International Autogenous and Semi-autogenous Grinding Technology 2006, vol. II, p. 38-57.
- 26 BOUGHEY, A., SVALBONAS, V., "**Supply, installation & Comissioning of the World Largest Grinding Mill**", Proceeding of SME, Denver, Colorado, 2000.
- 27 Hertzberg, R. W., "**Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**", 4th Edition, John Wiley & Sons, 1996.
- 28 KEREZSI, B. B.; Price, W. H., "**Using the ASME and BSI codes to predict crack growth due to repeated thermal shock**", International Journal of Pressure Vessels and Piping 79, 2002, p. 361-371.
- 29 API-579. "**Recommended practice for fitness for service**", American Petroleum Institute, 1999.
- 30 RAMOS, K. A. M., "**Estudo comparativo entre os resultados obtidos pelos documentos API-579 e BS7910 na avaliação de trincas em vasos de pressão**", 2009. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.
- 31 ANDERSON, T. L. "**Fracture mechanics: fundamentals and applications**". 2nd Edition, CRC Press, 1995.
- 32 PEREZ, N., "**Fracture Mechanics**", Kluwer academic publishers, Boston, 2004
- 33 STEPHENS, R., Fatemi, A., Stephens, R. and Fuchs, H. O., "**Metal Fatigue in Engineering – 2nd Edition**", John Wiley & Sons, 2001.
- 34 MEYERS, Marc; Chawla, Krishan, "**Mechanical Behavior of Materials – 2nd Edition**", Cambridge University Press, 2009
- 35 IACOVIELLO, F.; DI COCCO, V.; CAVALLINI, M., "**Ductile cast Irons: microstructure influence on fatigue crack propagation resistance**", Frattura ed Integrità Strutturale 13, 2010.
- 36 OLSON, A., "**Fatigue Strength of Truck Components in Cast Iron**", Master Thesis, Chalmers University of Technology, 2011.
- 37 SHATIL, G., "**Application of Subsurface Stress/Strain Fatigue Life Approach to Contact Components under Cyclic Bending Loads**", Proceedings of Crack Paths (CP 2009).
- 38 M. Maj, "**New criterion of material resistance for brittle fracture**", Foundry Engineering, vol. 10, p. 319-324, 2010.
- 39 RICHARD, H. A. et al. "**Fatigue crack growth in components and structures**". 18th European Conference on Fracture, 2010.
- 40 BIELL, A. J., LAWRENCE, F.V., "**The effect of casting porosity on the fatigue life of lost foam cast iron and aluminium-silicon 319**", Materials Engineering – Mechanical Behaviour, College of Engineering, University of Illinois, Report 150, 1989.
- 41 WU, H., et al., "**On the Modeling of the Stop-hole Crack Repair Method**", 64th ABM Annual Congress, 2009, Belo Horizonte.

- 42 SONG, P.S.; SHIEH, Y.L., “**Stop drilling procedure for fatigue life improvement**”, Int. J. Fatigue v.26 (12), p.1333-1339, 2004.
- 43 MAKABE, C. et al., “**Crack-growth arrest by redirecting crack growth by drilling stop holes and inserting pins into them**”, Engineering Failure Analysis 16 (2009), p. 475-483
- 44 SANDOR, B., et al, “**Mechanical of Solids – Mechanical Engineering Handbook**”, Frank Kreith, 1999.
- 45 Ribeiro, M. A., “**Instrumentação**”, 9ª Edição, 2002
- 46 SANCHEZ, I. C., et. Al, “**Moagem & Moinhos**”, Editora Votorantim, São Paulo, 1989.
- 47 Ministério do Trabalho e Emprego, Norma regulamentadora NR-12, “**Segurança no trabalho em máquinas e equipamentos**”, Portaria SIT nº 197, 2010.
- 48 DOE FUNDAMENTAL HANDBOOK, “**Instrumentation and control**”, Volume 1, 1992.
- 49 MODARRES, M. “**What Every Engineer Should Know about Reliability and Risk Analysis**”, Marcel Dekker, New York, EUA, 1993.
- 50 AYYUB, B.A. “**Risk Analysis for Engineers and Economics**”, Chapman&Hall/CRC, EUA, 2001.
- 51 KUMAMOTO, H.; Henley, E. J. “**Probabilistic Risk Assessment and Management for Engineers and Scientists**”, IEEE Press, 1999.
- 52 DIN1693. “**Cast iron with nodular graphite unalloyed and low alloy grades**”, Deutsche Normen, 1973.
- 53 CSN EN 1563. “**Founding – Spheroidal graphite cast irons**”, ASTM Standards, 2014.
- 54 ASTM B-22. “**Standard specification for bronze castings for bridges and turntables**”, European Standards, 2011.
- 55 ASME, BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE, SECTION VIII, “**Rules for construction of pressure vessels, Division 1**”, 2010.
- 56 ASTM E7-03, “**Standard terminology relating to metallography**”, ASTM Standards, 2009.
- 57 ASTM E110-82, “**Standard test method for indentation hardness of metallic materials by portable hardness testers**”, ASTM Standards, 1997.
- 58 BEER, H. D., et. al., “**New locked charge protection system prevents damage to 14 MW geared mill**” 5th International conference on autogenous and semiautogenous grinding technology, Vancouver, 2011.
- 59 OTT, S., M.; “**Efeito do molibdênio no comportamento em fadiga térmica de ferros fundidos vermiculares**”. 1999. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.
- 60 BORTOLETTO, E.; Lagatta, C.; F., Souza, R, M.; “**Simulação e análise de tensões residuais em cilindros**”. XII Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica, Ilha Solteira, 2005.
- 61 ECHEVERRI, E., A., A.; “**Análise numérica e experimental das tensões residuais geradas durante o processo de têmpera de cilindros de aço AISI 1045, 4140 e 4340**”. 2012. Dissertação (Mestrado) – Universidade de São Paulo, São Paulo.