



21-25
AGOSTO DE 2016
FORTALEZA - CEARÁ

ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE UM FORNO DE REAQUECIMENTO DE BLOCOS

Jéferson Silveira Martins, jeferson.martins@magnor.com.br¹
Luiz Brandão, luiz.brandão@magnor.com.br¹
Cassio Silveira Martins, cassio.silveira.martins@gmail.com¹
Rogério Felismino de Oliveira, rogerio_foliveira@hotmail.com¹

¹Magnor Consulting, Rua Bernardo Guimarães, 911/702, Funcionários, Belo Horizonte, Minas Gerais

Resumo: *Esse trabalho irá apresentar a análise de integridade estrutural que foi desenvolvida pela MAGNOR Consulting para um forno de reaquecimento de blocos de um de seus clientes que estava com problemas de trincas. Para cumprir esse objetivo foram criados modelos computacionais representando as condições mais críticas de operação e balanceados com os dados e medições colhidas em campo numa visita técnica. Com os modelos balanceados, foram calculadas as tensões para todas condições operacionais e em paralelo foram feitas verificações analíticas de tensões e mecânica da fratura, e a partir disso foi feita a verificação de integridade estrutural. Foi concluído que o equipamento tinha problemas estruturais e precisava de reforço.*

Palavras-chave: *forno de reaquecimento de blocos, análise térmica, análise de fadiga, análise de integridade estrutural*

1. INTRODUÇÃO

O forno de reaquecimento de blocos tem como finalidade reaquecer blocos para laminação. O forno analisado nesse trabalho foi instalado 22 anos após sua fabricação, ele é constituído por estrutura do tipo “walking beams” que transporta blocos ao longo do forno. As estruturas de apoio dos blocos são denominadas “skids” e são compostas por tubos em aço carbono e por almofadas em ligas de níquel, cromo e cobalto, que possuem propriedades térmicas diferentes.

Esse equipamento estava há aproximadamente 16 meses em operação e nesse período já foram registrados em seu histórico de falhas dois problemas crônicos: trincas nos tubos estruturais, com vazamento de água de refrigeração e atravessamento de blocos durante a translação. Esses dois problemas, provocaram paradas não programadas na operação do forno, trazendo grandes perdas de produção.

Esse estudo visa levantar as causas do problema das trincas nos tubos estruturais.

2. METODOLOGIA

A metodologia adotada para esse trabalho inclui primeiramente, o levantamento de dados e informações operacionais do forno e acompanhamento em campo da recuperação paliativa das falhas. Com os dados colhidos e as falhas existentes recuperadas, a Magnor conduziu uma análise química e metalográfica dos materiais do skid e depois criou os modelos computacionais e definiu os casos de carregamento. Feito isso, foi calculada a distribuição de temperatura nos “skids” e a partir disso foi feita a análise estrutural por meio de elementos finitos e verificação analítica das tensões térmicas e mecânicas, análise elastoplástica, análise da mecânica da fratura e análise metalúrgica das soldas.

3. MODELAMENTO COMPUTACIONAL

Foram desenvolvidos modelos computacionais em elementos finitos para as três regiões distintas do forno, região de pré-aquecimento, região de aquecimento e região de encharque.

Estas três regiões do forno possuem distribuição de temperaturas diferentes e são compostas por almofadas cuja composição química e propriedades térmicas e mecânicas também são diferentes. A Figura 1 apresenta um dos modelos computacionais feitos para esse trabalho.

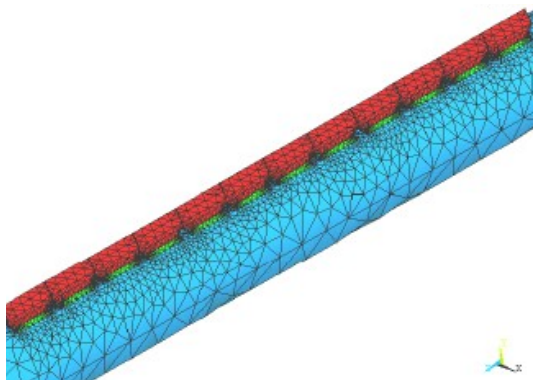


Figura 1. Modelo computacional do forno. Elementos tetraédricos, de casca e sólidos.

4. CASOS DE CARREGAMENTO

Para a análise dos modelos térmicos, foram aplicados coeficientes de convecção interno e externo aos skids, sendo que estes coeficientes são específicos para cada região do forno.

Para análise dos modelos estruturais, foram utilizados os seguintes casos de carregamento:

- ✓ Caso 1: Peso Próprio + Pressão Interna da Tubulação;
- ✓ Caso 2: Distribuição de temperatura, tensões térmicas;
- ✓ Caso 3: Carga operacional com bloco de 2400x2000mm;
- ✓ Caso 4: Carga operacional com bloco de 3500x2600mm;
- ✓ Caso 5: Carga operacional com bloco de 5400x4700mm;
- ✓ Caso 6: Carga operacional com bloco de 6300x4400mm;
- ✓ Caso 7: Carga operacional com bloco de 7200x6000mm;
- ✓ Caso 8: Carga operacional com bloco de 7120x5400mm;
- ✓ Caso 9: verificação à interferência devido à dilatação térmica, apenas para a região de aquecimento;

5. ANÁLISE TÉRMICA

A análise térmica foi desenvolvida analiticamente e via elementos finitos para as três regiões distintas do forno, sendo obtidas as distribuições de temperatura entre o topo da almofada e a região interna do tubo conforme a Tab. 1.

Tabela 1. Distribuição de temperatura ao longo da seção do skid.

Região do skid	Zona de pré-aquecimento	Zona de aquecimento	Zona de encharque
	Temperatura °C		
Topo da almofada	366	818	578
Região média da almofada	235	506	361
Interface tubo-almofada	104	194	144
Região média do tubo	85	144	111
Região interna do tubo	67	93	79

5.1. Distribuição de Temperatura – Elementos Finitos

A distribuição de temperatura também foi calculada por meio do método elementos finitos para as três regiões do forno. Foram feitas considerações de convecção na superfície interna e externa do tubo além da condução ao longo da espessura da almofada, essas considerações foram baseadas nos cálculos feitos pela Magnor com base nos procedimentos definidos por Incropera (1994). Todos os valores de coeficientes de condução e convecção, de expansão térmica e módulos de elasticidade foram considerados variando com a temperatura.

As temperaturas mais elevadas foram encontradas na zona de aquecimento atingindo valores da ordem de 818,6°C no topo da almofada. No tubo, o valor máximo encontrado ocorreu, também, na zona de aquecimento atingindo um valor médio de 194°C com picos de 213°C na região de contato com a solda de fixação da almofada. Para o tubo, as temperaturas encontradas estão abaixo dos limites estabelecidos pela ASME Sect. II parte D (cerca de 371°C). As Figuras 2 e 3 ilustram o exposto acima.

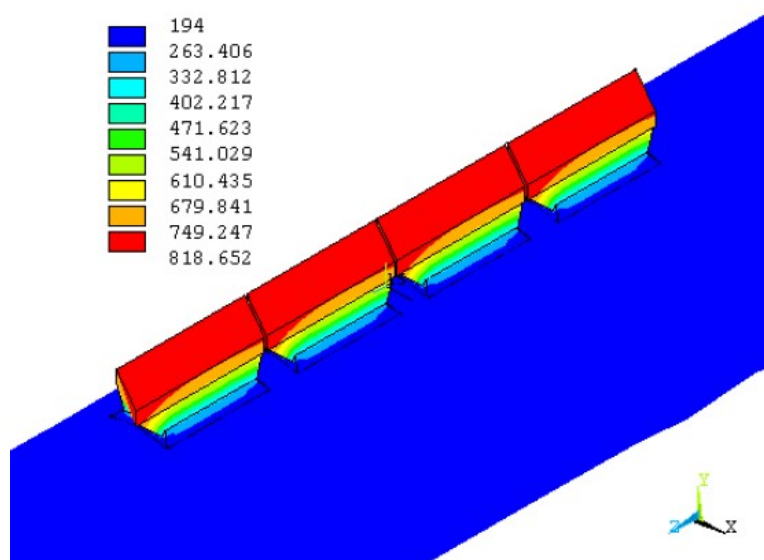


Figura 2. Distribuição de temperatura na zona de aquecimento – Topo da almofada [°C].

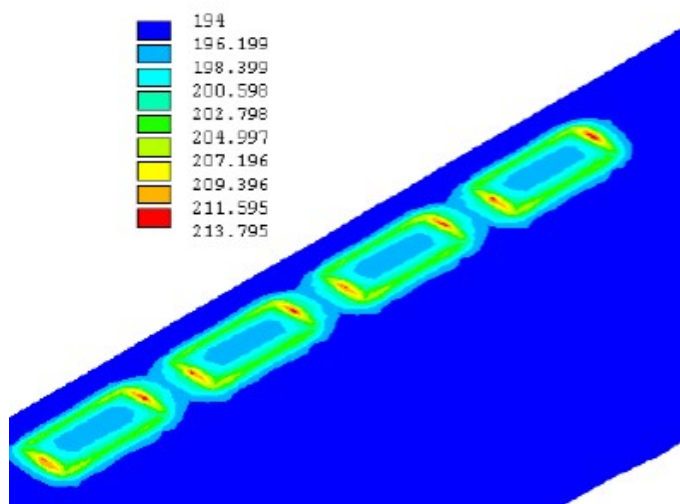


Figura 3. Distribuição de temperatura na zona de aquecimento – Região da solda [°C].

6. CRITÉRIO DE TENSÕES

Os modelos de Elementos Finitos simulados por elementos de casca e também por elementos sólidos são avaliados segundo os critérios da norma ASME Sec. VIII Div. 2. As tensões são verificadas quanto à categoria e classificação:

- ✓ Categoria das Tensões Primárias: Pm - Geral de membrana: Tensão média na seção sólida fora de pontos de descontinuidades e concentradores de tensões; Pl - Local de Membrana: Tensão média na seção sólida considerando descontinuidades, mas fora de concentradores de tensões; Pb - Flexão: Componente da tensão primária proporcional à distância do centroide da seção sólida. Excluindo descontinuidades e concentradores de tensões.
- ✓ Categoria das Tensões Secundárias: Q - Secundária de Membrana mais Flexão: Tensão necessária para satisfazer a continuidade da estrutura. Ocorre em descontinuidades excluindo concentradores de tensões. Utilizado também para verificação de tensões resultantes de gradientes térmicos; F - Pico: Incremento às tensões primárias ou secundárias causado por um concentrador de tensão;

O limite de tensão admissível segundo o ASME é S_m , tabelado para diversos materiais. A seguir tem-se a tabela com as tensões admissíveis dos aços considerados nesta análise.

A tensão admissível para o material é obtida multiplicando-se o valor de S_m pela eficiência de solda, $E=0,85$. Para verificação das tensões resultantes de gradientes térmicos, é utilizado o valor de S_m médio entre os valores à temperatura mínima e máxima. A Tabela 2 apresentada a seguir indica os valores admissíveis do tubo para cada um dos casos de tensão descritos acima.

Tabela 2. Tensões admissíveis considerando a variação de temperatura (°C) para o material do tubo Din ST 52.

Classificação	Expressão	Temperatura (°C)					
		94	149	205	316	344	400
		Tensão (MPa)					
Pm	Sm	146,5	146,5	144,8	144,8	144,2	142,4
P1 ou P1+Pb	1,5.Sm	219,8	218,8	217,1	217,1	216,3	213,6
Q	3.Sm	439,5	439,5	434,3	434,3	432,5	427,2

Para o material da solda e almofada, verificou-se que as tensões Sm não variam com a temperatura, tendo seu valor constante nas tabelas segundo Norma ASME. Os valores admissíveis para cada caso de tensão estão apresentados na tabela 3 e tabela 4.

Tabela 3. Tensões admissíveis para o material da solda, AWS NiCrFe3.

Classificação	Expressão	Tensão (MPa)
Pm	Sm	116,0
P1 ou P1+Pb	1,5Sm	174,1
Q	3.Sm	348,1

Tabela 4. Tensões admissíveis para o material das almofadas, N°8800.

Classificação	Expressão	Tensão (MPa)
Pm	Sm	117,2
P1 ou P1+Pb	1,5Sm	175,8
Q	3.Sm	351,6

7. ANÁLISE DAS TENSÕES

As análises de tensões foram desenvolvidas com base nos resultados apresentados por modelos de elementos finitos. Nestes foram considerados todos os casos de carregamentos mecânicos e térmicos, como também as devidas condições de contorno de modo que estes representem com precisão o comportamento físico dos “skids”.

As três regiões do forno foram analisadas separadamente, cada qual com sua geometria e propriedades específicas de acordo com o projeto original.

7.1. Região de Pré-aquecimento

7.1.1. Caso de Carregamento 1: Peso próprio + Pressão interna

Para o caso 1, as tensões obtidas atingiram valores máximos de 151,7 MPa na solda transversal do tubo, como pode ser visto na figura a seguir. Estes valores estão dentro dos limites estabelecidos por norma que são próximos de 174,1 MPa, tanto para a solda quanto para a almofada. Na Figura 4 vê-se que a maior parte da almofada se encontra com tensões menores.

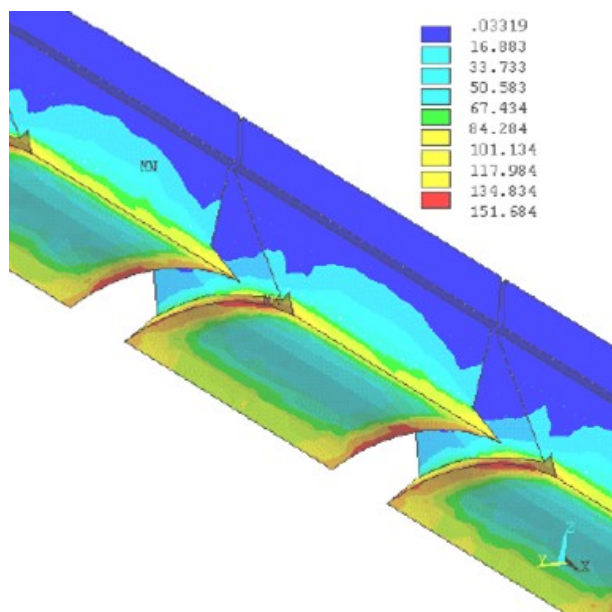


Figura 4. Distribuição de tensões nas almofadas e soldas. [MPa]

Para o tubo foram encontradas tensões de membrana na ordem de 28 MPa na região em que este faz contato com a solda de ligação das almofadas e para tensões de membrana + flexão encontrou-se valores máximos próximos de 42MPa na região das soldas transversais e longitudinais. Tantos os valores de tensão de membrana quanto membrana + flexão estão abaixo dos limites estabelecidos por norma e podem ser vistos na Figura 5.

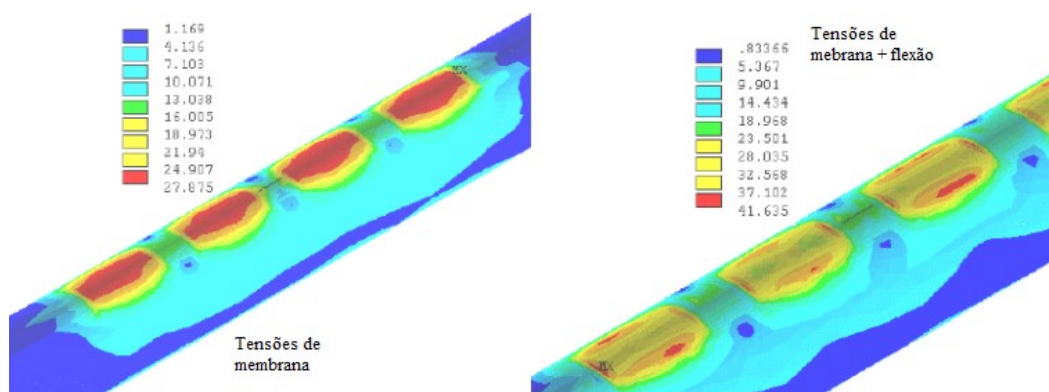


Figura 5. Distribuição de tensões na região superior do tubo [MPa].

7.1.2. Caso de Carregamento 2: Carregamento Térmico

Para o caso 2, onde se considerou a aplicação de temperatura no modelo, observou-se que, na região da solda transversal do tubo as tensões obtidas para a almofada-solda atingiram valores máximos de 1500 MPa. Estes valores estão fora dos limites estabelecidos por norma, que são próximos de 350 MPa, tanto para a solda quanto para a almofada. Na Figura 6, pode-se ver que a maior parte da almofada se encontra com tensões abaixo de 500 MPa.

Para o tubo o valor máximo de tensão de membrana + flexão atingiu 285 MPa na região de fixação da almofada, estando abaixo do limite de 439,5 MPa. Na figura a seguir é mostrada a distribuição de tensões para esse carregamento. Os resultados de tensões máximas em cada caso estão resumidos na Tabela 5.

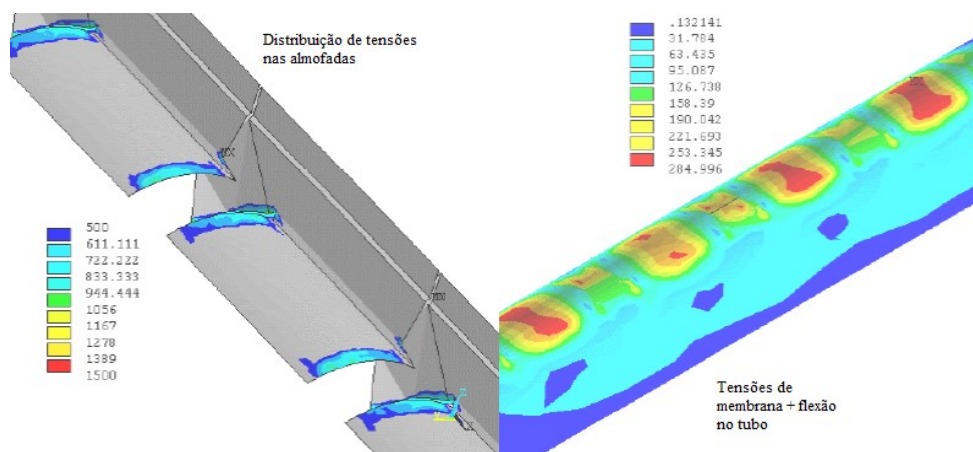


Figura 6. Distribuição de tensões para o caso de carregamento 2 [MPa]

Tabela 5. Tensões máximas na região de pré-aquecimento.

Casos de carregamento		Tubo		Solda e Sapata
		Tensões (MPa)		Tensões (MPa)
Casos	Especificação	Membrana	Membrana + Flexão	Membrana
01	Peso próprio e pressão interna no tubo	27,8	41,6	151,6
02	Carregamento térmico	-	285	1500
03	Carga operacional com bloco de 2400x2000mm	38,2	55,7	197,6
04	Carga operacional com bloco de 3500x2600mm	45,1	69,0	212,6
05	Carga operacional com bloco de 5400x4700mm	64,5	101,2	254,2
06	Carga operacional com bloco de 7200x6000mm	110,5	170,2	341,0
07	Carga operacional com bloco de 7210x5400mm	118,3	182,0	355,6
08	Carga operacional com bloco de 6300x4400mm	73,0	115,2	271,7
09	Verificação da dilatação térmica	-	-	-

7.2. Região De Aquecimento

Os resultados de tensões máximas em cada caso estão resumidos na Tabela 6.

Tabela 6. Tensões máximas na região de aquecimento

Casos de carregamento		Tubo		Solda e Sapata
		Tensões (MPa)		Tensões (MPa)
Casos	Especificação	Membrana	Membrana + Flexão	Membrana
01	Peso próprio e pressão interna no tubo	5,9	8,6	9,1
02	Carregamento térmico	195,1	508,9	1474
03	Carga operacional com bloco de 2400x2000mm	9,6	16,2	24,0
04	Carga operacional com bloco de 3500x2600mm	13,9	22,6	31,6
05	Carga operacional com bloco de 5400x4700mm	23,1	35,9	48,1
06	Carga operacional com bloco de 7200x6000mm	27,2	42,3	56,7
07	Carga operacional com bloco de 7210x5400mm	43,5	65,8	79,8
08	Carga operacional com bloco de 6300x4400mm	46,9	71,0	86,1
09	Verificação da dilatação térmica	640	813	-

7.3. Região De Encharque

Os resultados de tensões máximas em cada caso estão resumidos na Tabela 7.

Tabela 7. Tensões na região de aquecimento

Casos de carregamento		Tubo		Solda e Sapata
		Tensões (MPa)		Tensões (MPa)
Casos	Especificação	Membrana	Membrana + Flexão	Membrana
01	Peso próprio e pressão interna no tubo	11,5	14,8	29,66
02	Carregamento térmico	175,0	414,0	3453
03	Carga operacional com bloco de 2400x2000mm	20,9	31,0	69,7

04	Carga operacional com bloco de 3500x2600mm	27,7	41,0	99,9
05	Carga operacional com bloco de 5400x4700mm	40,8	59,0	134,14
06	Carga operacional com bloco de 7200x6000mm	63,9	90,0	202,84
07	Carga operacional com bloco de 7210x5400mm	68,9	97,0	218,84
08	Carga operacional com bloco de 6300x4400mm	48,0	70,0	157,98
09	Verificação da dilatação térmica	-	-	-

8. VERIFICAÇÃO ANALÍTICA DE TENSÕES

As tensões térmicas e mecânicas também foram verificadas analiticamente. Neste estudo foram considerados todos os casos de carregamento utilizados na verificação em elementos finitos, e cada efeito do carregamento foram analisados separadamente e, posteriormente sobrepostos. A Tabela 8 apresenta o resultado dos carregamentos mecânicos impostos pela operação dos blocos. Nesta análise observa-se que o carregamento mais crítico é do bloco 7120 x 5400mm que pesa em torno de 15t, atingindo tensões de 169,2, 114,3 e 125,9 MPa respectivamente para as regiões de pré-aquecimento, aquecimento e encharque. Observa-se que a região mais crítica é a zona de pré-aquecimento, na qual as tensões atingem valor máximo de 169,2 MPa. Todas as tensões estão dentro do limite admissível para o material do tubo que é de 219,8 MPa à temperatura de 100°C.

Tabela 8. Tensões mecânicas – verificação analítica.

Tipo de Bloco	Zona de Pré-aquecimento [MPa]	Zona de Aquecimento [MPa]	Zona de Encharque [MPa]
2400x2000	34,2	22,3	24,6
3500x2600	55,8	39,8	43,9
5400x4700	103,9	52,9	70,1
6300x4400	91,7	62,3	68,7
7200x6000	155,8	105,9	116,7
7120x5400	168,1	114,3	125,9

A Tabela 9 apresenta o sumário das análises de tensões térmicas no tubo para as três regiões do forno, nesta pode-se observar que a zona de aquecimento é a região mais crítica do forno, mesmo as almofadas tendo o coeficiente de dilatação térmica menor do que as demais regiões. Comparando-se os valores obtidos com o limite estabelecido pela ASME, as tensões da região de aquecimento ultrapassam o limite que é de 439 MPa, as demais regiões atendem aos critérios.

As tensões térmicas foram calculadas de acordo com a equação (1) proposta por Timoshenko na norma ASME Section III Div. 1:

$$S_{th} := \frac{a_t \cdot E_t \cdot \Delta T_t \cdot -1}{2 \cdot (1 - \nu)} \quad (1)$$

Onde,

ν é o coeficiente de Poisson

a_t é o coeficiente de dilatação térmica

E_t é o módulo de elasticidade a 85°C

ΔT_t é o gradiente térmico do tubo

Tabela 9. Tensões térmicas no tubo.

	Zona de pré-aquecimento [MPa]	Zona de aquecimento [MPa]	Zona de encharque [MPa]
Gradiente térmico no tubo	66,1	183,1	113,3
Gradiente térmico na almofada	88,8	34,8	28,1
Diferença de dilatação térmica	171,3	240,2	219,9
Total	326,2	458,1	361,3

9. ANÁLISE ELASTOPLÁSTICA

Segundo a ASME Séc. VIII Div. 2 a análise é realizada em bases elásticas enquanto as tensões decorrentes de carregamentos primários mais secundários são inferiores ao limite 3.Sm (shakedown). Para valores de tensões

superiores a 3.Sm, a condição elástica não é mais atendida uma vez que é esperada plastificação maciça da secção com distorção e possibilidade de colapso incremental (ratchetting).

A análise demonstra que, para os casos de carregamento térmico, as tensões obtidas ultrapassam o limite 3.Sm no material da solda e em pequenas porções da almofada adjacentes a solda. Neste âmbito, foi realizada uma análise plástica por elementos finitos apenas para região de aquecimento, sendo esta a única região em que o limite 3Sm é também ultrapassado para o tubo.

A análise realizada considera a plastificação dos materiais da almofada, tubo e solda para valores de tensões superiores ao escoamento. Não foram considerados efeitos de encruamento decorrentes da deformação plástica.

Na Figura 7 a seguir observa-se o perfil de tensões obtidas na análise elastoplástica e na Fig. 8 apresenta qualitativamente o nível de deformação plástica alcançada nos componentes. Verifica-se que toda a seção da solda transversal se deforma plasticamente, acompanhada de uma pequena região adjacente na base da almofada. O tubo sofre plastificação em porções na região da solda transversal e logo abaixo da almofada.

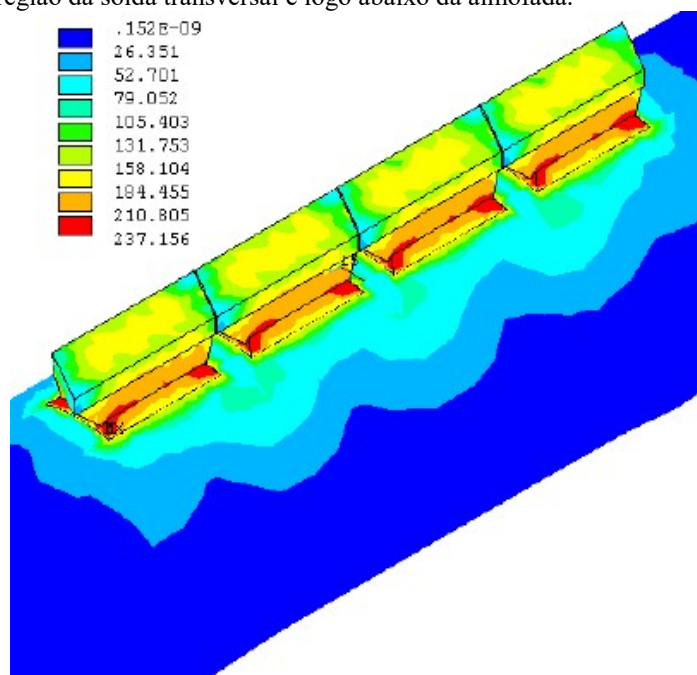


Figura 7. Tensões obtidas na análise elastoplástica [MPa].

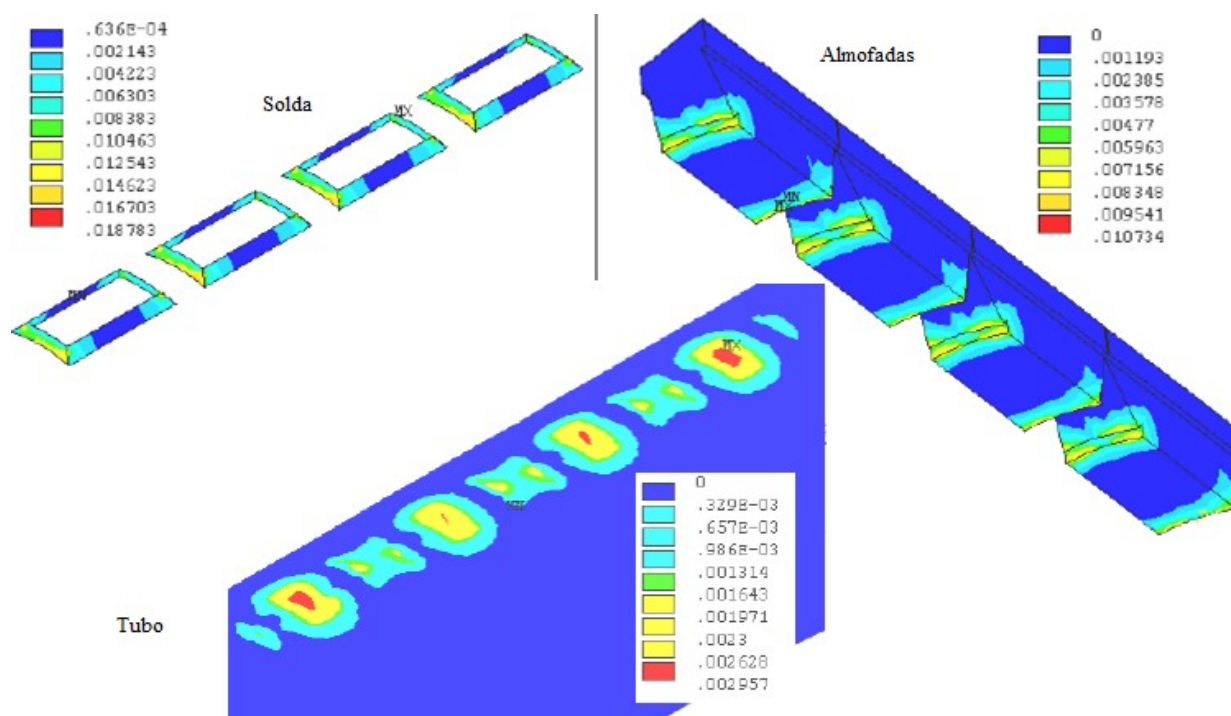


Figura 8. Deformações obtidas na análise elastoplástica [mm/mm].

10. METALURGIA DA SOLDAGEM

Para se entender as formas de falhas que podem ocorrer em estruturas submetidas a carregamentos cíclicos primários e secundários, levando em consideração a composição química dos materiais envolvidos e seus comportamentos na metalurgia da soldagem a Magnor elaborou essa análise da metalurgia da soldagem.

Para um carregamento do tipo primário (P) + secundário (Q) cíclico ou “flutuante”, o código ASME VIII-2 requer o atendimento da desigualdade $P+Q \leq 2\sigma_y$, onde σ_y é o limite de escoamento, de forma a garantir-se a permanência da estrutura ou do componente no regime elástico, neste caso diz-se que a condição de “shakedown” é atendida. Se $P+Q > 2\sigma_y$, duas poderão ser as consequências: imposição de um regime de deformações plásticas sucessivas podendo acarretar perdas de funcionalidade por distorção severa ou mesmo por rupturas, e o colapso incremental ou “ratchetting”, porém, este só ocorre quando se tem um carregamento térmico cíclico. Para esse caso, o diagrama de Bree ilustraria bem as possibilidades de falhas para esse caso.

Sabemos que o limite de escoamento, σ_y , é função inversamente proporcional à temperatura, onde o limite de escoamento decresce com o aumento de temperatura. Portanto, quanto maiores forem as temperaturas impostas pelo serviço ao componente, mais difícil deverá ser o atendimento da condição de shakedown para um dado nível de carregamento.

Paralelamente, altas temperaturas juntamente com solicitações mecânicas não-cíclicas, tornam possível o acúmulo de danos, sob a forma de deformações permanentes, e por fim a ruptura por fluência ou “creep” em inglês.

Todos esses “mecanismos” são capazes de promover tanto a nucleação quanto a propagação de trincas. Entretanto, alguns destes mecanismos podem ser excluídos do caso em questão, o colapso incremental ou “ratchetting” e fadiga térmica só ocorrem quando se tem um ciclo térmico, isto não ocorre no forno uma vez que sua temperatura interna é mantida constante. No presente caso, deve-se considerar a presença prévia de defeitos de soldagem nos filetes e interfaces, sob a forma de trincas, nucleadas por ocasião da fabricação / reparo.

Tendo sido este o caso, as trincas apenas teriam propagado em serviço por influência do carregamento cíclico. Foi observado que tanto os tubos como as reduções são refrigerados e isolados termicamente do ambiente do forno. É, então, natural esperar que as superfícies dos mesmos se apresentem frias relativamente às posições não isoladas e não refrigeradas. Nestas condições, e em presença de esforços primários cíclicos, como é o caso, pode sobrevir o trincamento e a fratura por fadiga em alto ciclo. Neste processo, grande parte da vida da estrutura sujeita a este tipo de carregamento é consumida na nucleação da trinca. Consequentemente, a existência prévia de trincas contribuirá para reduzir drasticamente a vida da mesma.

São várias as razões pelas quais se acredita que defeitos de soldagem de fato existiam e cumpriram um importante papel nas falhas:

- ✓ Controle de qualidade de fabricação deficiente, apenas inspeção visual (conforme plano de inspeções e testes enviado pelo cliente);
- ✓ Falhas sucessivas ocorrendo em prazo muito curto em equipamento novo;
- ✓ Constatada (líquido penetrante) durante a recente parada para reparos, a existência de um grande número de fissuras nucleadas no filete e em interfaces, particularmente no cordão transversal;
- ✓ Significativa propensão do consumível empregado em sofrer fissuração a quente no metal de solda;
- ✓ Significativa propensão do aço do tubo em sofrer fissuração a frio no metal de base, na imediata vizinhança da interface com o filete;
- ✓ A constatação de que a ruptura do tubo e da redução se deu da interface do filete – tubo / redução para as paredes do tubo / redução.

Desta forma, poder-se-ia ter tido uma ruptura por fadiga, por imposição de um carregamento cíclico, sendo esta acelerada por trincas nucleadas durante a soldagem.

Pelo diagrama de Schaeffler é possível ver que a soldagem entre metais dissimilares realizada com emprego de eletrodo alto níquel, é imune à fissuração a frio, por não conduzir a formação de martensita no metal de solda, pelo fato de serem extremamente tolerantes à diluição, mas são fortemente propensos a fissuração a quente, uma vez que a microestrutura do metal solidificado deverá ser composta unicamente por austenita.

Por sua vez, a curva de resfriamento contínuo levantada para a solda de aços carbono manganês, mostra a possibilidade da formação de martensita ou de “produtos de baixa temperatura de transformação” no metal de base na imediata vizinhança do metal de solda, tornando-o susceptível a fissuração a frio. Para tanto, basta que durante o resfriamento que decorre da imposição do ciclo térmico de soldagem, entre 800 e 500°C, o intervalo de tempo seja inferior a cerca de 40s ou se verifique taxas de resfriamento iguais ou superiores a 7,5°C/s.

11. MECÂNICA DA FRATURA

A análise de mecânica da fratura tem como objetivo verificar o número de ciclos que determinado material suporta sob carregamento mecânico alternado após o surgimento de uma trinca ou falha inicial. Na análise desenvolvida para os “skids”, foram considerados como tensões alternadas correspondentes à carga operacional dos blocos. Foram também simulados 4 (quatro) comprimentos iniciais de trincas (5, 10, 15 e 20mm) com base na rotina de cálculo determinado por Lee (2005).

Através das memórias de mecânica da fratura em anexo, verificou-se que, em todas as regiões do forno, o número de ciclos admissível é menor do que a quantidade de ciclos ocorrida até o presente momento. Sendo que a região de pré-aquecimento é a região mais crítica, pois, possui menor vida.

Comparando os resultados apresentados com as falhas ocorridas, verificasse que estes encontram-se coerentes, pois, houveram duas falhas operacionais em menos de um ano.

12. CONCLUSÕES

Com base nos resultados apresentados neste trabalho, foi verificado que o gradiente térmico existente entre a parede interna do tubo e a face externa da almofada nas três regiões do forno resulta em tensões térmicas nas soldas de fixação das almofadas maiores do que o limite de escoamento do material, aliado a isto, verificamos que sob a ótica metalúrgica da soldagem, constata-se a possibilidade de ter ocorrido fissurações a quente e/ou a frio que submetidas a um carregamento cíclico com tensões de tração pode resultar na ruptura do material.

O problema encontrado poderia ser resolvido com um desenvolvimento de um estudo para:

- ✓ Modificar a forma de fixação das almofadas;
- ✓ Modificar as propriedades dos materiais das almofadas e da solda, com o objetivo de melhorar a eficiência térmica, soldabilidade entre materiais dissimilares e redução das tensões térmicas nas soldas.

13. REFERÊNCIAS

- INCROPERA F. P., 1994, “Fundamentals of Heat and Mass Transfer”, USA.
LEE, Yung-Li, 2005, Fatigue Testing and Analysis, USA.
American Society of Mechanical Engineers, “Rules for Construction of Pressure Vessels, Div. 2, USA, 2004.
Holman, J.P., 1999, “Transferência de calor”, USA.
American Society of Mechanical Engineers, “Rules for Construction of Pressure Vessels Sec. III, Div. 1, USA, 2001.
American Society of Mechanical Engineers, “Rules for Construction of Pressure Vessels Sec II, USA, 1995.
American Society of Mechanical Engineers, “Rules for Construction of Pressure Vessels Sec VIII, Div. 2, USA, 1988.
American Society of Mechanical Engineers, “Process Piping Guide”, D20-B31.3-G, USA, 2009.

14. RESPONSABILIDADE AUTURAL

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo deste trabalho.

INTEGRITY STRUCTURAL ANALYSIS OF A BLOCK REHEAT FURNACE

Jéferson Silveira Martins, jeferson.martins@magnor.com.br¹

Luiz Brandão, luiz.brandão@magnor.com.br¹

Cassio Silveira Martins, cassio.silveira.martins@gmail.com¹

Rogério Felismino de Oliveira, rogerio_foliveira@hotmail.com¹

¹Magnor Consulting, Rua Bernardo Guimarães, 911/702, Funcionários, Belo Horizonte, Minas Gerais

Abstract. This paper will present the structural integrity analysis that was developed by Magnor Consulting for a block reheating furnace of one of his clients with cracks problems. To accomplish this goal, computer models were created representing the most critical operational conditions and balanced with the data and measurements taken in a technical field visit. With balanced models, the stresses for all operating conditions were taken and in parallel analytical checks of stress and fracture mechanics were calculated, and from this the structural integrity check was made. It was concluded that the equipment had structural problems and reinforcement was needed.

Keywords: blocks reheating furnace, thermal analysis, fatigue analysis, structural integrity analysis