

TENSÕES TÉRMICAS CÍCLICAS EM AÇO AISI 52100 AQUECIDO POR CHAMA GLP

João Telésforo N. Medeiros – jtelesforo@yahoo.com

UFRN, Departamento de Engenharia Mecânica - Natal - Rio Grande do Norte, Brasil

Aluno de Doutorado do Lab. de Fenômenos de Superfície – EPUSP - São Paulo, Brasil

Adelci Menezes de Oliveira – adelci@yahoo.com

Aluno de doutorado do Lab. de Fenômenos de Superfície – EPUSP - São Paulo, Brasil

Deniol Katsuki Tanaka - dktanaka@usp.br

Prof. Associado Doutor da Universidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Mecânica

Laboratório de Fenômenos de Superfície – São Paulo, Brasil

Amilton Sinatora – sinatora@usp.br

Prof. Associado Doutor da Universidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Mecânica

Laboratório de Fenômenos de Superfície – São Paulo, Brasil

Nelson Batista de Lima – nblima@net.ipen.br

Prof. Dr. do Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – São Paulo, Brasil

Luis Gallego Martinez - lgallego@net.ipen.br

Pesquisador MSc. do Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – São Paulo, Brasil

Resumo

Este trabalho propõe-se a investigar as tensões térmicas que definem o comportamento mecânico da superfície e subsuperfície de alguns materiais sob o efeito de um dado campo térmico cíclico. Foi construído um equipamento para manter seis amostras fixas a um rotor de 150 mm de diâmetro, girando a 3 rpm, entre uma fonte quente – uma tocha de gás GLP e uma fonte fria – gotejamento de água à temperatura ambiente. A temperatura da superfície frontal (submetida à ação da tocha), em cada amostra, variou de 1253 K a 373 K, enquanto na face de trás variou de 833 a 393 K, gerando tensões térmicas durante cada ciclo. As amostras foram cortadas de dois tarugos de 152,4 mm de diâmetro de 5 mm de espessura, de aço AISI 52100, com superfícies retificadas. Um desses tarugos foi resfriado rapidamente de 1123 K a 493 K, num banho de sais e revenido em 443 K (S). De cada tarugo (R) e (S) foram extraídas, por eletro-erosão, três amostras com 14,8 mm de diâmetro e 5 mm de espessura. Seis amostras foram ensaiadas ciclicamente, com finalidade de garantir um carregamento térmico uniforme entre todas elas, e garantir as mesmas condições ambientais. Tensões residuais foram medidas antes e após a ciclagem térmica, por difração de raios-X, usando a técnica $\sin^2\psi$. Para as amostras não tratadas termicamente (R), os valores iniciais de tensão estavam no nível de -228 ± 20 Mpa e os valores finais estavam no nível de -122 ± 21 Mpa, após 1305 ciclos e, para amostras tratadas (S), a tensão inicial era -210 ± 11 Mpa e o valor final era -44 Mpa, após 2500 ciclos. A tensão residual foi reduzida de 0,032% por ciclo para amostras (S), enquanto para as amostras (R) a redução foi bastante irregular. Microtrincas na matriz e camada de óxido foram observadas após 1305 (R) e 2500 ciclos (S).

Palavras-chave: *Aço AISI 52100 - Ciclagem térmica, Tensão residual, dano superficial.*

INTRODUÇÃO

Uma peça, componente ou equipamento submetido a um campo de temperatura que varia ciclicamente provoca no material de que é constituído um estado cíclico de tensões, muitas vezes intensificado por um carregamento mecânico adicional. Coffin (1954, 1976) e Manson (1953, 1966) estudaram esse tipo de problema, formalizaram-no e levantaram questões relativas ao comportamento termomecânico dos materiais.

A imposição de uma falha em um material no *primeiro ciclo* de tensão térmica é definida por Manson (1953), segundo Spera (1976), como *choque térmico*, enquanto a *fadiga térmica* necessita de ciclos repetidos de tensão térmica até a falha. A fadiga térmica é dita *oligocíclica* ou de *baixo ciclo* quando a falha ocorre, no máximo, entre 10^3 a 10^5 ciclos.

A Figura 1 apresenta uma configuração típica de fadiga térmica de uma superfície de aço AISI 52100 mecanicamente confinada e termicamente danificada, ensaiada em máquina disco-disco no LFS (Laboratório de Fenômenos de Superfície), onde se pode ver a existência de trincas em várias direções.



Figura 1 - Malhas características de fadiga térmica no fundo de uma falha tipo *spalling* de uma superfície de aço AISI 52100 (DIN 100 Cr 6). Imagem obtida por microscopia eletrônica de varredura (elétrons secundários). 1.000 X.

Este trabalho se propõe a investigar as tensões térmicas que definem o comportamento mecânico da superfície e subsuperfície de alguns materiais sob o efeito de um dado campo térmico cíclico, bem como medir a evolução das tensões residuais desenvolvidas.

EQUIPAMENTO PARA CICLAGEM TÉRMICA

Desenvolveu-se um equipamento de ciclagem térmica de baixo custo que proporcionasse condições de repetibilidade aos corpos-de-prova (C.P.) ensaiados ao utilizar um maçarico GLP como fonte quente e água ou ar como fonte fria, cujos C.P. pudessem ter os espectros de sua história cíclica de tensões residuais analisados por difração de raios-X. O rotor porta-C.P., que gira a 3 rpm, é acionado por um motor de 2 W. Cada conjunto de seis C.P. em forma de disco (diâmetro 14,8 mm, altura 5 mm) é ensaiado simultaneamente. A Figura 2 apresenta a versão original do equipamento desenvolvido.

Assegura-se, assim, homogeneidade de condições solicitantes em cada ensaio de um lote de seis C.P. - o meio-ambiente, o campo de temperatura, a umidade relativa do ar, o material - permitindo-se, assim, avaliar a tendência central e a dispersão dos resultados obtidos em um mesmo lote. Os C.P. são fixados e distribuídos circunferencialmente na extremidade de um disco de seis polegadas, distando 60 graus um do outro.

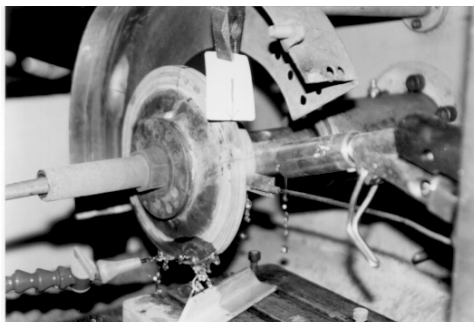


Figura 2 – Equipamento para ciclagem térmica.

MEDIÇÃO DE TEMPERATURA NAS FACES DE UM CORPO-DE-PROVA

Há um campo de temperatura na superfície de cada face dos C.P. cuja caracterização, no tempo, não é trivial. A idéia intuitiva é utilizar-se um sistema sem contato para essa medida, tipo pirômetro ótico ou termômetro infravermelho. Entretanto, como os medidores disponíveis geralmente não medem a temperatura pontual, mas de uma região circular de diâmetro da ordem de 20 mm, optou-se pela utilização de termopares de cromel-alumel.

A fixação dos termopares em um sistema de C.P. girando solidariamente a um rotor foi etapa que demandou um procedimento experimental composto de:

- 1) Um sistema de medidas, com aquisição de dados de temperatura por dois termopares ligados a um microcomputador;
- 2) Um sistema de soldagem a ponto, unindo um termopar cromel - alumel a cada uma das faces de um C.P. em forma de disco, por meio de descarga elétrica de circuito capacitivo.

Uma vez soldados ao centro de cada superfície de um corpo-de-prova, levantaram - se duas famílias de curvas de temperatura, apresentadas na Figura 03:

- a) A da esquerda, em que as fontes quente e fria eram constituídas, respectivamente, por um maçarico GLP e água gotejando (2 gotas / C.P. / ciclo) - usada neste trabalho;
- b) A da direita, cujas fontes eram, respectivamente um maçarico GLP e ar inflado por uma ventoinha.

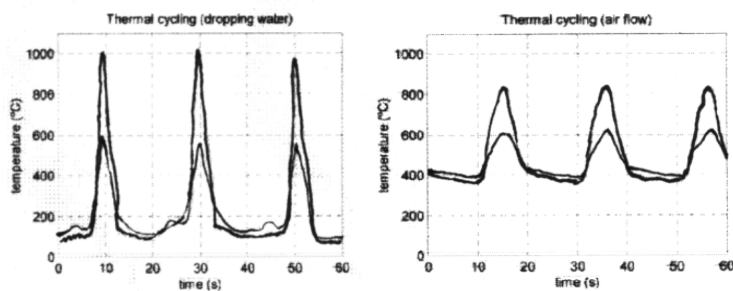


Figura 3 - Perfis de temperatura de um corpo-de-prova durante três ciclos térmicos sob duas condições diferentes: **a)** água gotejando (esquerda) **b)** ar insuflado (direita)

Os termopares utilizados foram calibrados entre os pontos tríplice e de evaporação da água, apresentando nessa faixa de temperatura um erro máximo de 1%, o que permite que se estime um erro de fundo de escala inferior a 5% para as medidas apresentadas na Figura 03.

CAMPO DE TEMPERATURA E ESTADOS DE TENSÃO NO CORPO-DE-PROVA

Após analisadas as curvas de variação de temperatura, optou - se, neste trabalho, pela ciclagem térmica com aquecimento por um maçarico GLP e resfriamento por água gotejando no C.P. . Tal decisão foi tomada em função das seguintes razões:

- 1) As faixas de temperatura obtidas para as faces anterior e posterior do C.P. asseguram amplitudes de ciclos térmicos variando de, respectivamente, 373 a 1253 K e 373 a 833 K, em cada ciclo de 20 segundos de duração;
- 2) À temperatura máxima, a água gotejando proporciona um gradiente térmico entre as faces anterior e posterior de 420 K, enquanto, sob ar insuflado, esse valor é de 220 K;
- 3) Durante cerca de 1 s, à faixa de temperatura entre 1073 e 1253 K e à taxa de 653 K/s, é muito provável que uma pequena região da face anterior dos C.P. de aço AISI 52100 austenitize-se (segundo o Metals Handbook, 9th ed, v.4, p. 29, o aço AISI 52100 temperado em água austenitiza-se entre 1048 e 1073 K);
- 4) A face posterior [à faixa entre 763 e 833 K], por sua vez, não atinge a temperatura de austenitização e a estrutura martensítica se decompõe em martensita revenida, uma estrutura de carbonetos finos em ferrita, segundo Brooks (1992: 114-118);
- 5) Após cada ciclo de resfriamento com água, frações volumétricas de regiões austenitizadas da face anterior dos C.P., resfriadas a 633 K/s, transformar-se-ão em regiões martensíticas abaixo da linha de início de formação de martensita (Ms).

Como o diâmetro da chama é da mesma ordem de grandeza da área frontal do C.P., admite-se que a chama atinja simultaneamente toda a sua parte frontal.

Eventuais descarbonetações promovedoras de deformações (e tensões) variáveis durante um ciclo são desconsideradas, face à fonte de carbono presente no combustível utilizado, o GLP e, portanto, na atmosfera circundante em torno de cada corpo-de-prova.

O aço AISI 52100 utilizado continha inclusões, destacando-se carbonetos, sulfetos e carbossulfetos. Ao longo da ciclagem térmica, as microtensões locais decorrem dos coeficientes de dilatação e condutibilidade térmicas distintos. Após tratamento térmico, registrou-se dureza entre 58 e 62 Rockwell C.

Baseado na Figura 3 e admitindo como hipótese simplificadora que o C.P. é formado por uma sucessão de discos micrométricos constituídos por uma única fase, cada disco caracterizado por uma isoterma $\theta (z, \tau)$, função do espaço-tempo (z, τ) , a condição de unidimensionalidade do gradiente térmico fornece uma tensão axial no centro do corpo-de-prova, $\sigma_{ax} (\tau) = \sigma_{zz} (\tau)$, [MPa] cuja magnitude pode ser calculada em qualquer instante de tempo (τ) por

$$\sigma_{zz} (\tau) = E(\theta). \alpha. \Delta\theta (\tau) / (1 - \nu) \quad [1]$$

onde $E(\theta)$ [MPa] é o módulo de elasticidade longitudinal dependente da temperatura (θ) , α é o coeficiente de expansão volumétrica [K^{-1}], $\Delta\theta (\tau)$ [K] é o gradiente de temperatura entre as faces anterior e posterior do corpo-de-prova e ν , o coeficiente de Poisson. Admitindo-se $E(\theta) = 1,73 \times 10^{11}$ MPa, $\alpha = 2,2 \times 10^{-5} K^{-1}$, $\nu = 0,3$ e os valores de $\Delta\theta (\tau)$ [K] medidos experimentalmente, obtiveram-se os valores da Tabela 1 para $\sigma_{zz} (\tau)$.

No Metals Handbook, 9th ed, v.1, p. 680, o limite de resistência à tração do aço AISI 52100 temperado e revenido é de 2,0 GPa (518 HBN). Às altas temperaturas, esse valor diminui e, após N ciclos, em que a resistência à fadiga diminui, o acúmulo de deformações elásticas ϵ_e , plásticas ϵ_p e devido à fluência ϵ_f podem levar a microtrincas locais.

Tabela 1 - Valores medidos da temperatura no centro das faces anterior e posterior do corpo-de-prova e calculados para a tensão axial em um ciclo térmico (chama GLP - água gotejando)

Tempo em um ciclo (s)→	0 s	8 s	9 s	10 s	11 s	12 s	20 s
Temperatura da face anterior [K]	373	573	873	1253	893	483	373
Temperatura da face posterior [K]	393	473	693	833	713	493	293
$\sigma_{zz}(\tau)$ [MPa]	- 49,4	0	+444,9	+1038	+444,9	- 24,7	- 49,4
$\Delta\sigma(\theta)$. [MPa]	- 8	0	+ 72	+ 168	+ 72	- 4	- 8

Xu *et al.* [1996] calculam a tensão de fluência do material, $\sigma(\theta)$, à temperatura (θ) como

$$\sigma(\theta) = \sigma_0 - \alpha_\sigma \cdot \Delta\theta \quad [2]$$

onde σ_0 é a tensão de fluência do material à temperatura ambiente, $\alpha_\sigma \cdot \rho \cdot c / \lambda = 0,4$ MPa/ K (um valor médio de $\rho \cdot c = 3,6018 \times 10^6$ J.m⁻³.K e condutividade térmica $\lambda = 41,6$ W.m⁻¹.K).

Assim, a variação na tensão de fluência entre as faces anterior e posterior do corpo-de-prova, $\Delta\sigma(\theta) = \alpha_\sigma \cdot \Delta\theta = 0,4 \cdot \Delta\theta$ [MPa], é apresentada na última linha da Tabela 1.

Assim, ainda que o sistema de fixação dos C.P. não se constitua num sistema de confinamento mecânico externo que restrinja seus graus de liberdade, há microconfinamentos cíclicos no material, em cuja ordem de grandeza a hipótese clássica do contínuo da mecânica dos sólidos e o tratamento de tensões térmicas têm merecido ser revistos.

Interagem na tensão residual da superfície e subsuperfície dos aços termicamente ciclados: a composição química, a microestrutura decorrente de tratamentos térmicos, a usinagem, as inclusões presentes na matriz, a geometria, os gradientes térmicos envolvidos, as transformações de fase, a oxidação a altas temperaturas e a corrosão-sob-tensão.

Todinov (1999) discute a influência de alguns parâmetros sobre as tensões residuais decorrentes da têmpera e apresenta uma modelagem matemática do campo de temperatura envolvido, do problema elastoplástico acoplado e das mudanças de fase associadas. Em sua simulação, um cilindro de aço de 12 mm de diâmetro austenitizado a 1173 K e resfriado em água, em um intervalo de transformação martensítica $\Delta = M_i - M_f = 393$ K, após 2,6 s, apresenta uma distribuição de tensões principais no centro ($r = 0$) e na borda ($r = 6$ mm), cujas tensões subsuperficiais são trativas e as superficiais, compressivas:

$$\begin{aligned} (\sigma_{zz}) [r=0] &= (\sigma_{zz}) [r=5,6 \text{ mm}] = + 17 \text{ MPa} & (\sigma_{zz}) [r=6 \text{ mm}] &= - 183 \text{ MPa} \\ (\sigma_{\theta\theta}) [r=0] &= (\sigma_{\theta\theta}) [r=5,6 \text{ mm}] = + 8 \text{ MPa} & (\sigma_{\theta\theta}) [r=6 \text{ mm}] &= - 195 \text{ MPa} \\ (\sigma_{rr}) [r=0] &= (\sigma_{rr}) [r=5,6 \text{ mm}] = + 8 \text{ MPa} & (\sigma_{rr}) [r=6 \text{ mm}] &= 0 \end{aligned}$$

e, sob as mesmas condições, considerando-se, porém, um menor intervalo, $\Delta = 60^\circ\text{C}$, tem-se tensões subsuperficiais compressivas e superficiais trativas:

$$\begin{aligned} (\sigma_{zz}) [r=0] &= (\sigma_{zz}) [r=5,3 \text{ mm}] = - 224 \text{ MPa} & (\sigma_{zz}) [r=6 \text{ mm}] &= + 857 \text{ MPa} \\ (\sigma_{\theta\theta}) [r=0] &= (\sigma_{\theta\theta}) [r=5,3 \text{ mm}] = - 123 \text{ MPa} & (\sigma_{\theta\theta}) [r=6 \text{ mm}] &= + 979 \text{ MPa} \\ (\sigma_{rr}) [r=0] &= (\sigma_{rr}) [r=5,3 \text{ mm}] = - 123 \text{ MPa} & (\sigma_{rr}) [r=6 \text{ mm}] &= 0 \end{aligned}$$

enquanto, considerada a influência das tensões térmicas sobre a temperatura de início da transformação martensítica, segundo o modelo de Todinov para $\Delta = 120\text{K}$, têm-se tensões superficiais trativas e subsuperficiais compressivas:

$$\begin{aligned} (\sigma_{zz}) [r=0] &= (\sigma_{zz}) [r=5,3 \text{ mm}] = - 48 \text{ MPa} & (\sigma_{zz}) [r=6 \text{ mm}] &= + 336 \text{ MPa} \\ (\sigma_{\theta\theta}) [r=0] &= (\sigma_{\theta\theta}) [r=5,3 \text{ mm}] = - 26 \text{ MPa} & (\sigma_{\theta\theta}) [r=6 \text{ mm}] &= + 384 \text{ MPa} \\ (\sigma_{rr}) [r=0] &= (\sigma_{rr}) [r=5,3 \text{ mm}] = - 26 \text{ MPa} & (\sigma_{rr}) [r=6 \text{ mm}] &= 0 \end{aligned}$$

De acordo com as simulações efetuadas por Todinov [1999: 36], assegura-se relevância à magnitude do intervalo de transformação martensítica associado às tensões residuais: intervalos pequenos (da ordem de 333 K), tensões residuais trativas na superfície, intervalos maiores (da ordem de 393 K ou superiores), tensões residuais compressivas.

MEDIDA DE TENSÕES RESIDUAIS

Submeteu-se à ciclagem térmica simultânea um lote de seis C.P. de aço AISI 52100, com a composição química mostrada na Tabela 2. Três C.P. estavam no estado recozido original e retificados (R) e três retificados, temperados (1123 K) em banho de sais a 493 K e revenidos (S).

Tabela 2 - Composição química do aço dos C.P. ensaiados

% C	%Ni,	%Mn	%Cr	%P	%Cu	%S	%Ti	%Si	%V	%Fe
1,00	0,030	0,380	1,460	0,016	0,009	0,015	0,006	0,270	0,005	balanço

Para se avaliar o estado de tensões residuais antes e após a ciclagem térmica, utilizou-se um difratômetro Rigaku D-max 2000 e seu módulo adicional “stress attachment”, detetor de cintilação de NaI (Tl), radiação Cr-K α , do Laboratório de Difração de Raios-X do IPEN e a técnica de $\text{sen}^2\psi$, adotando-se as inclinações $\phi = 0^\circ$, $\phi = 45^\circ$, $\phi = 90^\circ$. As Tabelas 3 e 4 apresentam os resultados obtidos nesta etapa.

Os três ângulos ψ foram escolhidos para permitir a avaliação, na superfície anterior, das tensões principais normais e de cisalhamento. O desvio tabulado expressa a incerteza do conjunto das medidas individuais do parâmetro de rede cristalina em relação ao ajuste da sua curva de correlação com $\sigma\phi$.

Tabela 3 - Variação da tensão residual: corpos-de-prova retificados, temperados e revenidos

C.P - N. Ciclos	ϕ [grau]	$\psi_{\text{pos}} \sigma\phi$ [Mpa]	Desvio o [Mpa]	$\psi_{\text{neg}} \sigma\phi$ [MPa]	Desvio o [MPa]	Média T.Res. [MPa]	Desvio [MPa]	Desvio %	Var. T.Res. %	T.Res. Média C.P.
S1 - 0 2500	0°	- 241 - 43	± 8 ± 5	- 241 - 28	± 12 ± 22	- 241 - 36	± 10 ± 16	$\pm 4,1$ $\pm 44,4$	85,1	[- 223 ± 8] [- 38 ± 12]
S1 - 0 - 2500	45°	- 220 - 34	± 7 ± 4	- 228 - 41	± 8 ± 18	- 224 - 38	± 8 ± 13	$\pm 3,6$ $\pm 34,2$	83,0	
S1 - 0 -2500	90°	- 189 - 42	± 5 ± 3	- 217 - 39	± 7 ± 2	- 203 - 41	± 6 ± 3	$\pm 3,0$ $\pm 7,3$	79,8	
S2 - 0 2500	0°	- 208 - 44	± 12 ± 3	- 199 - 47	± 5 ± 2	- 204 - 46	± 10 ± 3	$\pm 4,9$ $\pm 6,5$	77,5	[-219 ± 8] [- 48 ± 3]
S2 - 0 - 2500	45°	- 228 - 46	± 4 ± 2	- 209 - 48	± 8 ± 2	- 219 - 47	± 8 ± 2	$\pm 3,7$ $\pm 4,3$	78,5	
S2 - 0 2500	90°	- 214 - 49	± 7 ± 2	- 251 - 55	± 10 ± 2	- 233 - 52	± 6 ± 2	$\pm 2,6$ $\pm 3,8$	77,7	
S3 - 0 - 2500	0°	- 200 - 42	± 8 ± 1	- 194 - 42	± 24 ± 2	- 197 - 42	± 18 ± 2	$\pm 9,1$ $\pm 4,8$	78,7	[-190 ± 16] [- 46 ± 2]
S3 - 0 2500	45°	- 201 - 54	± 8 ± 3	- 201 - 46	± 21 ± 1	- 201 - 50	± 16 ± 2	$\pm 8,0$ $\pm 4,0$	75,1	
S3 - 0 -2500	90°	- 156 - 46	± 14 ± 1	- 188 - 43	± 16 ± 2	- 172 - 45	± 15 ± 2	$\pm 8,7$ $\pm 4,4$	73,8	

Tabela 4 - Variação da tensão residual dos corpos-de-prova recozidos e retificados

C.P. - N. Ciclos	ϕ [graus]	ψ_{pos} $\sigma\phi$ [Mpa]	Desvio [Mpa]	ψ_{neg} $\sigma\phi$ [MPa]	Desvio [MPa]	Média T.Res. [MPa]	Desvio [MPa]	Desvio %	Var. T.Res. %	T.Res. Média C.P.
R1 - 0 1305	0°	- 245 - 146	± 17 ± 9	- 193 - 116	± 23 ± 35	- 219 - 131	± 20 ± 26	$\pm 9,1$ $\pm 19,8$	40,2	[- 208 ± 26] [- 122 ± 21]
R1 - 0 1305	45°	- 227 - 128	± 33 ± 7	- 169 - 113	± 38 ± 34	- 198 - 121	± 36 ± 25	$\pm 18,2$ $\pm 20,7$	38,9	
R1 - 0 1305	90°	- 225 - 116	± 9 ± 3	- 191 - 112	± 21 ± 10	- 208 - 114	± 16 ± 7	$\pm 7,7$ $\pm 6,1$	45,2	
R2 - 0 1542	0°	- 255 - 155	± 23 ± 6	- 193 - 145	± 24 ± 11	- 224 - 150	± 24 ± 9	$\pm 10,7$ $\pm 6,0$	33,0	[- 238 ± 18] [- 160 ± 14]
R2 - 0 1542	45°	- 265 - 182	± 20 ± 13	- 211 - 181	± 13 ± 28	- 238 - 182	± 17 ± 22	$\pm 7,1$ $\pm 12,1$	23,5	
R2 - 0 1542	90°	- 259 - 151	± 12 ± 6	- 244 - 143	± 7 ± 6	- 252 - 147	± 10 ± 6	$\pm 4,0$ $\pm 4,1$	41,7	
R3 - 0 1767	0°	- 193 - 154	± 11 ± 7	- 249 - 170	± 6 ± 5	- 221 - 162	± 9 ± 6	$\pm 4,1$ $\pm 3,7$	26,7	[- 237 ± 15] [- 167 ± 8]
R3 - 0 1767	45°	- 246 - 183	± 8 ± 1	- 259 - 152	± 9 ± 7	- 253 - 168	± 9 ± 5	$\pm 3,6$ $\pm 3,0$	33,6	
R3 - 0 1767	90°	- 270 - 184	± 27 ± 7	- 204 - 160	± 15 ± 14	- 237 - 172	± 22 ± 11	$\pm 9,3$ $\pm 6,4$	27,4	

A coluna da esquerda apresenta a identificação e o número de ciclos de cada corpo-de-prova. Os dados em negrito dizem respeito às tensões residuais após N ciclos, enquanto os demais se referem às tensões residuais de cada corpo-de-prova no início do ensaio (0 ciclos).

As colunas sombreadas apresentam valores médios das tensões residuais, seus desvios e o percentual de variação total da tensão residual em cada amostra ensaiada. O material, o processo de retificação, os tratamentos térmicos (S), as condições de ensaio são os mesmos.

A magnitude dos valores de $\sigma\phi$ para ψ_{neg} e ψ_{pos} medidos para cada amostra apresentou-se concordante e sem “*splitting*”, fenômeno constatado em medições em que a tensão máxima de cisalhamento é significativa. Ensaio futuros de ciclagem térmica, nas condições, descritas, requerem medição de tensões residuais apenas nas direções $\phi = 0^\circ$ e $\phi = 90^\circ$.

Os valores médios absolutos de tensão residual compressiva inicial variaram de 190 a 223 MPa e, após 2500 ciclos, tais valores situaram-se entre -38 e -48 MPa. A tensão residual nos C.P. (S) diminuiu 0,032% por ciclo, em média, entre 0 e 2.500 ciclos por coincidência as tensões residuais iniciais nos C.P. (S) e (R) apresentaram a mesma ordem de grandeza.

Em materiais retificados, as tensões residuais dependem do rebolo abrasivo e dos parâmetros de usinagem utilizados. Na tabela 4, dentre os C.P. retificados e não tratados termicamente (R), a tensão residual diminuiu, em média, para vidas de 1.305, 1.542 e 1.767 ciclos, 41,4%, 32,7% e 29,2%, invertendo a tendência de diminuição da tensão residual compressiva com a ciclagem - como observada em S1, S2 e S3. Assumiram-se esses valores de vida para investigar o comportamento dos C.P. (R) entre 50% e 70% da vida dos C.P. (S).

Duas constatações relativas ao comportamento dos C.P. : 1) Em S3 e R1, os níveis respectivos de tensão residual inicial (-190 e -208 MPa) eram mais baixos que as outras amostras e resultaram em tensão residual final abaixo da média dos seus pares; 2) A dispersão, medida através do desvio, caiu de dois dígitos, em 1.305 e 1.542, para um dígito, em 1.767 ciclos.

Os valores médios absolutos de tensão residual compressiva variaram de 208 a 238 MPa (média = 228 MPa), no início, para 122, 160 e 167 MPa médios, após as ciclagens acima. Como os C.P. eram lixados à mão, ainda que cuidadosamente, para remoção de óxidos antes

da medição de tensões residuais, acredita-se que foram induzidas tensões diferenciadas, incerteza que sinaliza para a remoção de óxidos através de ataque eletrolítico.

ASPECTOS MICROESTRUTURAIS APÓS CICLAGEM TÉRMICA

Para analisar o estado microestrutural dos C.P., utilizaram-se microscopia óptica e eletrônica de varredura (SEM) e espectroscopia de Raios-X por dispersão de energia (EDS). A Figura 4 apresenta aspectos das superfícies “S e R” iniciais e de S2 e S3, após 2500 ciclos, e riscos de lixamento em R1 e R3, após 1305 e 1767 ciclos térmicos. Os C.P. foram extraídos da coroa circular mais externa do disco de 6”, região cujas taxas de resfriamento na retificação eram as maiores. Os C.P. “S” apresentavam microestrutura martensítica, com contornos de grãos de carbonetos e inclusões de sulfetos; os “R” possuíam uma matriz perlítica (Fig. 4).

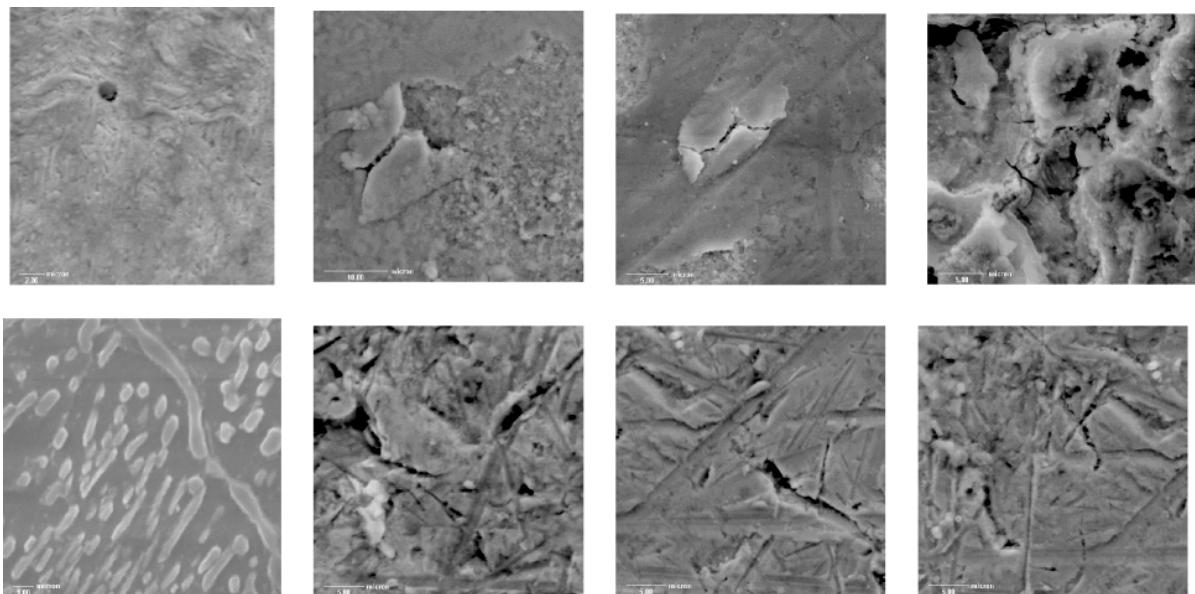


Figura 4 - Da esquerda à direita: **ao alto**, superfície dos C.P. “S” antes dos ensaios (nital 1%, 1.000 X) ; S2 (2.440 X), S2 (3.400X) e S3 (4.000X), após 2.500 ciclos térmicos; **embaixo**, superfície dos C.P. “R” antes dos ensaios (nital 1%, 1.000 X); R1 (3.100 X), após 1.305 ciclos; R3 (3.100 X) e R3 (3.100 X), após 1.767 ciclos térmicos.

Mostram-se danos nas camadas superficiais de óxidos formados em S2, cuja inclusão em “borboleta” tem 77,3%Fe, 17,8%O, 1,8%Cr, 0,3%Ti, 0,6% Mn, 1,5%Al, 0,7%Ni, 0,02%Si e 0,007%Ca; na foto à direita, a gênese da quebra da camada de óxido, provocada durante a expansão/contração diferencial cíclica em relação à matriz; mais à direita, ainda ao alto, trinca provocada pela ciclagem térmica na matriz martensítica do C.P. S3, o mesmo ocorrendo nas fotos embaixo, à direita, que apresentam trincas na matriz dos C.P. R1 e R3.

CONCLUSÃO

- 1) Ensaio de aquecimento e resfriamento cíclico de corpos-de-prova de aço AISI 52100 introduz tensões térmicas no material, que, no presente estudo, apresentaram uma variação estimada entre +1.038 MPa e -49,4 MPa, com uma tensão média $R = -0,048$ MPa;
- 2) A superfície do aço 52100 retificado, temperado e revenido (matriz inicial martensítica com inclusões de carbonetos e sulfetos), apresentou uma redução média de 0,032% por ciclo no valor da tensão residual compressiva, medida por difração de raios-X, através da técnica de $\text{sen}^2\psi$, enquanto, na sua condição recozida e retificada (matriz inicial perlítica,

com contornos de ferrita e inclusões), com menores limites de escoamento e resistência à tração, essa redução média foi de 0,023% por ciclo;

- 3) Apesar dos estado de tensão residual ser compressivo, constatou-se a presença de microtrincas superficiais nos corpos-de-prova retificados (a 1.305 ciclos de ensaio) e nos retificados e tratados termicamente (a 2.500 ciclos);
- 4) A metodologia proposta pode ser útil a projetistas de peças e equipamentos sujeitos a flutuações térmicas decorrentes de chama GLP, por possibilitar correlações entre a redução das tensões residuais superficiais, o surgimento de microtrincas, o campo de temperatura e o conseqüente estado cíclico de tensões térmicas solicitante, com o número de ciclos.

BIBLIOGRAFIA

BROOKS, C.R. [1992] Principles of the austenitization of steels. London, Elsevier. pp. 82-129.

COFFIN, L.F. [1976] Instabilities Effects in Thermal Fatigue. In SPERA, D.A; MOWBRAY, D.F., ed. [1976] *ASTM STP 612*. Philadelphia, ASTM. pp. 227-238.

MANSON, S.S. [1966] *Thermal stress and low cycle fatigue*. New York, McGrawHill, 403 p

TODINOV, M.T. [1999] Influence of some parameters on the residual stresses from quenching. *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.* (1999), pp. 25-41.

XU, D.; LI, Z.; LUO, J. Expressions for predicting the residual stress in surface induction hardening of steel bars. _----- (1996), pp. 111-122.

SPERA, D.A; MOWBRAY, D.F. [1976] (eds) *Thermal fatigue of materials and components: ASTM STP 612*. Philadelphia, ASTM. 262p.