



COTEQ 059

EFEITO DE REDISTRIBUIÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS DE SOLDAGEM

Segen F. Estefen¹, Tetyana Gurova², Daniel Werneck³, Anatoli Leontiev⁴

Copyright 2011, ABENDI.

Trabalho apresentado durante a 11ª Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos.

As informações e opiniões contidas neste trabalho são de exclusiva responsabilidade dos autores.

SINOPSE

Neste trabalho foi estudada a evolução das tensões residuais nas chapas navais após o procedimento de soldagem de topo. Foram avaliados três tipos diferentes de soldagem, entre eles solda com eletrodo simples, solda com eletrodo duplo e solda com arco submerso. Distribuições das tensões residuais foram monitoradas durante duas semanas após soldagem. As tensões residuais foram medidas no metal depositado, na área ZTA e no metal base próximo ao cordão de solda, ao longo das chapas soldadas utilizando o método de difração de raios-X com equipamento portátil RAYSTRESS e o método magnético que emprega o efeito inverso de magnetostrição. Os resultados experimentais mostram processo contínuo de redistribuição das tensões residuais de soldagem durante relativamente curto intervalo de tempo, com diferença significativa entre a distribuição inicial após a remoção dos gabaritos de soldagem e sua distribuição final, duas semanas depois, para os três processos de soldagem. Redistribuição das tensões residuais é caracterizada pela redução e uniformidade dos valores da tensão cisalhante máxima e diminuição do seu fator de concentração. Análise microestrutural descarta a possibilidade desta redistribuição das tensões residuais ser resultado de falha do material, o que indica um novo efeito sobre o comportamento das tensões residuais de soldagem ainda não relatado na literatura.

1 Doutor, Professor – Laboratório de Tecnologia Submarina – COPPE – UFRJ

2 Doutora, Engenheira Metalúrgica – GURTEQ – Ensaios Não Destrutivos Ltda

3 Engenheiro Naval – Laboratório de Tecnologia Submarina – COPPE – UFRJ

4 Doutor, Professor – IM – UFRJ

1. INTRODUÇÃO

Tensões residuais influenciam substancialmente nas características de resistência mecânica e do funcionamento dos elementos das estruturas e construções. Para a prevenção da segurança e da capacidade de trabalho, o conhecimento da magnitude e das direções da atuação dessas tensões é de grande importância. As tensões residuais podem ter origem em diversas causas, entre elas, deformação plástica heterogênea, tensões de origem térmica, transformações de fase, soldagem, tratamento mecânico superficial e tratamentos termoquímicos.

Entre as fontes de tensões residuais de soldagem distinguem contração no resfriamento de regiões diferentemente aquecidas e plastificadas durante a operação de soldagem, resfriamento superficial mais intenso e transformação de fase, sendo assim, o estado das tensões residuais provenientes da soldagem é de natureza complexa, **(1)**. Mesmo se tratando de uma estrutura soldada relativamente simples, existem vários fatores que influem na distribuição das tensões residuais de soldagem. Entre eles estão tensões residuais presentes antes da soldagem, propriedades do material de base e do material depositado, geometria dos elementos soldados, restrições aplicadas durante a soldagem, o próprio processo de soldagem, incluindo preparação das partes a serem soldadas, condições e sequência dos passos de soldagem, tensões residuais provenientes das operações de pós-soldagem ou do processo de resfriamento. Os recentes estudos mostram, por exemplo, que tensões residuais de soldagem dependem fortemente do procedimento de aplicação das restrições durante operação de soldagem, especialmente do tempo de fixação, momento da sua remoção e da sua geometria **(2)**.

Além dos métodos experimentais tradicionalmente utilizados para análise das tensões através das diferentes técnicas destrutivas e não destrutivas, com avanço computacional das últimas décadas, surgiu um grande número das simulações numéricas nesta área, **(3)–(5)**. Porém, vários autores reconhecem que sempre existe certa discordância quando os resultados da simulação numérica são confrontados com resultados experimentais **(3)**, **(6)**. Observamos que os autores dos trabalhos experimentais sobre medição das tensões de soldagem não especificam período de tempo desde o término do processo de soldagem e resfriamento da peça até o momento de realização das medições. Por outro lado, os resultados da simulação numérica das tensões de soldagem sempre são relacionados ao momento do resfriamento da peça e remoção das restrições de soldagem. Desta maneira os autores que comparam os resultados da simulação numérica com resultados das medições experimentais provavelmente supõem que a distribuição das tensões de soldagem não sofre nenhuma variação desde o término do processo da soldagem.

Neste trabalho através dos dois diferentes métodos experimentais, método de difração de raios-X e método magnético, foi analisada a evolução das tensões residuais induzidos por três tipos de soldagem de topo, especificamente GMAW semi-automático com eletrodo simples, GMAW automático com eletrodo duplo e processo de soldagem com arco submerso. Nossos resultados mostram que dentro de duas semanas após a soldagem, num período de tempo considerado relativamente curto do ponto de vista da fabricação industrial, observa-se uma variação significativa na distribuição das tensões residuais de soldagem.

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Nos testes foram utilizadas as chapas de aço carbono ASTM A131 grade A. Limite de escoamento do material das chapas é de 235 MPa e sua composição química está apresentada na **Tabela 1**. Em cada teste duas chapas do tamanho 1200 x 500 x 19 mm e chanfro com ângulo 20°, **Fig. 1**, foram unidas com solda de topo. Durante procedimento de soldagem as chapas foram posicionadas numa mesa de gabarito e fixadas ao longo do perímetro. Em todos os testes as restrições impostas durante soldagem foram retiradas no dia seguinte da soldagem.

Tabela 1 Composição química do material das chapas

| Elemento | Quantidade (%) |
|----------|----------------|
| Carbono | 0.23 |
| Ferro | 97.0 |
| Manganês | 2.73 |
| Fósforo | 0.035 |
| Sulfuro | 0.040 |

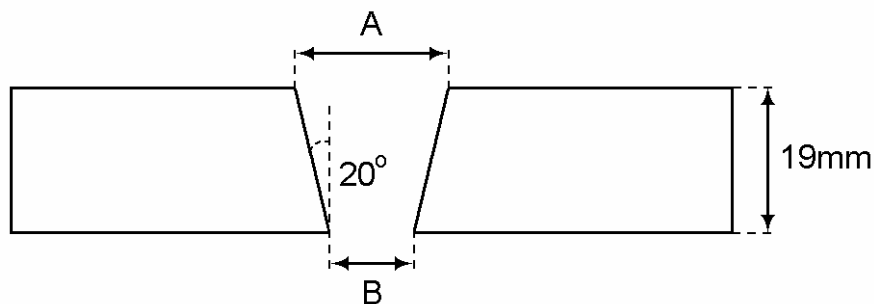


Fig. 1. Geometria do chanfro. Eletrodo simples e arco submerso: A=20mm, B=6mm; eletrodo duplo: A=18mm, B=4mm

O primeiro par de chapas foi unido utilizando processo de soldagem MIG com eletrodo simples. Para soldar o segundo par de chapas foi aplicado o processo MIG automatizado com eletrodo duplo, **Fig. 2**. Em ambos os casos foi utilizado eletrodo com diâmetro 1.2 mm da marca Supercored 70NS, cujas características correspondem à especificação AWS A5.18/ASME SFA 5.18 E70C-6M. O limite de escoamento do material depositado é de 440 MPa. Os dados da soldagem estão apresentados nas **Tabelas 2 e 3**. O terceiro par foi soldado através do processo de soldagem com arco submerso e equipamento de soldagem automatizado, **Fig. 3**, utilizando como material de adição arame cujas especificações correspondem a ASME SFA 5.17 EM 12 K com diâmetro de 3,97 mm e fluxo ASME SFA 5.17 F7 A4 EM 12 K. O passe de raiz foi feito com processo MIG convencional. A voltagem e a amperagem são ajustadas automaticamente pela máquina em função da velocidade de avanço do carrinho.



Fig. 2. Equipamento para soldagem MIG com solda dupla



Fig. 3. Equipamento para soldagem com arco submerso

Tabela 2. Dados de soldagem MIG com eletrodo simples

| Passe | Voltagem (V) | Amperagem (A) | Velocidade (cm/min) |
|-------|--------------|---------------|---------------------|
| 1 | 28~32 | 180~200 | 14 ~17 |
| 2 | 29~31 | 260~300 | 20~23 |
| 3 | 29~32 | 260~300 | 16~19 |
| 4 | 29~32 | 280~320 | 12~15 |
| 5 | 30~33 | 280~320 | 15~17 |

Tabela 3. Dados de soldagem MIG com eletrodo duplo

| Passe | Eletrodo | Voltagem (V) | Amperagem (A) | Velocidade (cm/min) |
|-------|----------|--------------|---------------|---------------------|
| 1 | 1 | 28.0 | 325 | 30 |
| 1 | 2 | 25.2 | 244 | 30 |
| 2 | 1 | 30.6 | 373 | 30 |
| 2 | 2 | 28.6 | 280 | 30 |
| 3 | 1 | 33.6 | 361 | 30 |
| 3 | 2 | 32.6 | 270 | 30 |

3. EQUIPAMENTOS E METODOLOGIA DE MEDIÇÃO E MAPEAMENTO DAS TENSÕES

Os valores absolutos das tensões residuais foram medidas com equipamento portátil de raios-X RAYSTRESS que utiliza o método de dupla exposição e radiação $K\alpha$ do Cr, (7). Esta técnica de medição foi amplamente testada e utilizada com sucesso durante vários anos em diferentes aplicações industriais (8–13).



Fig. 4. RAYSTRESS: Equipamento portátil de raios-X para medição de tensões mecânicas

As seguintes partes são incluídas como componentes deste equipamento, **Fig. 4:** 1 – Unidade de controle com fonte de alta tensão, que permite monitoramento e o ajuste do nível de potência de alimentação do tubo de raios-X; 2 – Fonte de alta tensão e tubo de raios-X. Uma das qualidades do equipamento é que o tubo de raios-X é acoplado à fonte de alta tensão. A tensão e a corrente de trabalho da fonte de raios-X é de 25 kV e 1,5 mA, respectivamente. O tubo de raios-X possui dois anodos de cromo com resfriamento ao ar, e produz dois feixes convergentes de raios-X para realizar a técnica de duas exposições de medição de tensões por raios-X. O ângulo de convergência dos feixes de raios-X é de 50° ; 3 – O suporte magnético permite instalar o equipamento diretamente na peça analisada e ajustar o equipamento na posição de exposição; 4 – O colimador com cassete para filme de raios-X. Duas janelas no cassete permitem captar partes das linhas difratadas no intervalo angular de 2θ de 148° a 164° .

Os princípios da tensometria por raios-X se baseiam, por um lado, na teoria de difração de raios-X para materiais cristalinos, e por outro – em mecânica dos materiais e, em particular, na teoria da elasticidade do corpo sólido. Os valores das tensões são definidos a partir da deformação da estrutura cristalina causada pela ação destas tensões. As deformações são medidas por sua vez, conforme lei de Bragg: $2d \sin \theta = \lambda$, através do deslocamento da linha de difração. Os princípios de técnica de dupla exposição, usada para medição de tensões utilizando o equipamento portátil

descrito acima, baseiam-se em determinação de duas componentes de deformação: $\varepsilon_{\varphi, \psi_1}$ e $\varepsilon_{\varphi, \psi_2}$. Se a deformação é determinada através da formula:

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{\varphi} \cdot \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2),$$

então a diferença entre duas componentes da deformação é:

$$\varepsilon_{\varphi, \psi_2} - \varepsilon_{\varphi, \psi_1} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{\varphi} (\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1), \quad (1)$$

onde E e ν são constantes elásticas do material, ψ e φ são os ângulos polar e azimutal, σ_{φ} - componente medida da tensão, σ_1 e σ_2 são tensões principais. Da equação (1), a componente σ_{φ} é igual a:

$$\sigma_{\varphi} = \frac{E}{1+\nu} \frac{\varepsilon_{\varphi, \psi_2} - \varepsilon_{\varphi, \psi_1}}{\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1}. \quad (2)$$

Derivando a lei de Bragg:

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \frac{d_{\varphi, \psi} - d_0}{d_0} = -ctg \theta_0 (\theta_{\varphi, \psi} - \theta_0), \quad (3)$$

onde $d_{\varphi, \psi}$, d_0 e $\theta_{\varphi, \psi}$, θ_0 são distâncias interplanares e os ângulos de difração para materiais com e sem tensão respectivamente. Usando as fórmulas (2) e (3), temos:

$$\sigma_{\varphi} = -\frac{E}{1+\nu} \frac{ctg \theta_0 (\theta_{\varphi, \psi_2} - \theta_{\varphi, \psi_1})}{\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1}.$$

Desta maneira, para determinar qualquer componente da tensão é necessário medir os ângulos de difração correspondentes às reflexões dos planos cristalinos com normais caracterizadas por ângulos ψ_1 e ψ_2 .

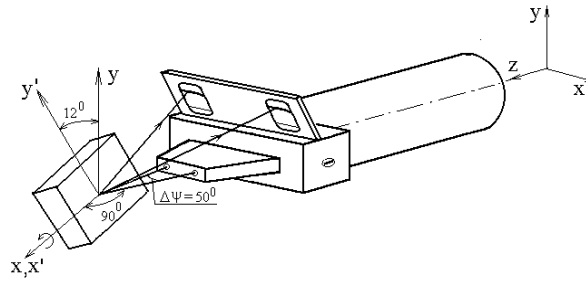


Fig. 5. Esquema de medição de tensões com o equipamento portátil

Os ângulos usados no equipamento são $\psi_1=0^\circ$ e $\psi_2=50^\circ$ e para se medir as tensões é usada geometria de “ ψ - goniômetro”, **Fig. 5**. A precisão da medição do valor absoluto da tensão por equipamento utilizado neste trabalho é de $\pm 10\text{MPa}$.

Para mapeamento do estado das tensões foi utilizado equipamento magnético portátil, que emprega o efeito inverso de magnetostricção, com sensor do tipo MAS (sensor magneto-anisotrópico). O efeito inverso de magnetostricção consiste em variação de magnetização do material ferromagnético sujeito às tensões mecânicas devido às mudanças na estrutura dos domínios magnéticos. Os primeiros trabalhos sobre a utilização prática deste efeito apareceram nos anos 60, **(14)**. Além disso, podemos mencionar os resultados da escola japonesa dos anos 90, **(15)**, **(16)**. O equipamento utilizado, **Fig. 6**, é composto por: 1 – Sensor de tipo MAS (diâmetro 40 mm), 2 – Unidade de controle, 3 – Computador portátil para visualização dos resultados em tempo real.

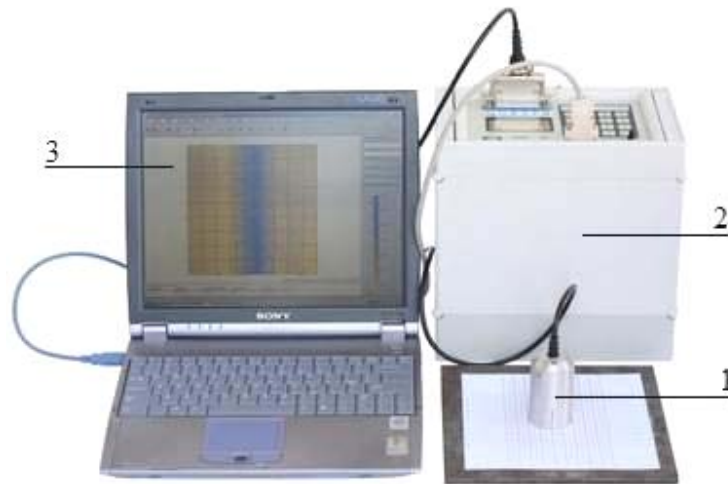


Fig. 6. Equipamento magnético para avaliação do estado das tensões mecânicas

O sensor MAS utilizado tem duas bobinas na forma de U , posicionadas entre si nas direções ortogonais. Uma delas é a da indução (magnetização), outra é da detecção, **Fig. 7**. A bobina de indução produz uma onda eletromagnética que, passando pela material, gera uma onda refletida, captada pela bobina de detecção. Seja uma onda senoidal com intensidade do campo magnético H_0 e frequência ω transmitida na direção do eixo z ortogonal a superfície do metal. Para semi-espaço ferromagnético com permeabilidade magnética μ temos a intensidade do campo magnético H na profundidade z :

$$H = H_0 * \exp(ikz),$$

onde $k = \frac{i+1}{\delta}$ e $\delta = C\sqrt{2\pi\mu\omega}$. Consideramos que o ângulo α entre direção do H e uma das direções de tensão mecânica principal é de 45° . O fluxo magnético registrado pela bobina de

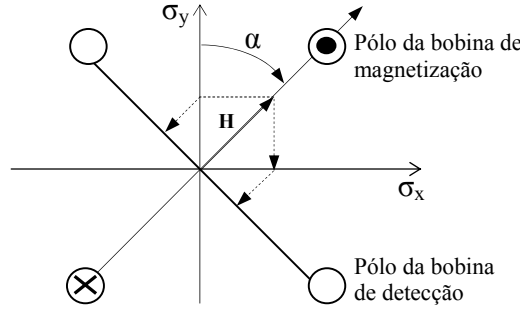


Fig. 7. Esquema do funcionamento do sensor magneto-anisotrópico

detecção é proporcional à projeção do vetor da indução magnética B na direção entre os pólos da bobina. A força eletromotriz induzida em bobina de detecção fica:

$$dU = M(B_x - B_y)\exp(ikz)dz,$$

onde M é um coeficiente que caracteriza as propriedades do metal analisado. Integrando com relação à espessura h da camada, encontramos o sinal captado pela bobina de detecção:

$$U = \frac{MH}{2} \int_0^h (\mu_x(z) - \mu_y(z)) \exp(2ikz) dz.$$

Com variação da tensão mecânica σ variam também as permeabilidades magnéticas na direção longitudinal μ_x e transversal μ_y . Esta variação é proporcional a σ , ou seja: $\mu_x - \mu_y = \beta * \sigma$, onde β é constante do material. Assim, para voltagem captada pelo sensor temos:

$$U = A \int_0^h \sigma(z) * \exp(2ikz) dz,$$

onde A – é uma constante específica do sensor. Desta maneira o sensor registra valor σ_{reg} da desmodulação em amplitude da onda com frequência ω :

$$\sigma_{reg} = \frac{\int_0^h \sigma(z) \exp(2ikz) dz}{\int_0^h \exp(2ikz) dz},$$

utilizado posteriormente para encontrar a diferença entre os valores das tensões principais, cujo módulo é igual ao valor dobro da tensão cisalhante máxima, utilizada diretamente no critério do escoamento de Tresca-Guest.

4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS DE MEDIÇÃO DAS TENSÕES

Para cada par das chapas soldadas as medições das tensões residuais por método de raios-X foram feitas nos pontos localizados no meio de uma das chapas, numa linha perpendicular ao cordão de solda na superfície frontal. A distância entre os quatro pontos (1, 2, 3 e 4) de medições no metal base foi escolhida com passo variável de 50, 100 e 150 mm, respectivamente. As medições foram realizadas também no metal depositado (ponto WM), ZTA (ponto HAZ) e metal base próximo ao cordão de solda (ponto BM), todos localizados na mesma linha. Distância entre ponto HAZ e ponto BM e distância entre ponto BM e ponto 1 são de 10 mm. Em cada ponto as tensões foram medidas na direção paralela ao cordão de solda (tensão longitudinal σ_L) e na direção perpendicular ao cordão de solda (tensão transversal σ_T).

Polimento eletrolítico com profundidade 0.2 mm foi aplicado nos pontos de medição para garantir a ausência das tensões mecânicas induzidas na superfície da chapa durante processo de fabricação, assim como para identificar localização e limites da ZTA. Para análise de raios-X foi utilizado plano difratante {211} de ferrita. Constantes elásticas foram obtidas de referência (17). Foi utilizado o feixe de raios-X com sessão 0.5 x 6 mm. Medições adicionais das tensões em diferentes pontos das chapas em direções arbitrárias mostraram a presença das tensões uniformes de tração com valores entre 20 e 40 MPa, cuja origem pode ser relacionada ao tratamento termo-mecânico durante a fabricação das chapas.

Mapeamento das tensões através do método magnético foi realizado numa área de tamanho 90 x 45 mm em 190 pontos da malha retangular com passo uniforme de 5 mm. Área das medições foi centrada pelo seu lado maior com relação ao cordão de solda e pelo seu lado menor com relação a linha do meio da chapa perpendicular ao cordão de solda. As medições foram feitas sobre área composta dos materiais com diferentes propriedades mecânicas e magnéticas (especificamente metal base, metal depositado e ZTA). Por esta razão os resultados destes mapeamentos têm caráter relativo para cada das partes da área mapeada. Além disso, mapeamento magnético envolve mais pontos de análise do que medições feitas por raios-X. E, finalmente, o método magnético representa um valor médio na profundidade de até 3 mm sob a superfície, enquanto os resultados das medições por método de raios-X representam os valores superficiais absolutos das tensões. Por estas razões, os resultados de mapeamento foram utilizados somente para comparar entre si a evolução das tensões para cada das chapas analisadas.

Medições por método de raios-X e mapeamento magnético foram feitas em três situações: no dia seguinte da soldagem com chapa ainda presa na mesa de gabarito (no mesmo dia, logo depois das medições, as chapas foram soltas), em dois dias, e posteriormente, em duas semanas após soldagem.

5. SOLDADA COM ELETRODO SIMPLES

No prazo de duas semanas após soldagem foi observada a redução das tensões longitudinais σ_L nos pontos de metal depositado e área termicamente afetada, acompanhado de crescimento das tensões no metal base, comparando com a mesma distribuição em dois dias após a soldagem, **Fig. 8**. Para tensões transversais σ_T em duas semanas observa-se crescimento dos valores na ZTA e metal base próximo ao cordão de solda, comparando com distribuição em dois dias, **Fig. 9**.

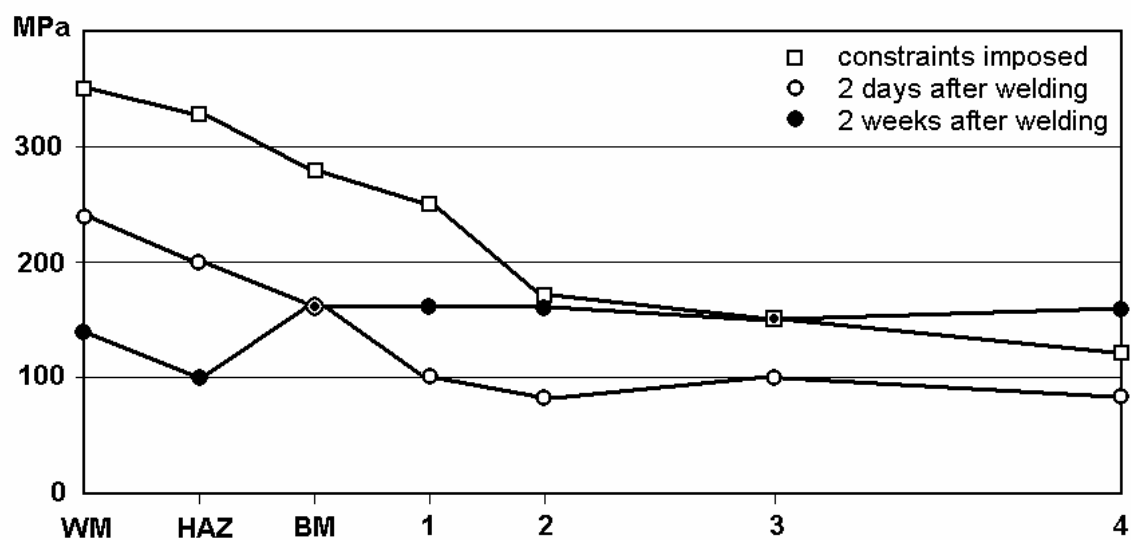


Fig. 8. Solda com eletrodo simples. Valores absolutos da tensão longitudinal σ_L

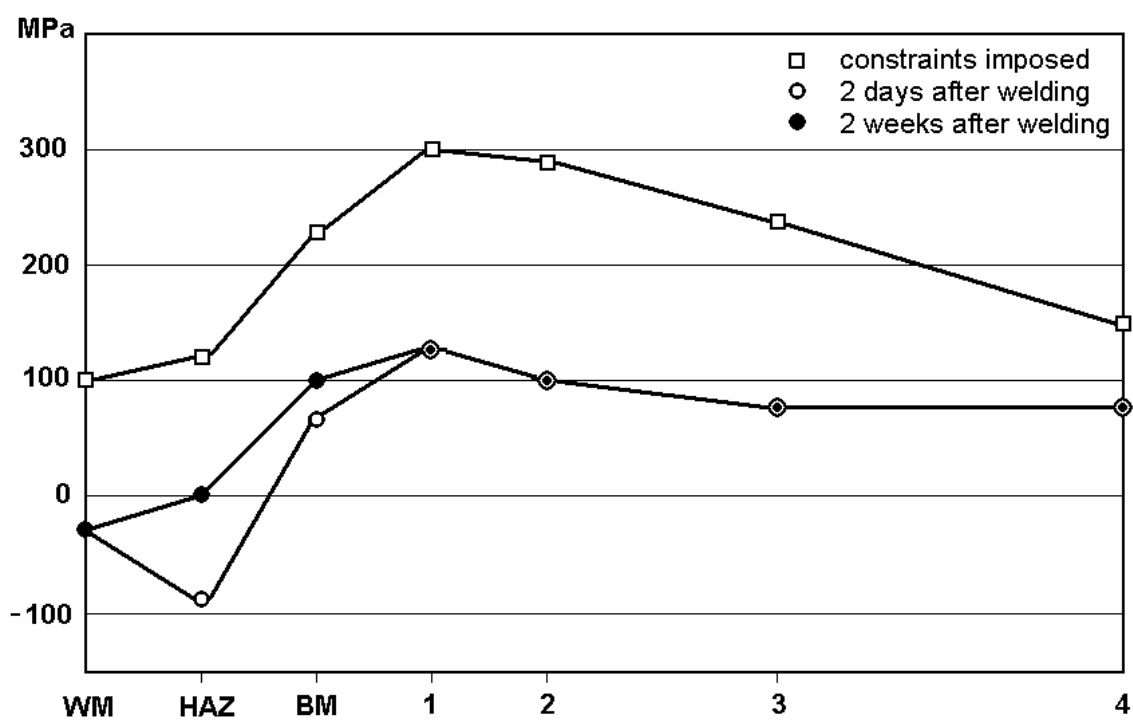


Fig. 9. Solda com eletrodo simples. Valores absolutos da tensão transversal σ_T

O quadro mais completo da evolução das tensões de soldagem apresenta distribuição dos valores da tensão cisalhante máxima. Medições adicionais na direção de 45 graus com relação às direções de medição das tensões longitudinal e transversal em cada dos pontos analisados

mostraram que os valores das tensões σ_L e σ_T são valores principais para os pontos próximos ao cordão de solda e que para resto dos pontos no metal base os valores σ_L e σ_T são bastante próximos aos valores das tensões principais. Este resultado é esperado devido às considerações da simetria e permite calcular os valores da tensão cisalhante máxima τ_{\max} como metade do modulo da diferença dos valores σ_L e σ_T , **Fig. 10**. Ressaltamos que o valor da tensão cisalhante máxima é utilizado diretamente no critério de escoamento de Tresca-Guest.

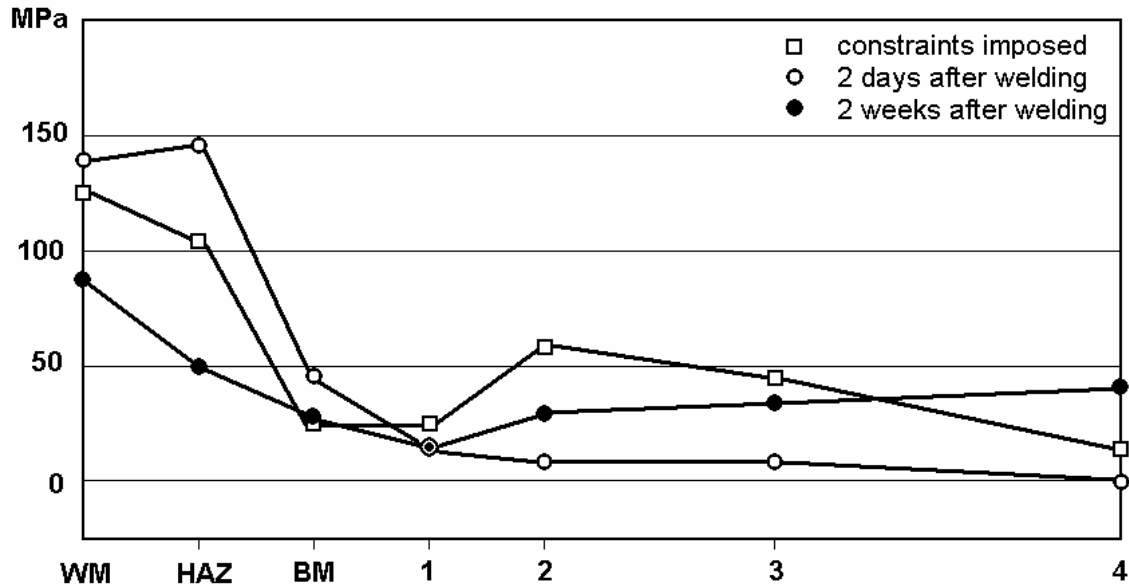


Fig. 10. Solda com eletrodo simples. Valores absolutos da tensão cisalhante máxima τ_{\max}

Para solda com eletrodo simples o estado das tensões duas semanas após soldagem é caracterizado pela distribuição mais uniforme dos valores da tensão cisalhante máxima comparando com os mesmos dois dias após soldagem e com chapa ainda fixa na mesa de gabarito. Observa-se que tensão cisalhante máxima em dois dias apresenta valores mais altos próximo ao cordão de solda comparando até com chapa com restrições impostas. Desta maneira, do ponto de vista do critério de Tresca-Guest, o estado das tensões em duas semanas pode ser considerado menos crítico do que em dois dias. Por esta razão podemos interpretar a redistribuição observada das tensões como um processo de relaxamento das tensões residuais de soldagem.

O mesmo comportamento das tensões pode ser observado no mapa de concentração das tensões cisalhantes máximas, obtida através do método magnético. Concentração da tensão cisalhante máxima α_i no ponto de medição i é caracterizado pelo seguinte valor:

$$\alpha_i = \frac{\tau_i}{\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \tau_j},$$

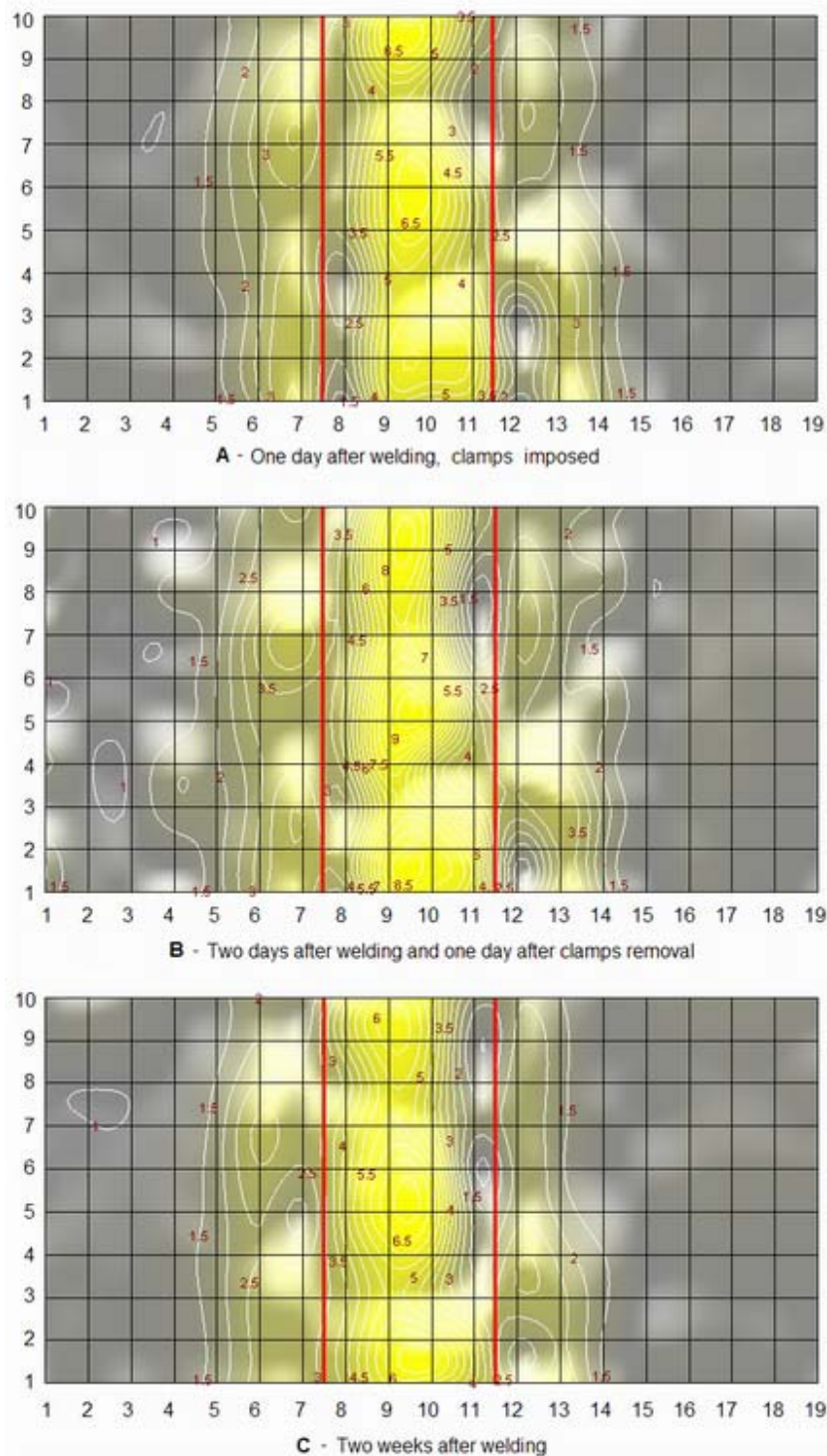


Fig. 11. Solda com eletrodo simples. Mapa de concentração da tensão cisalhante máxima numa área próxima ao cordão de solda. A – um dia após soldagem com restrições impostas; B – dois dias após soldagem; C – duas semanas após soldagem. Passo da curva de nível 0.5. Linhas vermelhas verticais marcam a posição do cordão de solda.

onde τ_i (τ_j) é valor da diferença entre os valores relativos da das tensões principais medido no ponto i (ponto j), N é o número dos pontos de medição. Valor máximo da concentração da tensão para chapa em dois dias (9.5) é maior do que para chapa com restrições impostas (6.5) e para chapa em duas semanas (7.0), ver Fig. 11.

6. SOLDA COM ELETRODO DUPLO

Comparando o estado das tensões da chapa soldada com eletrodo duplo, Figs. 12 e 13, com resultados para chapa soldada com eletrodo simples, Figs. 8 e 9, observam-se valores mais altos das tensões longitudinais e distribuição mais uniforme dos valores das tensões transversais para solda com eletrodo duplo.

Os valores maiores das tensões longitudinais para chapa soldada com eletrodo duplo medidos na chapa fixada no gabarito encontra-se nos pontos ZTA e metal base próximo ao cordão de solda, enquanto para chapa soldada com eletrodo simples o máximo encontra-se no metal depositado. Como consequência, a redistribuição das tensões em dois dias após soldagem com eletrodo duplo tem comportamento diferente comparando com eletrodo simples. Para solda com eletrodo simples, observa-se a diminuição uniforme das tensões no metal depositado, ZTA, metal base próximo ao corado de solda. Para solda com eletrodo duplo, ao contrário, observa-se o crescimento dos valores no metal depositado, acompanhado de diminuição dos valores das tensões na ZTA. Comportamento similar na redistribuição das tensões para chapas soldas com eletrodo duplo foi observado nos outros casos (18).

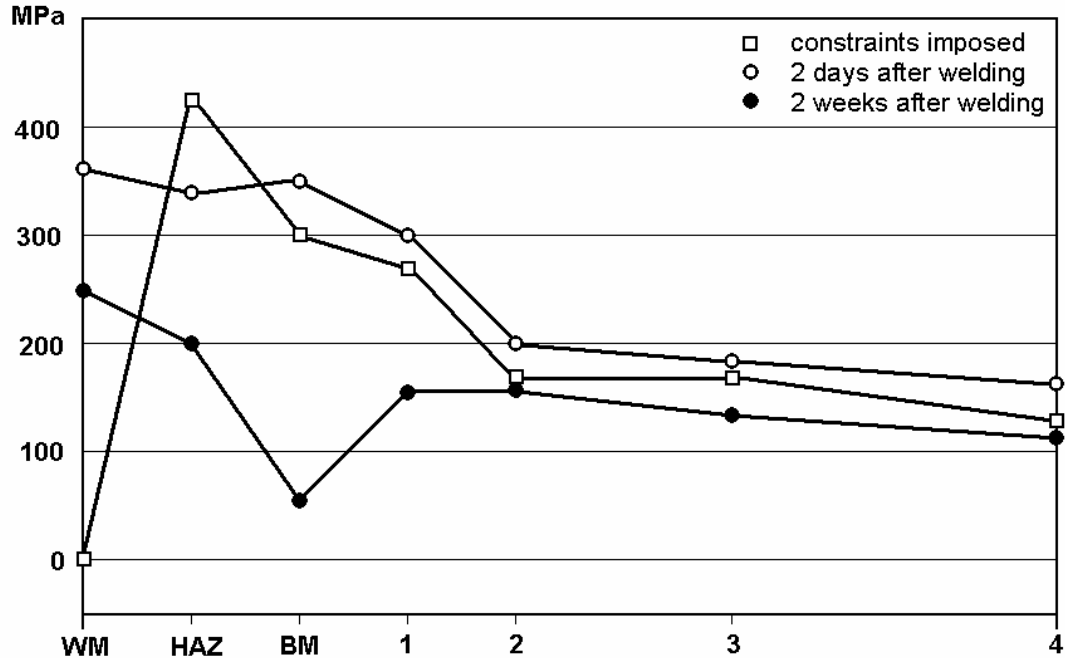


Fig. 12. Solda com eletrodo duplo. Valores absolutos da tensão longitudinal σ_L

Comparando a distribuição das tensões em dois dias e em duas semanas para solda com eletrodo duplo observa-se a redução dos valores da tensão longitudinal para todos os pontos medidos. Além disso, temos a redução dos valores da tensão transversal nos pontos de metal depositado, ZTA e no metal base próximo ao cordão de solda, acompanhada pelo crescimento destes valores nos pontos remotos do cordão de solda.

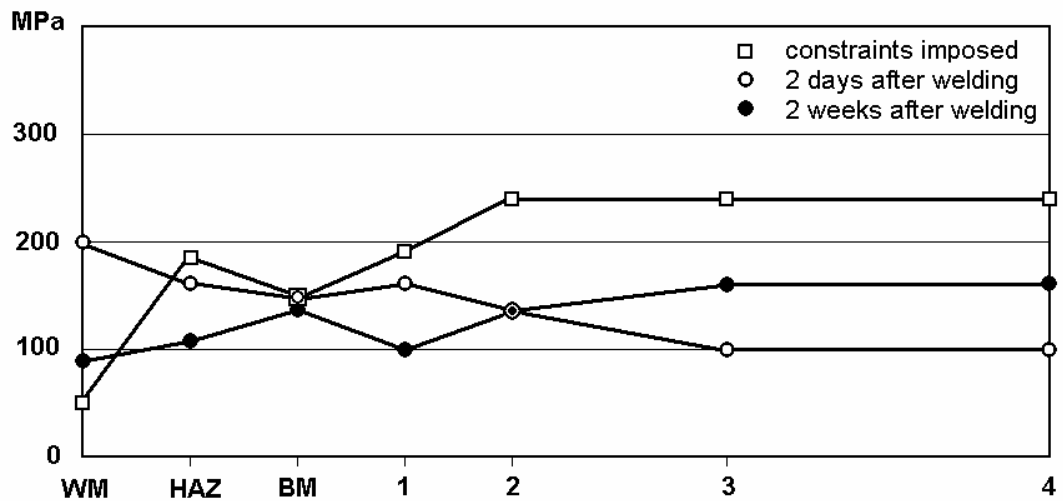


Fig. 13. Solda com eletrodo duplo. Valores absolutos da tensão transversal σ_T

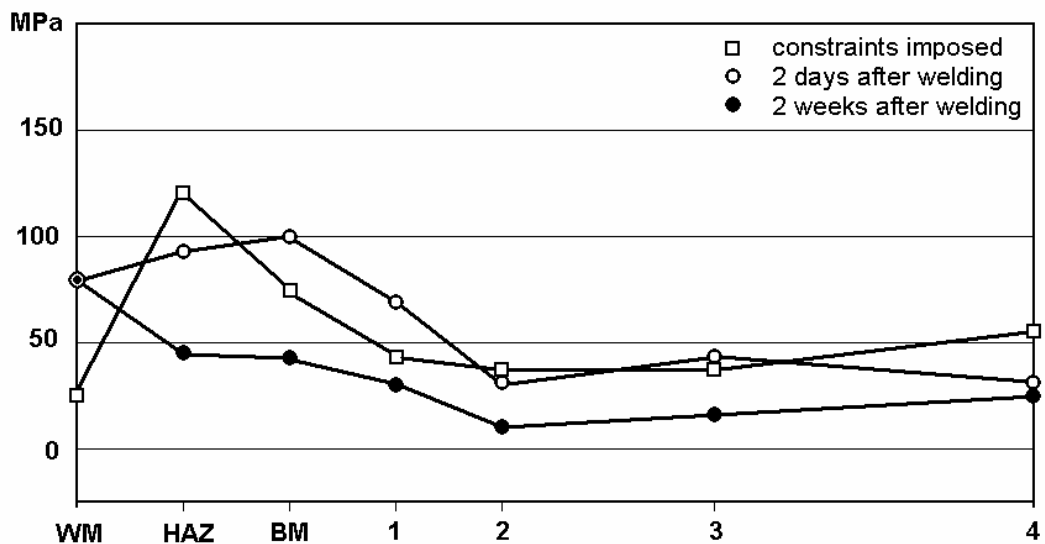


Fig. 14. Solda com eletrodo duplo. Valores absolutos da tensão cisalhante máxima τ_{max}

Como no caso da solda com eletrodo simples, para solda com eletrodo duplo a distribuição dos valores da tensão cisalhante máxima em duas semanas está mais uniforme com predominância dos valores menores em comparação com sua distribuição para a chapa com restrições impostas e para a chapa dois dias após soldagem, **Fig. 14**. Observa-se que os valores da tensão cisalhante máxima em dois dias, com exceção do ponto ZTA, são maiores ou iguais aos valores da tensão cisalhante máxima para a chapa com restrições impostas. A diferença entre a distribuição do valor de concentração da tensão cisalhante máxima não está tão acentuada como no caso da solda simples, **Fig. 15**. Provavelmente este fato é relacionado à semelhança dos perfis da distribuição dos valores da tensão cisalhante máxima em dois dias e duas semanas.

7. SOLDA COM ARCO SUBMERSO

No caso da solda com arco submerso observa-se a redução dos valores da tensão longitudinal, **Fig. 16**, assim como da tensão cisalhante máxima, **Fig. 18**, no cordão de solda, acompanhada de crescimento destes valores no metal base próximo ao cordão de solda desde o momento da retirada das restrições de soldagem. Os valores da tensão transversal no cordão de solda e em sua vizinhança em duas semanas foram próximos de zero, **Fig. 17**. Não se observa variação significativa dos valores da tensão cisalhante máxima nos pontos do metal base longe do cordão de solda, mesmo com variação bastante acentuada dos valores das tensões longitudinal e transversal nestes pontos. Valor máximo da concentração da tensão para chapa em dois dias (valor 4,5) é maior do que para chapa com restrições impostas (valor 2,0) e para chapa em duas semanas (valor 1,75), **Fig. 19**.

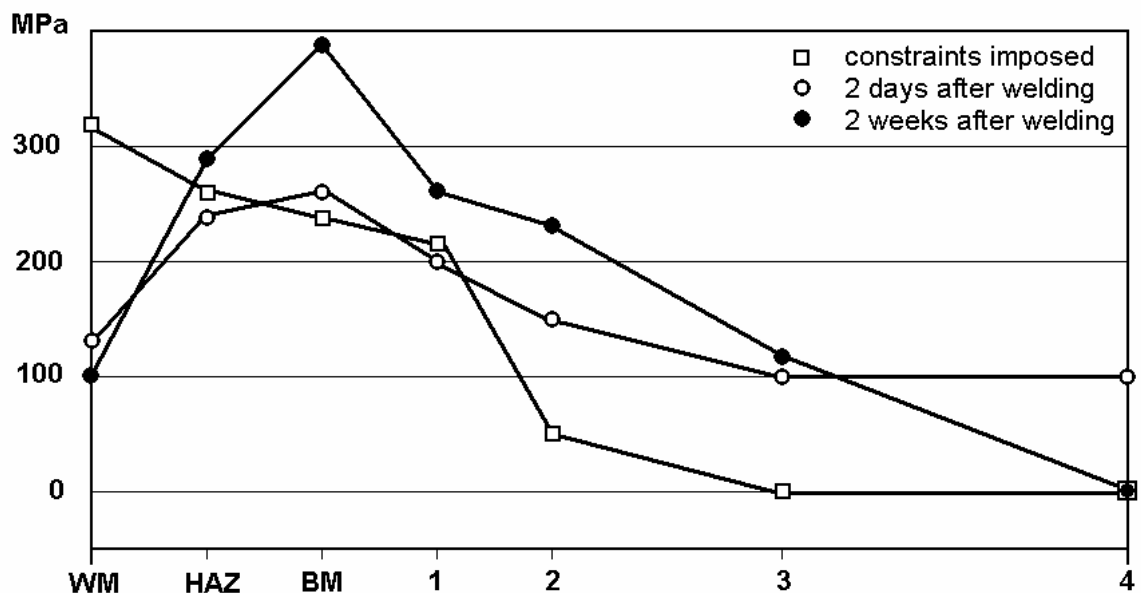


Fig. 16. Solda com arco submerso. Valores absolutos da tensão longitudinal σ_L

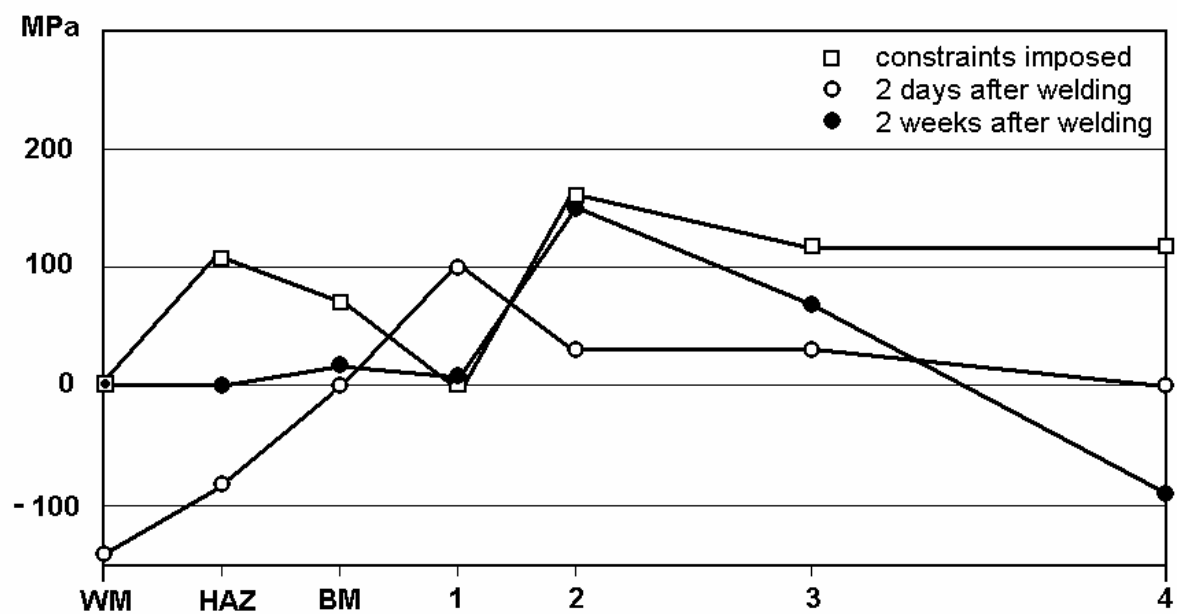


Fig. 17. Solda com arco submerso. Valores absolutos da tensão transversal σ_T

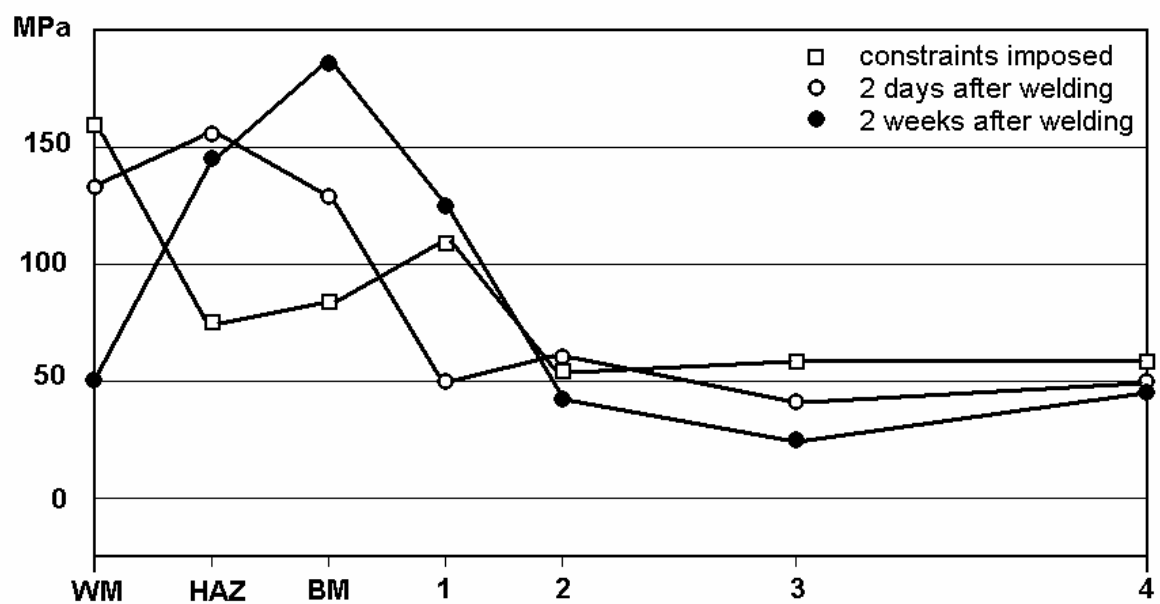
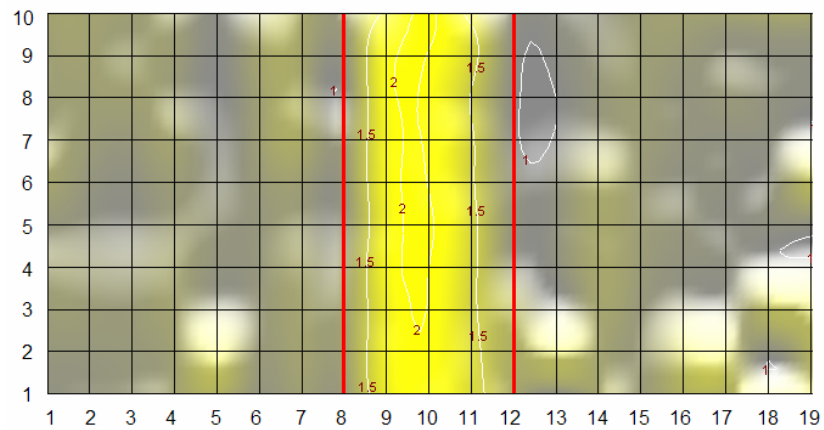
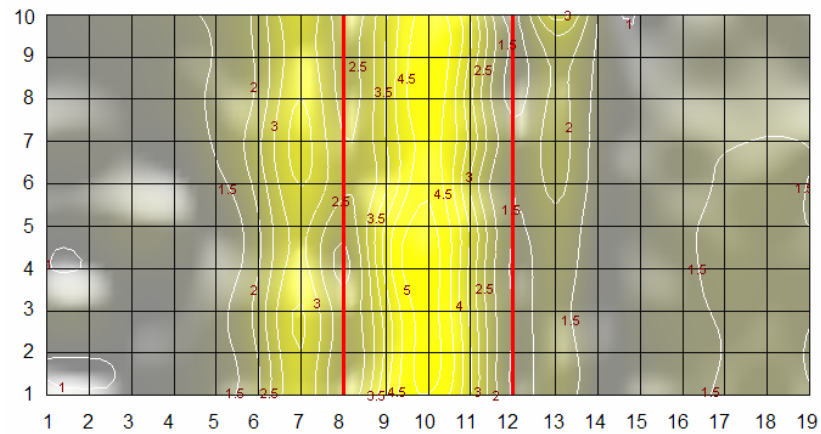


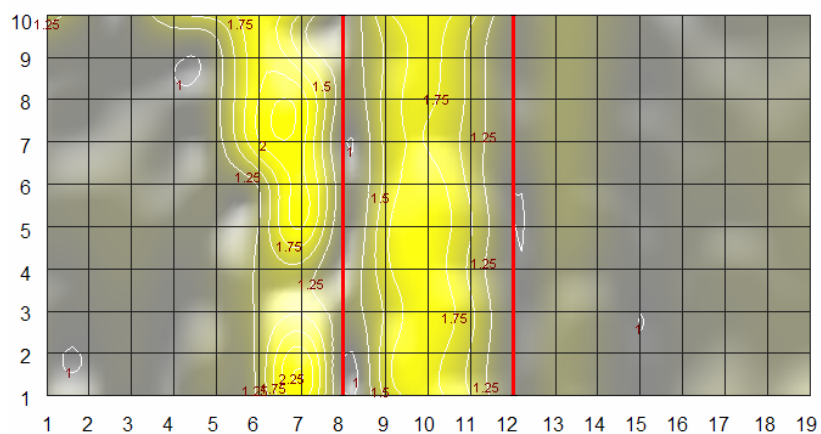
Fig. 18. Solda com arco submerso. Valores absolutos da tensão cisalhante máxima τ_{max}



A - One day after welding, clamps imposed



B - Two days after welding and one day after clamps removal



C - Two weeks after welding

Fig. 19. Solda com arco submerso. Mapa de concentração da tensão cisalhante máxima numa área próxima ao cordão de solda. A – um dia após soldagem com restrições impostas; B – dois dias após soldagem; C – duas semanas após soldagem. Passo da curva de nível 0.5. Linhas vermelhas verticais marcam a posição do cordão de solda.

8. COMPARAÇÕES GERAIS

Período de observação de duas semanas foi escolhido experimentalmente, pois corresponde ao período de relaxamento das tensões para chapas soldadas com solda simples e solda dupla. Não podemos afirmar que este prazo é o mínimo necessário para o fenômeno observado. Também não podemos afirmar que após este período não houve mais variação das tensões na chapa soldada com arco submerso. Porém neste período é observada em todos três casos uma variação significativa na redistribuição das tensões de soldagem. Para chapas soldadas com eletrodo simples e eletrodo duplo observa-se após duas semanas uma distribuição similar dos valores absolutos da tensão cisalhante máxima, embora esta distribuição em dois dias não apresentasse semelhanças, **Figs. 20 e 21**. O quadro da evolução das tensões residuais para chapas soldadas com eletrodo simples e eletrodo duplo é caracterizado pela diminuição e uniformidade dos valores das tensões. Por esta razão associamos este comportamento com o relaxamento das tensões de soldagem. Tanto os resultados das medições através do método de raios-X, como mapeamento utilizando método magnético mostram variação significativa dos valores da tensão cisalhante máxima no cordão de solda e em sua vizinhança. Para os pontos do metal base longe do cordão de solda a variação da tensão cisalhante máxima é relativamente pequena e este comportamento é típico para todos os três tipos de soldagem analisados.

9. ENSAIOS METALOGRAFICOS

Para descartar a possibilidade do observado relaxamento das tensões para chapas soldadas, com eletrodo simples e eletrodo duplo, ser o resultado de alguma falha (trincamento) do material, foi realizada análise metalográfica. Amostras de tamanho 10 x 60 x 19 mm compostas por metal base e metal depositado, **Fig. 22**, foram retiradas na direção transversal ao cordão de solda do local onde foram realizadas as medições das tensões. Polimento mecânico e ataque por Nital 2% foram aplicados para revelar a microestrutura. Observações foram feitas utilizando microscópio ótico convencional.

Fig. 23-A mostra a microestrutura do metal depositado no caso da solda com eletrodo simples. Microestrutura é refinada, contendo perlita e partículas dispersas de cementita em matriz ferrítica. Essa microestrutura é resultado da recristalização do metal depositado promovida pelo passe subsequente. **Fig. 23-B** apresenta a microestrutura do metal depositado no cordão de acabamento para solda com eletrodo duplo. Microestrutura constituída por ferrita em arranjo dendrítico colunar, contendo partículas de carboneto. Amplificação da imagem original é de 200 vezes. **Fig. 24-A** apresenta a microestrutura da ZTA próxima ao cordão de acabamento no caso da solda com eletrodo simples. Microestrutura normal, constituída por matriz ferrítica e cementita em arranjo celular. Na **Fig. 24-B** temos a microestrutura da ZTA próxima ao cordão de acabamento para solda com eletrodo duplo. Amplificação da imagem original é de 100 vezes. A microestrutura do metal de base das amostras soldadas com eletrodo simples e eletrodo duplo é usual para uma chapa de aço carbono estrutural, constituída por ferrita, grãos claros, e perlita. Tamanho de grão ASTM 8. Exemplo desta estrutura está aposentado na **Fig. 25-A** para chapa soldada com eletrodo simples e na **Fig. 25-B** para chapas soldada com eletrodo duplo. Amplificação da imagem original é de 100 vezes.

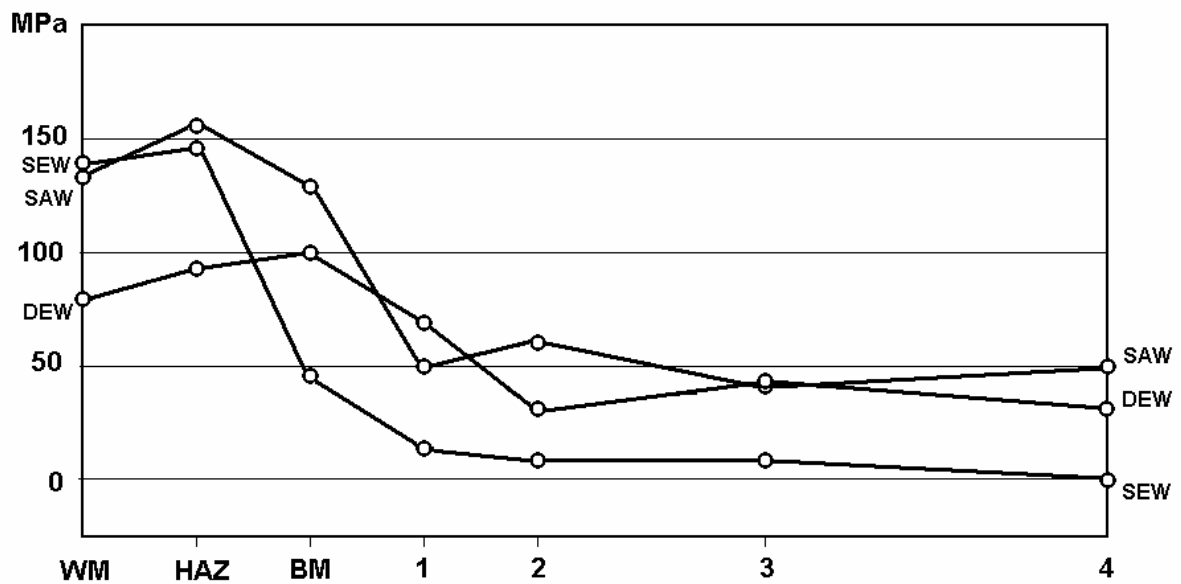


Fig. 20. Dois dias após a soldagem. Valores absolutos da tensão cisalhante máxima para chapas soldadas com eletrodo simples (SEW), eletrodo duplo (DEW) e arco submerso (SAW)

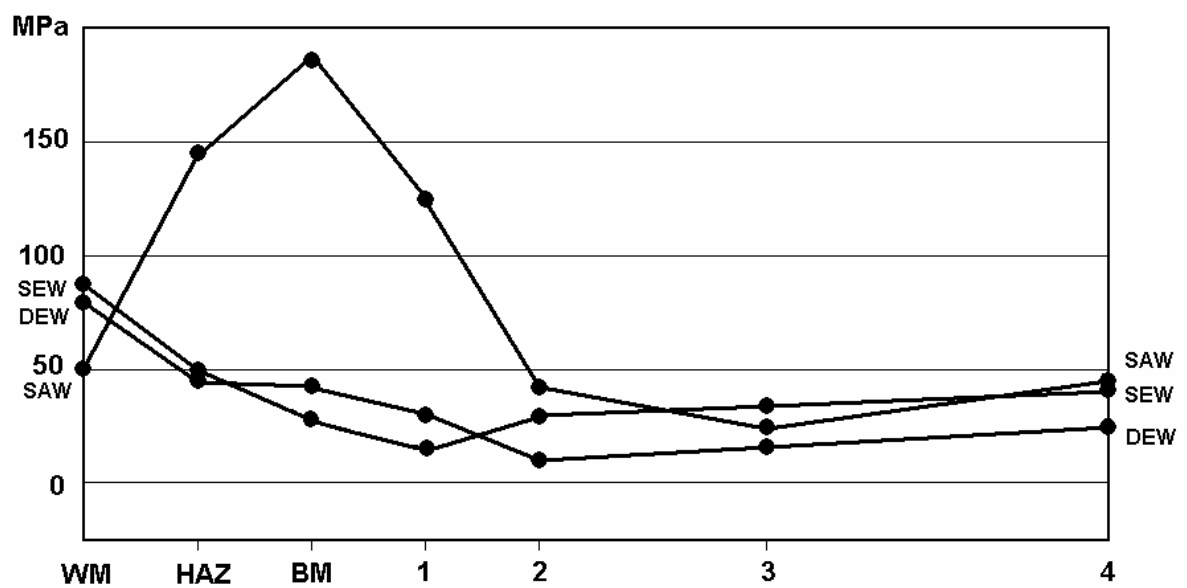
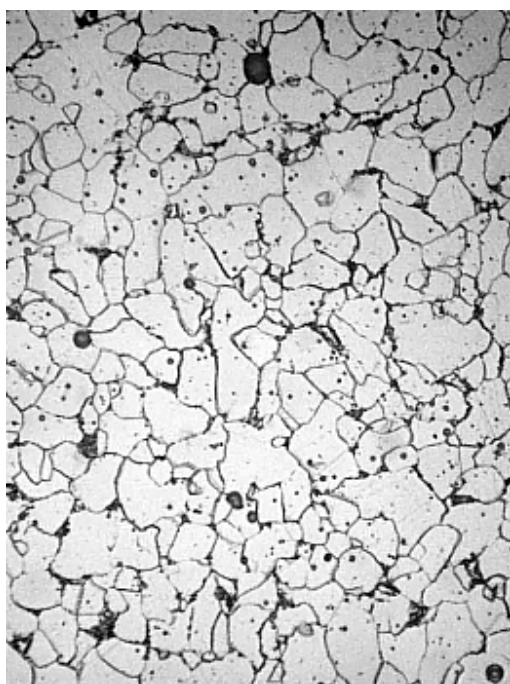


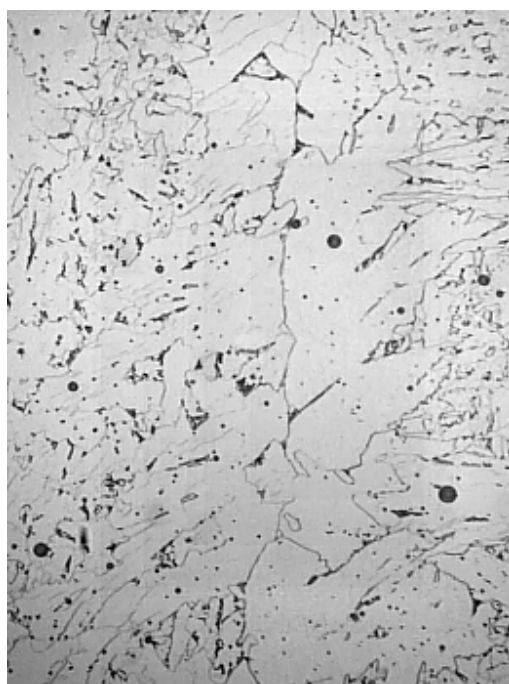
Fig. 21. Duas semanas após soldagem. Valores absolutos da tensão cisalhante máxima para chapas soldadas com eletrodo simples (SEW), eletrodo duplo (DEW) e arco submerso (SAW)



Fig. 22. Amostra para análise metalográfica



(A)



(B)

Fig. 23. Microestrutura do metal depositado. (A) – Solda com eletrodo simples.
(B) – Solda com eletrodo duplo. Amplificação original x200

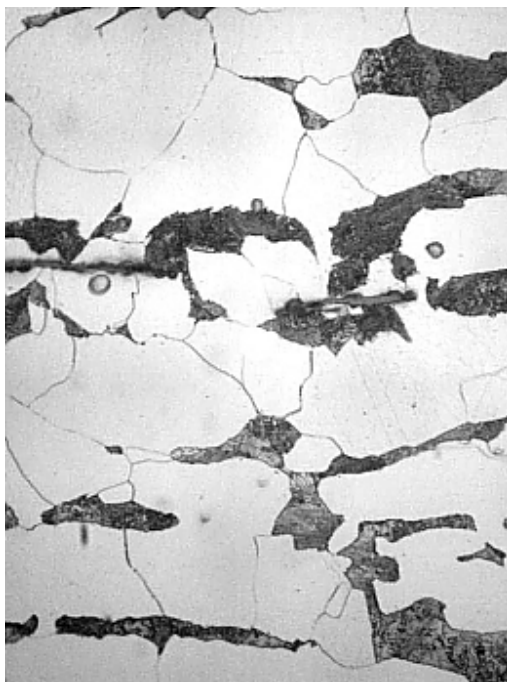


(A)

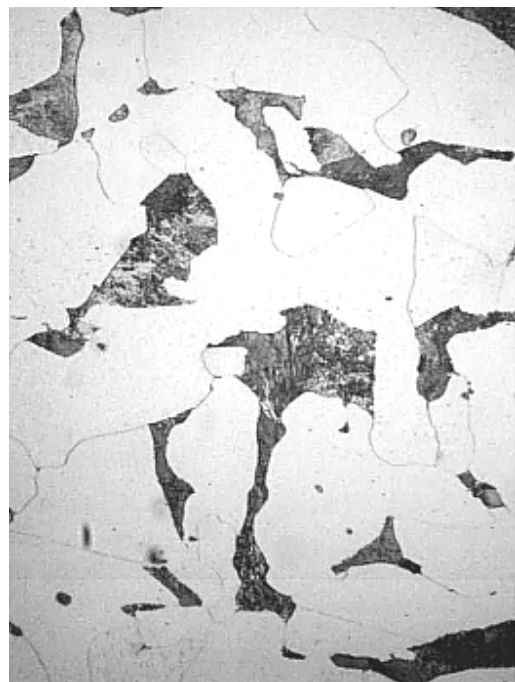


(B)

Fig. 24. Microestrutura da ZTA. (A) – Solda com eletrodo simples.
(B) – Solda com eletrodo duplo. Amplificação original x100



(A)



(B)

Fig. 25. Microestrutura do metal de base. (A) – Solda com eletrodo simples.
(B) – Solda com eletrodo duplo. Amplificação original x100

Análise microestrutural mostra a ausência de microtrincas no metal depositado, ZTA e metal base próximo ao cordão de solda. Isso descarta a possibilidade de observado efeito de relaxamento das tensões para solda com eletrodo simples e solda com eletrodo duplo ser o resultado de falha do material.

10. CONCLUSÕES

1. Os resultados experimentais obtidos através das duas técnicas diferentes mostram que a distribuição dos valores das tensões de soldagem varia significativamente dentro do período de duas semanas, desde o momento da soldagem para todos os três processos de soldagem analisados, o fato até então não relatado na literatura.
2. Estado final das tensões para solda com eletrodo simples e eletrodo duplo é caracterizado pela distribuição mais uniforme da tensão cisalhante máxima e valores absolutos menores, quando comparados com os mesmos logo após a remoção das restrições de soldagem.
3. Análise microestrutural descarta possibilidade do relaxamento da tensão cisalhante máxima para solda com eletrodo simples e com eletrodo duplo ser resultado de falha do material.
4. Observada variação das tensões após o término do processo da soldagem indica a necessidade de especificar nos resultados experimentais de análise das tensões de soldagem o período de tempo entre a execução da operação de soldagem e a realização das medições.
5. Para efeito de comparação dos resultados de simulação computacional com resultados experimentais, o fenômeno de evolução das tensões após execução do processo da soldagem deve ser incluído nos modelos numéricos.
6. Observado efeito de redistribuição das tensões de soldagem após término do processo de soldagem pode contribuir significativamente no entendimento dos processos relacionados às tensões residuais de soldagem, ajudar no ajuste dos modelos computacionais e na interpretação dos dados da simulação numérica das tensões de soldagem.
7. Provavelmente, o período de estabilização do estado das tensões de soldagem e sua distribuição final dependem do tipo de processo da soldagem e das condições de soldagem, assim como da geometria, material e tamanho das peças unidas. Estudo sobre a relação entre estes parâmetros e o tempo mínimo necessário para estabilização do estado das tensões para cada técnica de soldagem se constituem assuntos de interesse a ser abordado em pesquisas futuras.

11. AGRADECIMENTOS

Apoio financeiro:

CNPq (projetos 302531/2009-2 (S.F. Estefen) e 305338/2009-9 (A. Leontiev))

FINEP (contrato 0582/10), TRANSPETRO/PETROBRAS

Apoio tecnológico e operacional:

White Martins S.A.

Equipe técnica do Laboratório da Tecnologia Submarina COPPE - UFRJ

12. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (1) Macherauch E, Wohlfahrt H. "Different sources of residual stress as a result of welding", In: Nichols RW, editor. *Residual Stress in Welded Construction and Their Effects: An international conference*, 1977 Nov 15-17, London, Cambridge, Welding Institute, 267-82, 1978-1979
- (2) Schenk T, Richardson IM, Kraska M, Ohnimus S. "A study on the influence of clamping on welding distortion", *Comput Mater Sci*, 45, 999–1005, 2009
- (3) Korsunsky AM, Regino GM, Nowell D. "Variational eigenstrain analysis of residual stresses in a welded plate", *J Solids Struct*, 44, 4574-91, 2007
- (4) Paradowska AM, Price JWH, Finlayson TR, Lienert U, Walls P, Ibrahim R. "Residual stress distribution in steel butt welds measured using neutron and synchrotron diffraction", *J Phys: Condens Matter* 21, 2009, doi: 10.1088/0953-8984/21/12/124213
- (5) Deng D, Murakawa H. 'Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint', *Comput Mater Sci*, 43, 353-65, 2008
- (6) Aloraier A, Al-Mazrouee A, Price JWH, Shehata, T. "Weld repair practices without post weld heat treatment for ferritic alloys and their consequences on residual stresses: A review", *Int J Pressure Vessels and Piping*, 87, 127-133, 2010
- (7) Monin V, Teodosio JR, Gurova T. "A portable X-ray apparatus for both stress measurements and phase analysis under field conditions", *Adv X-ray Anal*, 43, 66-71, 2000
- (8) Gurova T, Teodosio JR, Rebello JM, Monin V. "Study of the residual stress state during plastic deformation under uniaxial tension in a 5.0Cr and 0.5Mo steel", *Scr Mater*, 36, 1031-35, 1997
- (9) Gurova T, Teodosio JR, Rebello JM, Monin V. "Model for the variation of the residual stress state during plastic deformation under uniaxial tension", *J Strain Anal Eng Des*, 33, 367-72, 1998
- (10) Monin V, Teodosio JR, Gurova T, Assis J. "X-ray study of the inhomogeneity of surface residual stresses after shot-peening treatment", *Adv X-ray Anal*, 43, 48-53, 2000
- (11) Monin V, Teodosio JR, Gurova T. "Study and service control of stress state of high-strength steel cables used in prestressed concrete structures", *Adv X-ray Anal*, 44, 195-200, 2001
- (12) Monin V, Teodosio JR, Gurova T. "Analysis of residual stress state in speed gears for automotive vehicles", *Adv X-ray Anal*, 44, 187-94, 2001
- (13) Assis JT, Monin V, Teodosio JR, Gurova T. "X-ray analysis of residual stress distribution in weld region", *Adv X-ray Anal*, 45, 225-31, 2002
- (14) "Handbook of Control of the Quality by Electroacoustic, Radiometric and Magnetic Methods", I-39-63, Leningrad: Leningradstroy, 1962 (em Russo)
- (15) Abuki, S. "Effects of surface conditions on residual stress measurement by magnetic probe", In: *Proceedings of the Third International Conference on Residual Stresses*, ICRS 3, Tokushima, Japan on 23-26 July 1991, Editor: K. Tanaka, 1081-86, 1992
- (16) Handbook of Measurement of Residual Stresses. Edited by Dr. Jian Lu, Published by The Fairmont Press Inc. Libum GA 30247
- (17) Hauk V. "Structural and residual stress analysis by nondestructive methods, evaluation – application – assessment", Amsterdam: Elsevier Science, 1997
- (18) Estefen SF, Gurova T, Castello X, Leontiev A. "Surface residual stress evaluation in double-electrode butt welded steel plate", *Materials and Design*, 31, 1622–27, 2010