



AValiação de Tensões Residuais em Tubos Soldados Helicoidal e "UOE" para Dutos¹

Accacio Moraes Neto²
Cesar J. M. Del Vecchio³
Gilmar Zacca Batista⁴
Tarcísio Pelegrini Júnior⁵
Valber Azevedo Perrut²

Resumo

A especificação de tubos longitudinais "UOE" para aplicação em oleodutos e gasodutos é geralmente feita de acordo com o Código *ASME B31.4* com os respectivos parâmetros, e contando com as melhorias proporcionadas pela expansão ao diâmetro especificado, nas propriedades e na distribuição das tensões residuais. O uso deste critério para a aplicação de tubos soldados helicoidais em oleodutos exige a análise de possíveis diferenças na tensão residual primária resultante dos processos de fabricação e a consideração da corrosão sob tensão. A avaliação do fator de segurança torna-se uma questão essencial, e para a avaliação das tensões residuais primárias são utilizados os métodos de medição por furo cego com roseta de extensômetros e por seccionamento da parede do tubo, aplicados a um exemplar de cada processo, ambos de *API 5L X70 - PSL2*, diâmetro 28in, espessura 0,469in. Uma compreensão mais ampla sobre as tensões residuais na conformação foi pesquisada através de parâmetros de resistência mecânica e de encruamento a frio.

Palavras-chave: Tensões residuais; Tubos soldados; Tubo helicoidal; Dutos.

RESIDUAL STRESS EVALUATION IN "UOE" AND HELICAL WELDED TUBES FOR PIPELINES

Abstract

The specification of longitudinal welded "UOE" tubes applied in oil and gas pipelines is usually made according to the *ASME B31.4* Code, regarding the related parameters and counting on properties and residual stresses distribution enhancement provided by the stretching to the specified diameter. The use of this criterion for application of Helical Welded Tubes in pipelines demands the analysis of possible differences in tension residual primary stresses resulting from the fabrication process and concerning for stress corrosion cracking. The safety factor assessment becomes a main issue and for the evaluation of primary residual stresses the measuring methods used are the blind hole strain gage rosettes and the tube-wall sectioning, applied to a specimen of each process, both *API 5L X70 - PSL2*, 28in diameter, 0.469in thick. A wider understanding on residual forming stresses was searched through the mechanical strength and cold work hardening parameters.

Key words: Residual stress; Welded tubes; Helical; Pipeline.

¹ Contribuição técnica ao 65º Congresso Anual da ABM, 26 a 30 de julho de 2010, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

² M.Sc., Engenheiro Mecânico (Petrobras S.A.).

³ D.Sc., Engenheiro Mecânico (Petrobras S.A.).

⁴ M.Sc., Engenheiro Metalúrgico (Petrobras S.A.).

⁵ D.Sc., Engenheiro Materiais (T.S.A.).

1 INTRODUÇÃO

A aplicação de tubos Helicoidais em oleodutos permite o atendimento da demanda crescente por tubos soldados e a sua diversificação, que agrega os benefícios proporcionados pelos específicos processos de fabricação para cada aplicação. Em aplicações com pressões elevadas, tubos com solda Longitudinal têm especificações técnicas estabelecidas e procedimento de cálculo consolidado.

Nos tubos Helicoidais a chapa plana é transformada numa chapa em hélice por calandragem diferencial com vários roletes. A soldagem helicoidal finaliza o tubo com diâmetro e passo de hélice determinados pelo ângulo de entrada e pela largura da chapa, sem outra conformação adicional. Nos tubos Longitudinais, após a conformação em “U” e em “O” e as soldagens longitudinal e circunferencial, o diâmetro final é determinado pela conformação de calibração e ajuste final, através da expansão “E” (deformação $\varepsilon \approx 1,5\%$) com um mandril hidráulico interno atuando por trechos, o que proporciona uma acomodação das tensões residuais localizadas (tensões secundárias) e sua distribuição no material, assim como uma elevação uniforme do limite de escoamento, melhorando a resistência do material.

Para verificação da influência das tensões residuais primárias na especificação dos tubos, foi feita a medição de tensões em um espécime de cada processo (características na Tabela 1), com base na suposição de que uma tensão primária de tração seja inerente ao processo de conformação helicoidal devido à ausência de conformação final de expansão como no processo “UOE”, usando-se os métodos do furo cego^(1,2) e do seccionamento do tubo. Os resultados não são portanto baseados em tratamento estatístico representativo.

Tabela 1. Características dos Tubos Helicoidal e Longitudinal (“UOE”)

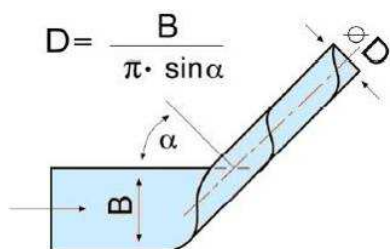
Item	Descrição	Diâmetro (in)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Material
1	Tubo Helicoidal SAW – API	28	713	11,91	API 5L X70 (LQ)
2	Tubo costura Longitudinal “UOE”	28	711	11,91	API 5L X70 (LQ)

(LQ) – chapa laminada a quente.

Propriedades especificadas para o API 5L X70 – PSL2:⁽³⁾

$$483 \leq S_y \leq 621 \frac{N}{mm^2} ; \quad 565 \leq S_{ut} \leq 758 \frac{N}{mm^2} ; \quad \delta_{50mm} \geq 17,03 \%$$

As características geométricas do tubo helicoidal são apresentadas na Figura 1. Os tubos são fabricados no comprimento $L = 12$ m (alguns apresentam cordão de solda para união do fim de uma bobina com o início da seguinte), o passo entre as espiras é proporcional ao ângulo α , resultando no comprimento da solda e no número de cruzamentos do cordão com a geratriz inferior. As propriedades do material do tubo Helicoidal são indicadas nas Tabelas 2 e 3, e as do tubo Longitudinal “UOE”, na Tabela 4.



D = diâmetro externo do tubo = 714,9 mm
 h = passo da hélice = $\pi \cdot D \cdot \tan \alpha$ = 1755 mm
 α = ângulo da hélice = $\arcsin(B/(\pi \cdot D))$ = 38,9°
 B = Largura da chapa = 1380 mm (já cortada da bobina).
 Bobina: diâmetro externo = 1910 mm
 diâmetro interno = 750 mm

Figura 1. Geometria do tubo: dependência entre diâmetro, largura e ângulo da hélice.

Tabela 2. Propriedades da chapa - Certificado de Qualidade da CST (Cia Sid. Tubarão) - TSA

Descrição	Produto	Material	Esp. x Larg. (mm)	σ_{esc} (N/mm ²)	σ_{rupt} (N/mm ²)	δ (%)
Tubo Helicoidal 28"	BQ – Bob. a Quente	API 5L X70 – PSL2	11,91 x 1400	504	643	34

Tabela 3. Propriedades do Tubo Helicoidal – CP's do tubo - medição TSA

Item	Direção	σ_{esc} (N/mm ²)	σ_{rupt} (N/mm ²)	δ (%)
1	Longitudinal relativa ao TUBO	537	619	39
2	Circunferencial relativa ao TUBO	491	625	31
3	Longitudinal relativa à BOBINA	547	643	---
4	Transversal relativa à BOBINA	544	636	---

Tabela 4. Propriedades do Tubo Longitudinal – CP's do tubo - medição Petrobras-Engenharia

Item	Direção	σ_{esc} (N/mm ²)	σ_{rupt} (N/mm ²)	δ (%)
1	Longitudinal relativa ao TUBO	513	609	31
2	Circunferencial relativa ao TUBO	569	647	27

2 MATERIAL E MÉTODOS

2.1 Medições de Tensões Residuais pelo Método do Furo Cego

O método do furo cego proporciona uma amostragem significativa das tensões residuais macroscópicas na superfície da chapa e fornece os valores das tensões principais e sua direção. A incerteza na medição é maior que 5% da tensão de escoamento do material, com acuracidade da medida de 15% e dispersão estimada de ± 30 N/mm².⁽⁴⁾ Os pontos de medição no tubo Helicoidal foram a 50 mm do cordão de solda (ambos lados) e no meio de duas intersecções consecutivas da geratriz com o cordão de solda (externo e interno). Os resultados, apresentados na Figura 2 – predominantemente de compressão –, dependem do equilíbrio entre o retorno elástico com a deformação produzida no encurvamento do tubo.

As medições no tubo Longitudinal "UOE" foram efetuadas a 50 mm do cordão de solda (ambos os lados) e afastado do cordão de solda (externo). Os resultados, apresentados na Figura 3, indicam que a expansão final com $\epsilon \approx 1,5\%$ supera as deformações de conformação do tubo, resultando em tração externa e compressão interna.

2.2 Medições da Tensão Residual Resultante pelo Método do Seccionamento

Este método foi adotado para obtenção de uma estimativa das tensões circunferenciais primárias. O seccionamento longitudinal da parede dos tubos foi feito com serra mecânica através do centro do cordão de solda de uma fatia de largura ≈ 200 mm, com rosetas de *strain-gages* instaladas no meio da fatia, na superfície externa, a ≈ 50 mm de distância do cordão de solda, nos dois lados. A abertura circunferencial do tubo e as tensões medidas através das rosetas são mostrada na Figura 5 – o material removido pela serra está descontado das medidas de abertura. Outra estimativa foi feita usando serra de fita cortando diversas fatias de largura 38 cm na direção da geratriz (ambos os tubos Longitudinal e Helicoidal). Os resultados com estes dois métodos apresentam valores numa faixa relativamente ampla, indicando que as tensões medidas por furo cego são componentes das tensões localizadas. São desconsideradas eventuais distorções causadas pela fixação das fatias do tubo na máquina.

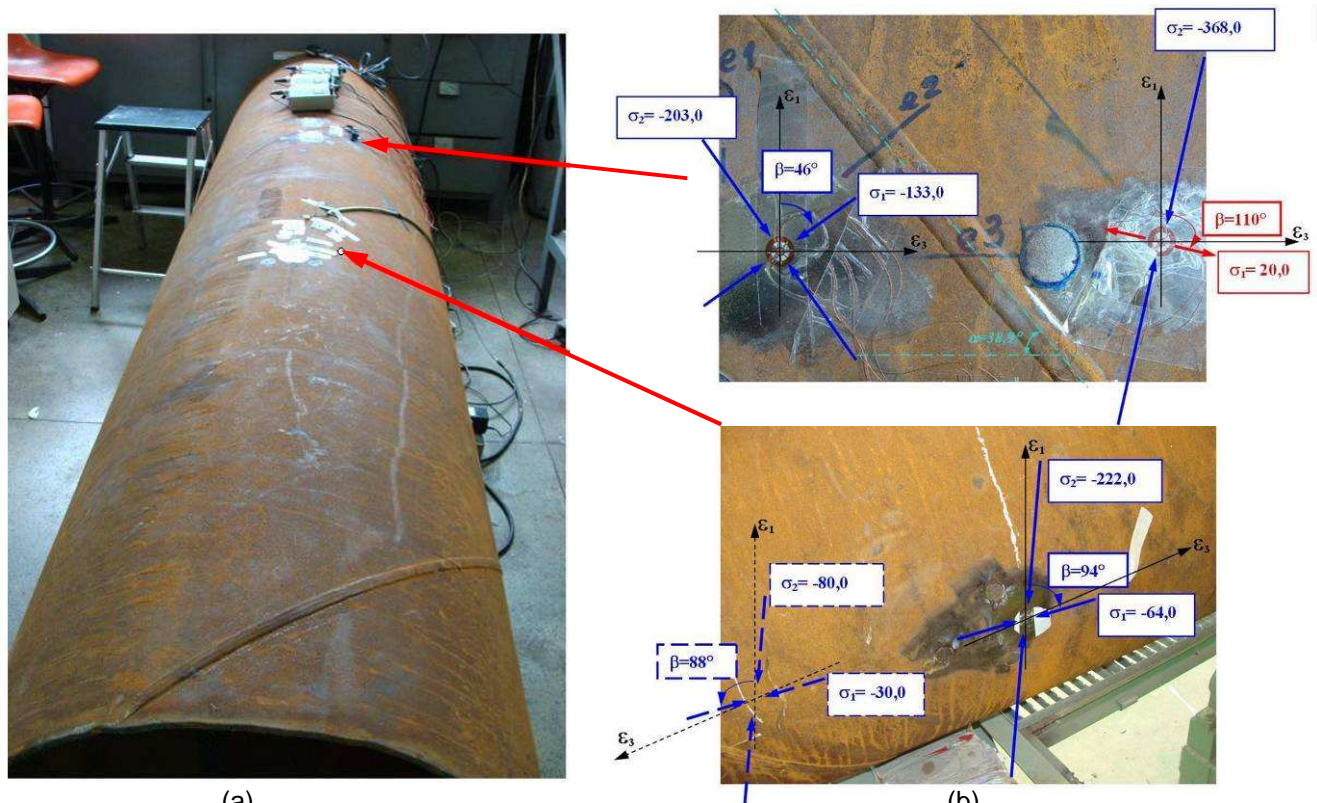


Figura 2. Método do furo cego no Tubo Helicoidal: (a) pontos de medição no tubo; (b) resultados das tensões medidas.

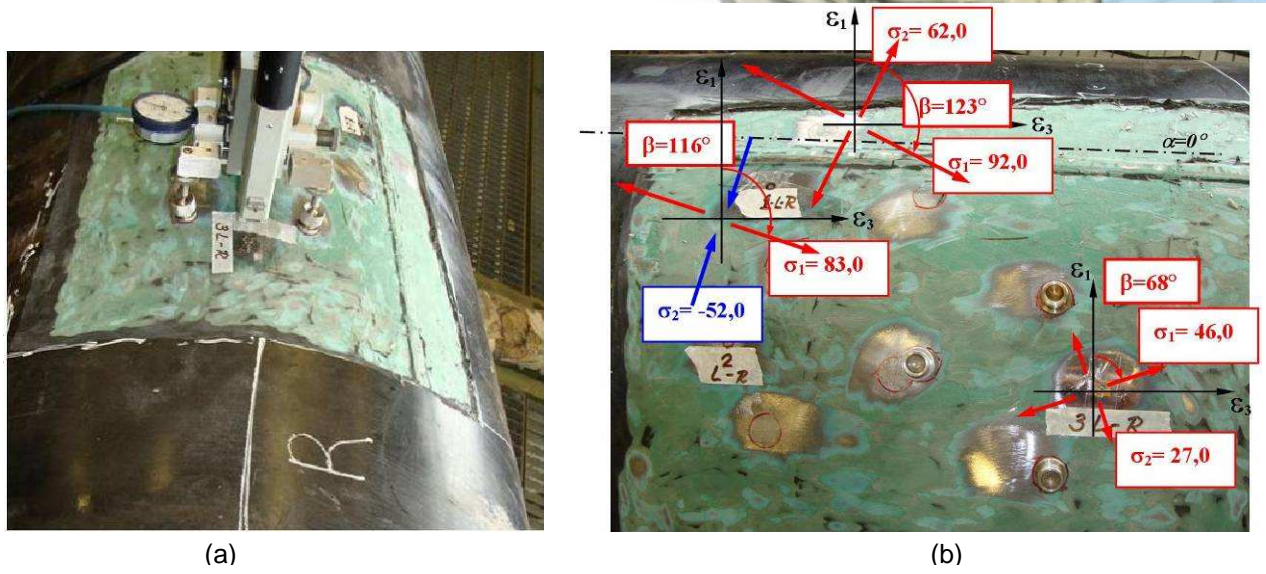


Figura 3. Método do furo cego no Tubo Longitudinal: (a) medição no tubo; (b) resultados das tensões medidas.

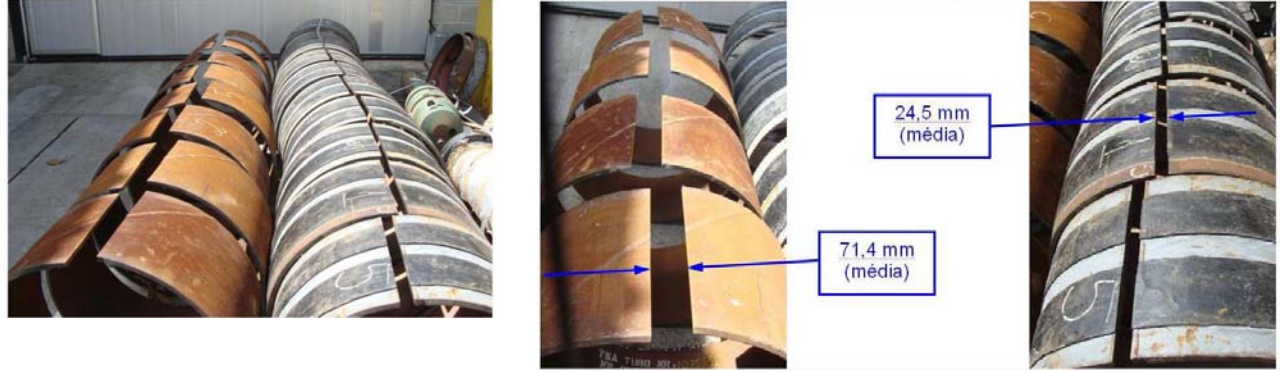


Figura 4. Seccionamento longitudinal das fatias de tubos Helicoidal e Longitudinal "UOE".

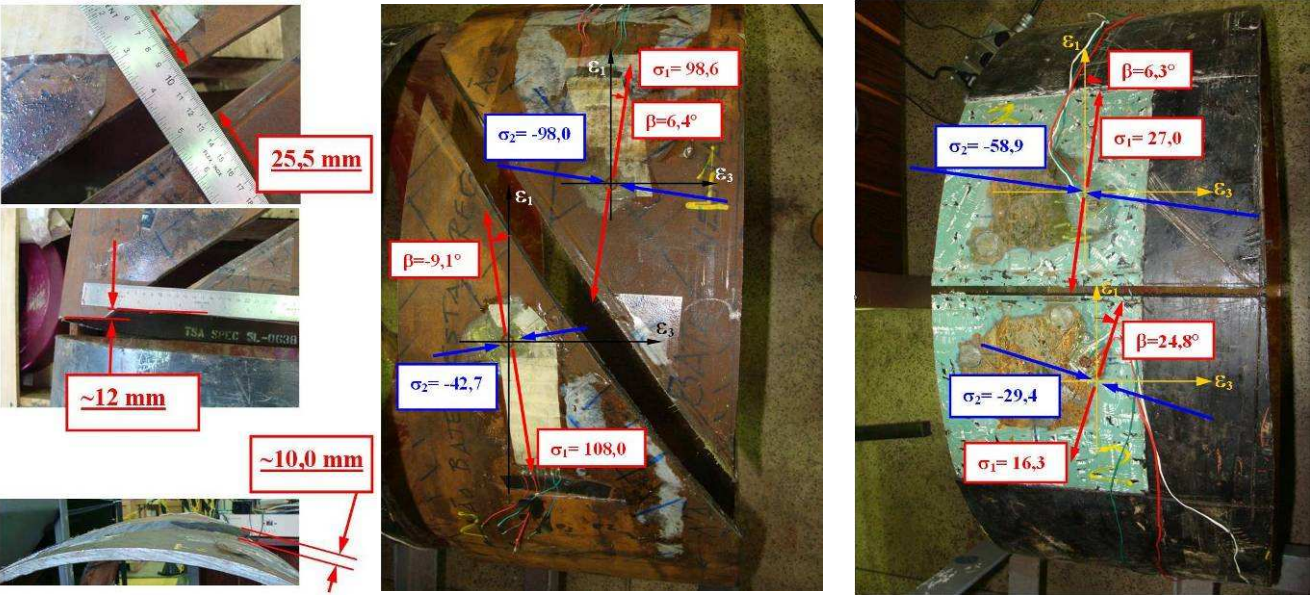


Figura 5. Abertura e tensões nos tubos após o seccionamento pelo centro do cordão de solda: (a) Helicoidal; (b) Longitudinal.





3 RESULTADOS

Os resultados obtidos são resumidos na Tabela 5, indicando que os valores de tensão medidos pelo método do seccionamento são mais representativos das tensões de membrana. As aberturas produzidas pelo seccionamento das fatias de largura 38 cm na direção da geratriz encontram-se resumidos na Tabela 6.

Tabela 5. Resumo dos valores de tensão medidos nos tubos

Tubo	Lado	σ (N/mm ²)					
		Método do Furo Cego			Método do Seccionamento		
		Circunf.	Longit.	Solda	Circunf.	Longit.	Solda
Longitudinal	1	-26,1	+57,1	-26,1	+26,0	-57,9	+26,0
	2	+70,9	+83,1	+70,9	+8,3	-21,4	+8,3
Helicoidal	Esq.	-169,2	-166,8	-133,5	+96,2	-95,6	-0,7
	Dir.	-322,6	-25,4	-327,3	+71,6	-38,9	+70,8

Tabela 6. Abertura circunferencial dos tubos pelo método do seccionamento longitudinal

Tubo	Abertura Circunferencial pelo Seccionamento Longitudinal				
	n ^o fatias	Abertura Média (mm)	Variância	Variância da Média	Intervalo confiança 95% (mm)
Longitudinal	8	24,5	9,95 ²	3,15 ²	±26,2
Helicoidal	10	71,4	3,62 ²	1,28 ²	±9,8

4 DISCUSSÃO

A identificação de tensão de membrana é dificultada pela sobreposição das diversas componentes quando se faz a medição no duto (tensões residuais, tensões de fabricação, tensões de montagem, tensões devido a carregamentos longitudinais e de flexão). Outros efeitos são os fatores metalúrgicos que afetam a resistência, a influência da microestrutura dos aços nas propriedades mecânicas, o histórico de encruamento e o efeito *Bauschinger*. Os gradientes de tensão e deformação na seção da parede são atribuídas à conformação do tubo. A planificação da chapa bobinada introduz um ciclo adicional de tensão-compressão nas fibras internas e externas da chapa, resultando em distribuição não-uniforme das propriedades mecânicas através da espessura da parede. Após pequenas deformações de conformação verifica-se uma redução de 20 a 25 N/mm² na tensão de escoamento (máximo para $\epsilon=0,6\%$),⁽⁵⁾ efeito causado por tensões residuais em macro-escala. Este aspecto também está relacionado ao problema da correspondência da tensão de escoamento da chapa e do tubo, em aços de alta resistência, e varia conforme o espécime ensaiado, a distribuição da microestrutura na chapa, a imposição do endireitamento da alça circunferencial da qual é retirado o espécime (introduzindo outro ciclo de tensão na chapa). A redução na tensão de escoamento medida em espécimes planificados de tubos espirais de aço X70, resultantes das tensões residuais, foi avaliada em 4,0% a 6,5% do valor inicial: a Figura 6 mostra o efeito da curva tensão-deformação e do pré-encruamento do ciclo de planificação-flexão na perda de tensão de escoamento devido às tensões residuais.

O processo de manufatura introduz um ciclo de compressão-compressão-tensão no lado interior da parede do tubo, enquanto que no lado exterior introduz um ciclo de deformação de tensão-compressão-tensão. Com isso, o efeito *Bauschinger* constitui um fator importante na magnitude das deformações plásticas e tensões residuais, cuja característica é a redução da tensão de escoamento do material submetido a carregamento reverso após a deformação prévia.

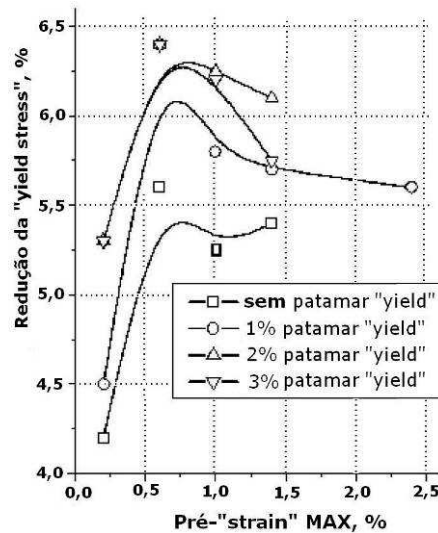


Figura 6. Redução prevista do escoamento da chapa para o tubo para diferentes comportamentos das fibras externas.

Também a soldagem produz altas tensões trativas (da ordem da tensão de escoamento) que são balanceadas por tensões residuais compressivas em outros locais do componente. A magnitude das tensões trativas circunferenciais apresentam-se principalmente na faixa de $0,2 \cdot \sigma_y$ a $1,0 \cdot \sigma_y$, mas chegam a superar essa faixa. Materiais ensaiados apresentam um aumento médio de aproximadamente 0,09 da tensão de escoamento para o lado externo da curva do tubo e uma redução de 0,11 em média para o lado interno⁽⁶⁾ conforme indicado na Figura 7. Outra avaliação deste efeito é apresentada na Figura 8, em que se observa uma variação na tensão de $\sim 12\%$ entre os lados interno e externo do tubo deformado a frio,⁽⁶⁾ para $\epsilon=0,2\%$ e para $\epsilon=1,0$, com significativa mudança na resposta compressiva tensão-deformação na direção circunferencial devido às 4 etapas de conformação a frio, em particular a fase final de expansão do tubo *UOE*.

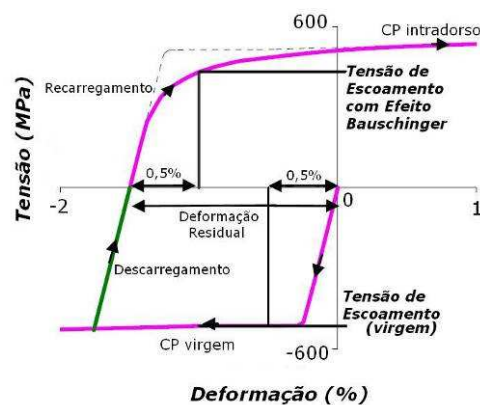


Figura 7. Exemplo do efeito Bauschinger no lado interno de tubo curvado.

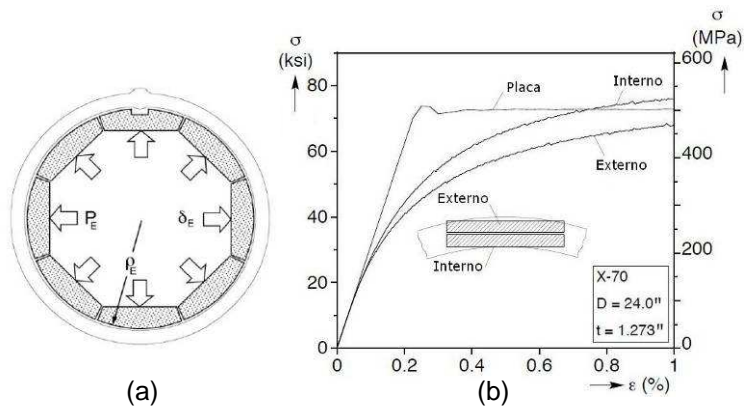


Figura 8. (a) Ferramenta de Expansão Interna; (b) Comparação da resposta tensão-deformação da placa e dos espécimes do tubo, em ensaios de compressão.

Um metal que tenha sido trabalhado a frio apresenta diferentes valores de resistência no sentido de tração ou compressão, no sentido da deformação durante a fabricação do componente, e sua resistência ao escoamento pode ser expressa pela da equação: $(S_y)_w = \sigma_o \cdot (\epsilon_{qv})^m$, onde ϵ_{qv} é a deformação equivalente de escoamento definida em função dos ciclos de deformação.⁽⁷⁾ Partindo da hipótese de que os ciclos de deformação da chapa são bobinamento, desbobinamento, planificação e conformação do tubo, adotando-se diâmetros interno e externo da bobina com 750 mm e 1.910 mm, a relação entre as resistências ao escoamento na parede do tubo seria aproximadamente 5% maior no lado externo do que no lado interno, para o escoamento e para o limite de resistência:

$$\frac{(S_y)_{tCt}}{(S_y)_{cCc}} = \left(\frac{0,0244}{0,0134} \right)^m = 1,82^m = 1,82^{0,08031233} = 1,05$$

Simulações por elementos finitos 3D do processo de soldagem em espiral de um tubo de aço X52 laminado a quente,⁽⁸⁾ diâmetro 30" e espessura 5/8", ângulo da espiral de 45°, comprimento 4688mm (duas espirais completas) mostram gradientes bruscos na espessura da parede do tubo para as componentes circunferencial e axial, com níveis bem acima da tensão de escoamento. A expansão a frio é benéfica em termos de alívio da componente circunferencial porém potencialmente prejudicial para a componente longitudinal da solda. Os resultados indicam o fechamento do anel na simulação do seccionamento de uma fatia do tubo para avaliar sua representatividade na quantificação das tensões residuais globais. O seccionamento no cordão de solda e a 180° deste produz aberturas diferentes. A Figura 9 indica as propriedades do material e a deformação do tubo após o seccionamento axial.⁽⁸⁾

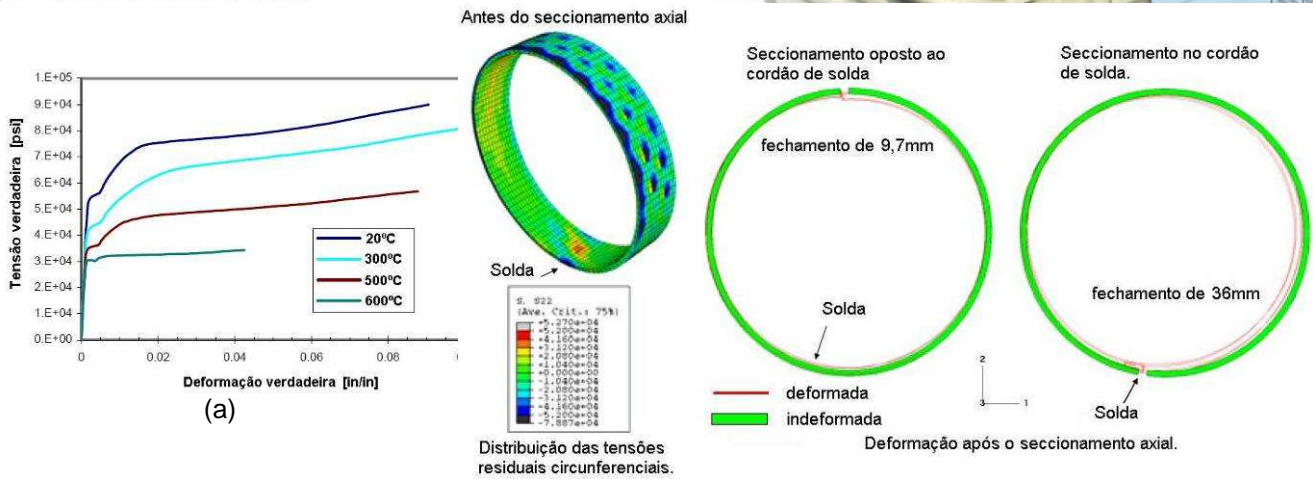


Figura 9. (a) Tensão-deformação do aço X52 (ASME Div.2); (b) Tensões e deformações circunferenciais na simulação de seccionamento axial do tubo helicoidal, com expansão de 0,65%.

A existência de tensões de membrana trativas pode ser atribuída ao efeito *Bauschinger* e aos ciclos de encruamento da chapa, que podem produzir diferenças de $\approx 10\%$ na tensão de escoamento do material e de $\approx 5\%$ na resistência da parede do tubo, respectivamente.

Para avaliação das tensões residuais de conformação do tubo foi efetuado um estudo do processo de encurvamento, adotando um modelo simplificado do gráfico σ - ϵ . Com base nas propriedades indicadas acima, foram adotadas as seguintes propriedades mecânicas médias representativas do material *API 5L X70-2*:

$$S_{y_{0,2\%}} = 530 \text{ N/mm}^2 ; \quad S_{u.t.} = 635 \text{ N/mm}^2 ; \quad \delta_{rupt.} = 29 \% .$$

$$E = 210.000 \text{ N/mm}^2 ; \quad e_y = 0,00452 ; \quad e_{ut.} \approx (70\%)*e_{rupt} = 0,7 \cdot 0,29 = 0,203$$

$$\epsilon_{rupt} = \ln(1 + e_{rupt}) = \ln(1 + 0,29) = 0,25464$$

$$\sigma_y = (1 + e_y) \cdot S_y = 532,4 \text{ N/mm}^2 ; \quad \epsilon_y^{tot} = \ln(1 + e_y) = 0,00452$$

$$\sigma_{ut} = (1 + e_{ut}) \cdot S_{ut} = 763,9 \text{ N/mm}^2 ; \quad \epsilon_{ut}^{tot} = \ln(1 + e_{ut}) = 0,18482 \quad \text{e} \quad \epsilon_{ut}^{elast} = \frac{\sigma_{ut}}{E}, \text{ obtendo-se a}$$

correspondente equação de Hollomon:

$$\sigma = 877,03 \cdot (\epsilon_{plast})^{0,08031878} = E \cdot \epsilon_{elast}$$

Considerando a ordem de $\epsilon_y \approx 10^{-3}$ e que para pequenas deformações $\epsilon_{plast} \cong \epsilon_{tot}$, a equação de *strain-hardening* significa que os valores das tensões σ_y permanecem na curva $\sigma - \epsilon$ para os materiais deformados a frio, mantida a tensão menor que S_{ut} .⁽⁹⁾ A Figura 10 apresenta as curvas $\sigma - \epsilon$ resultantes.

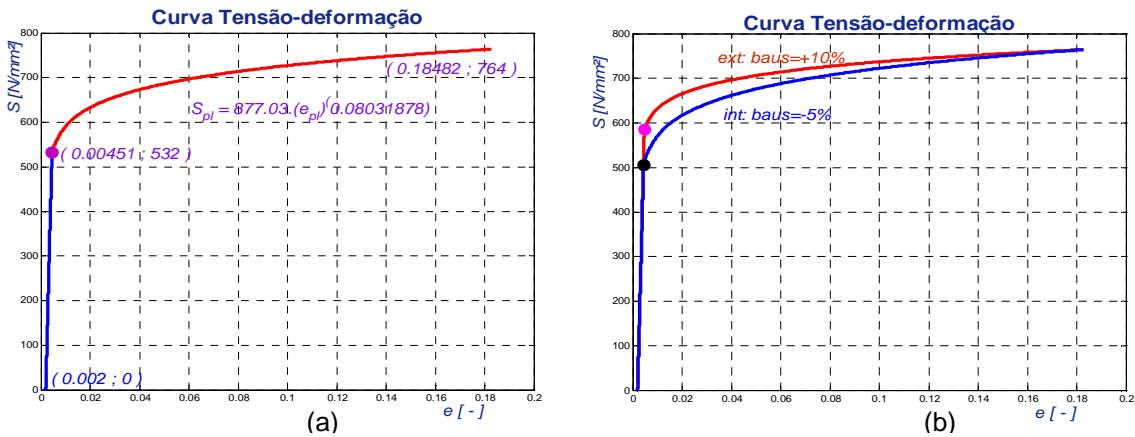


Figura 10. Curva σ - ϵ verdadeira: (a) normal; (b) com efeito Bauschinger +10% no lado externo, e -5% no lado interno da parede do tubo.

A deformação da curvatura do tubo $\epsilon \approx 1,7\%$ e a expansão "UOE" $\epsilon \approx 1,5\%$, portanto $0 < \epsilon < 3,5\%$. Para o estado de tensão uniaxial, o momento fletor⁽¹⁰⁾ na seção da chapa de espessura t é:

$$M = 2 \cdot b \cdot \int_0^{\epsilon_y} \rho \sigma_{elast} \cdot z_{elast} \cdot dz + 2 \cdot b \cdot \int_{\epsilon_y}^{t/2} \rho \sigma_{plast} \cdot z_{plast} \cdot dz, \quad 0 \leq z \leq \frac{t}{2}, \quad M > \frac{b \cdot h^2 \cdot \sigma_y}{6}.$$

A Linha Neutra, que não sofre deformações de recalque ou de estiramento, não é deslocada na flexão pois o tubo tem relação $\frac{r}{t} > 4$ (Figura 11).⁽¹¹⁾ A função

$$\frac{1}{\rho} = f\left(\frac{M_f}{b \cdot t^2 \cdot \sigma_y}\right) \text{ leva ao gráfico da Figura 12 com limite de } \rho \text{ em } M_f = \left(\frac{1}{3}\right) \cdot b \cdot t^2 \cdot \sigma_y. \text{ }^{(10)}$$

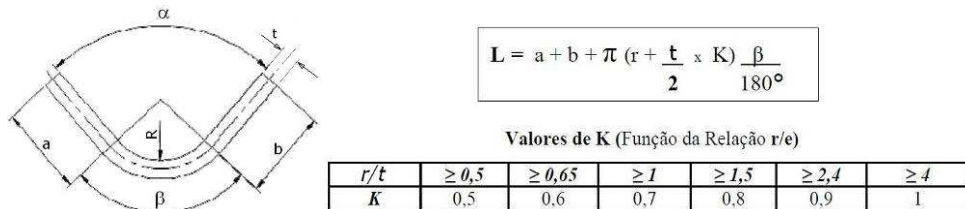


Figura 11. Linha Neutra na curvatura da chapa.

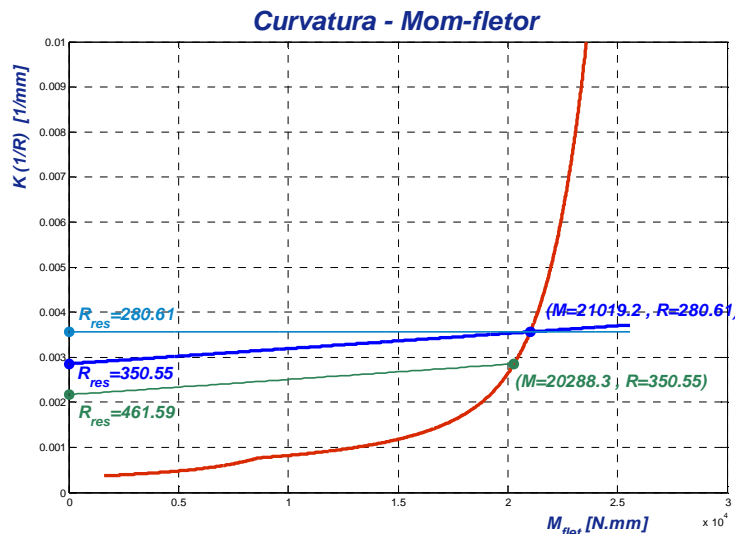


Figura 12. Relação entre o momento fletor e a curvatura no regime plástico.

O retorno elástico produz curvatura residual $\frac{1}{\rho_{resid}} = \frac{M}{E_1 \cdot I} = \frac{12 \cdot \sigma_y \cdot \left(\frac{M}{b \cdot t^2 \cdot \sigma_y} \right)}{E_1 \cdot t}$. A

calandragem da chapa no raio $\rho=350,55 \text{ mm}$ corresponde ao momento fletor de $M_{fi}=20288,3N \cdot mm$, resultando no raio final de $\rho=461,59 \text{ mm}$ com o retorno elástico, e o tubo fechado apresenta o perfil de tensões indicado na Figura 13(a). O encurvamento da chapa no raio $\rho=280,61 \text{ mm}$ resulta no raio final de $\rho=350,55 \text{ mm}$ e o perfil de tensões no tubo fechado é indicado na Figura 13(b). A tensão de membrana é zero em ambos os casos, com as tensões auto-equilibradas.

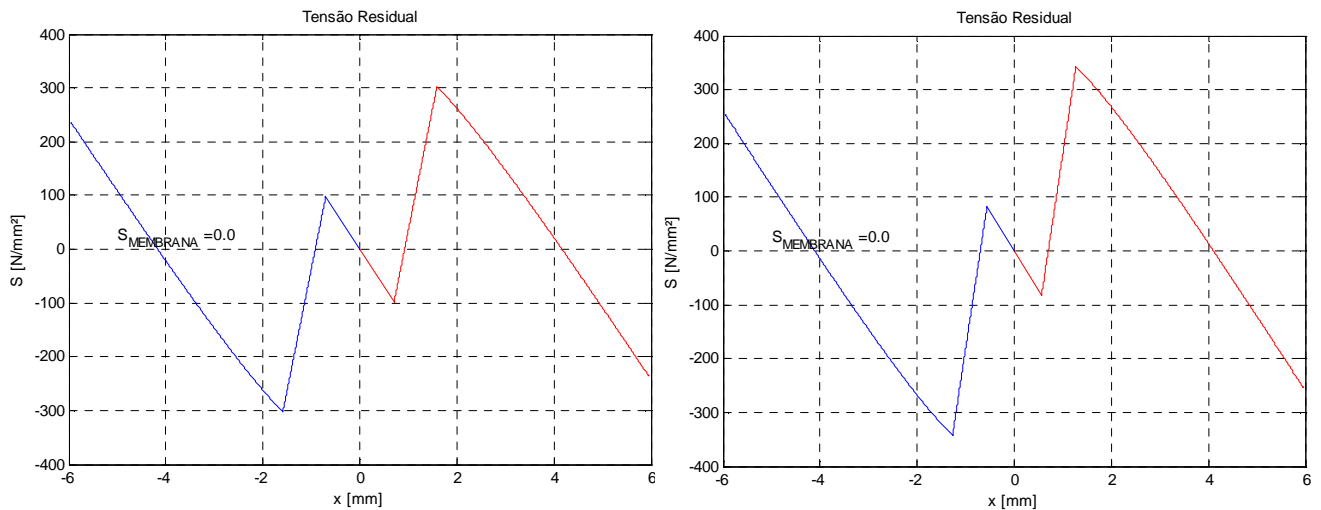


Figura 13. Perfil de tensões residuais na espessura da chapa do tubo de *diâmetro=701,1mm*: (a) encurvamento com *raio=350,55mm*; (b) encurvamento com *raio=280,61mm*.

Adotando-se um diferencial de propriedades na espessura da chapa causado por algum dos fatores citados acima, o desequilíbrio das tensões produziria tensões de membrana conforme indicado na Tabela 7, ressaltada em **negrito** a faixa mais plausível de variação das propriedades.

Tabela 7. Tensões de membrana com propriedades diferenciadas na chapa: fator b_p nas fibras em tração e b_n nas fibras em compressão, (N/mm^2)

$b_n \downarrow$	$b_p \rightarrow$	1,00	1,05	1,10	1,15
1,15		-22,3	-14,6	-7,1	0
1,10		-15,2	-7,5	0	+7,1
1,05		-7,7	0	+7,5	+14,6
1,00		0	+7,7	+15,2	+22,3
0,95		+7,5	+15,2	+22,7	+29,8
0,90		+15,5	+23,1	+30,6	+37,7
0,85		+23,6	+31,3	+38,8	+45,9

Para estado multiaxial de tensão, a tensão octaédrica cisalhante e a deformação cisalhante são funções invariantes que descrevem a curva de escoamento, independentemente do tipo de ensaio realizado. O estado de tensões expresso em termos das variáveis efetivas ou significantes (os eixos coordenados coincidem com as direções principais):

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (\text{tensão de von Mises}) \text{ e}$$

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]} \quad (\text{deformação efetiva}),$$

a curva tensão-deformação de um material metálico não se altera com o estado de tensões, para pequenas deformações em regime plástico representando uma boa aproximação do comportamento real.⁽⁹⁾

$$\frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_2}{\sigma_1 - \sigma_2} = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_3}{\sigma_2 - \sigma_3} = \frac{\varepsilon_3 - \varepsilon_1}{\sigma_3 - \sigma_1} = k_1 \quad . \text{ Para tratamento na}$$

região elastoplástica são aplicadas as *teorias da deformação total*: $d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^E + d\varepsilon_{ij}^P$ chegando, para um sólido elastoplástico, a

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \cdot d\sigma'_{ij} + \frac{1-2\nu}{E} \cdot \frac{d\sigma_{kk}}{3} \cdot \delta_{ij} + \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \sigma'_{ij}$$

A equação de *Prandtl-Reuss* de escoamento é dada por:

$$\begin{cases} d\varepsilon_{xP} \\ d\varepsilon_{yP} \end{cases} = d\bar{\varepsilon}^P \cdot \frac{3}{\left(2 \cdot \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y}\right)} \cdot \begin{cases} s_x \\ s_y \end{cases}$$

As tensões residuais devidas à laminação sendo desprezíveis, as deformações induzidas pelo bobinamento à curvatura κ_C são relativamente pequenas e podem ser modeladas como flexão elasto-plástica pura através da condição de estado plano de tensão na direção z e da condição de estado plano de deformação na direção y da Figura 14.⁽¹²⁾

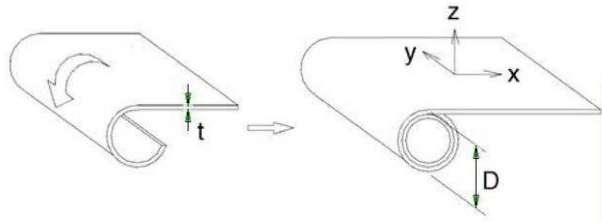


Figura 14. Bobinamento da chapa.

$$\varepsilon_x = \kappa_C \cdot z = \frac{z}{\rho} \quad \varepsilon_y = \frac{(\sigma_y - \nu \cdot \sigma_x)}{E} = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_y = \nu \cdot \sigma_x \quad \text{e} \quad \varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{E} \cdot (1 - \nu^2)$$

O critério de escoamento de *von Mises* no estado plano é dado por:

$$\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y = \sigma_{yield}^2$$



OE = encurvamento elástico;
E = escoamento da curvatura κ_{cy}
EP = caminho das tensões na fibra externa
P = final do estágio de encurvamento
P-UE = retorno elástico do encurvamento
UE-UP = escoamento reverso

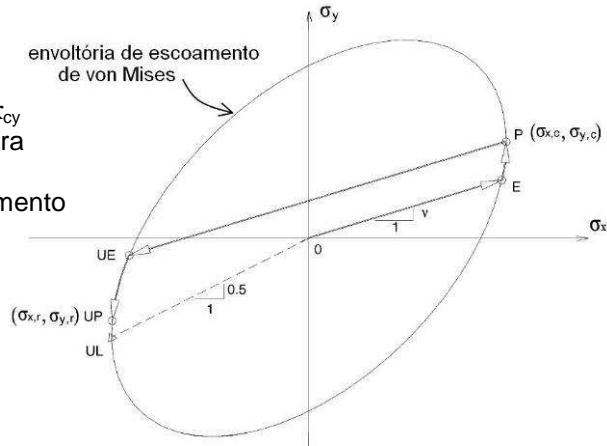


Figura 15. Critério de escoamento de von Mises.⁽¹²⁾

A deformação longitudinal na qual um ponto do material começa o escoamento é:

$$\varepsilon_{x-yield} = \pm \frac{\sigma_{yield} \cdot (1 - \nu^2)}{E \cdot \sqrt{1 - \nu + \nu^2}} = 1,0238 \cdot \frac{\sigma_{yield}}{E} \quad \text{para } \nu = 0,3$$

Fazendo $\omega_c = \frac{\sigma_y}{\sigma_x}$, os pontos com $|z| > z_{yield}$ estão em escoamento plástico e as tensões obedecem ao critério de escoamento de von Mises (Figura 15):

$$\sigma_x = \pm \frac{\sigma_{yield}}{\sqrt{1 - \omega_c + \omega_c^2}} \Rightarrow d\sigma_x = \pm \frac{\sigma_{yield} \cdot (1 - 2 \cdot \omega_c)}{2 \cdot (1 - \omega_c + \omega_c^2)^{3/2}} \cdot d\omega_c$$

Os incrementos de deformação plástica $d\varepsilon_{xP}$ (longitudinal), $d\varepsilon_{yP}$ (transversal), e $d\bar{\varepsilon}_P$ (equivalente), e as tensões-desvio são dados por:

$$s_x = \frac{(2 \cdot \sigma_x - \sigma_y)}{3}; \quad s_y = \frac{(2 \cdot \sigma_y - \sigma_x)}{3} \implies \frac{d\varepsilon_{xP}}{d\varepsilon_{yP}} = \frac{s_x}{s_y} = \frac{2 \cdot \sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \sigma_y - \sigma_x} = \frac{2 - \omega_c}{2 \cdot \omega_c - 1}$$

$$d\varepsilon_x = d\varepsilon_{xE} + d\varepsilon_{xP} = d\varepsilon_{xE} - \left(\frac{2 - \omega_c}{2 \cdot \omega_c - 1} \right) \cdot d\varepsilon_{yE}$$

As deformações incrementais elásticas são $\begin{Bmatrix} d\varepsilon_{xE} \\ d\varepsilon_{yE} \end{Bmatrix} = \frac{1}{E} \cdot \begin{bmatrix} 1 & -\nu \\ -\nu & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} d\sigma_x \\ d\sigma_y \end{Bmatrix}$. Substituindo:

$$d\varepsilon_x = \pm \frac{\sigma_{yield}}{2 \cdot E \cdot (1 - \omega_c + \omega_c^2)^{3/2}} \cdot \left[(1 - 2 \cdot \omega_c) - 2 \cdot \nu \cdot (2 - \omega_c) - \frac{(2 - \omega_c)^2}{(2 \cdot \omega_c - 1)} \right] \cdot d\omega_c$$

Integrando $d\varepsilon_x$ da deformação de escoamento $\varepsilon_{x-yield}$ até uma deformação arbitrária ε_x , e o lado direito do coeficiente de Poisson ν até a razão de tensões ω_c correspondente a ε_x , e substituindo os valores de ε_x e $\varepsilon_{x-yield}$, resulta em:

$$\frac{(\varepsilon_x - \varepsilon_{x-yi}) \cdot 2 \cdot E}{\sigma_{yield}} = \int_{\nu}^{\omega_c} \frac{(1 - 2 \cdot \omega_c)}{(1 - \omega_c + \omega_c^2)^{3/2}} \cdot d\omega_c - \int_{\nu}^{\omega_c} \frac{2 \cdot \nu \cdot (2 - \omega_c)}{(1 - \omega_c + \omega_c^2)^{3/2}} \cdot d\omega_c - \int_{\nu}^{\omega_c} \frac{(2 - \omega_c)^2}{(2 \cdot \omega_c - 1) \cdot (1 - \omega_c + \omega_c^2)^{3/2}} \cdot d\omega_c$$

segundo-se que ⁽¹²⁾:

$$|z| = \frac{\sigma_{yield} \cdot (1 - \nu^2)}{E \cdot \kappa_C \cdot \sqrt{1 - \nu + \nu^2}} + \frac{\sigma_{yield}}{E \cdot \kappa_C} \cdot \left[\frac{\omega_c \cdot (1 - 2 \cdot \nu)}{\sqrt{1 - \omega_c + \omega_c^2}} + \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \coth^{-1} \left(\sqrt{\frac{4 \cdot (1 - \omega_c + \omega_c^2)}{3}} \right) \right]_{\nu}^{\omega_c}$$

que relaciona, para uma determinada curvatura κ_C , a razão de tensões ω_c a cada



posição $|z| \geq z_{yield}$, e as tensões σ_x e σ_y conforme as equações do critério de escoamento de *von Mises*. O valor limite da curvatura em que a superfície da chapa de aço inicia o escoamento (ponto E da figura 15) é dado por (com $\nu=0,3$):

$$\kappa_{C-yield} = \frac{1-\nu^2}{\sqrt{1-\nu+\nu^2}} \cdot \frac{\sigma_{yield}}{E \cdot \left(\frac{t}{2}\right)} = 1,0238 \cdot \frac{\sigma_{yield}}{E \cdot \left(\frac{t}{2}\right)}$$

que para este caso resulta no raio de curvatura:

$$\kappa_{C-yield} = 1,0238 \cdot \frac{2 \cdot 532}{210000 \cdot 11,91} \cong \frac{1}{2295} \text{ mm}^{-1} = 0,0004356 \text{ mm}^{-1} \Rightarrow \rho_{C-yield} \cong 2295 \text{ mm}$$

ou seja, 97,67% do raio calculado para o caso uniaxial.

5 CONCLUSÃO

Tensões residuais podem contribuir para a falha prematura por fadiga, por corrosão sob tensão, por fratura, ou levar a deformações inadmissíveis, alterando o tamanho crítico do defeito na propagação de trincas, a vida em fadiga por mudanças no nível de tensões na superfície dos dutos, levando à combinação desfavorável de microestrutura, tensão e ambiente corrosivo na SCC.⁽¹³⁾

A corrosão sob tensão é um fenômeno típico de alguns materiais metálicos quando em contato com determinados meios corrosivos, e é bastante perigosa porque, além das trincas se iniciarem de forma invisível, não existe nenhum meio de impedir o aumento ou a propagação das trincas em equipamentos em serviço, depois de iniciadas. Portanto, a única maneira garantida de evitar a ruptura final da peça é conseguir que as trincas não se iniciem.⁽¹³⁾ Cada processo pode por si só produzir tensões de tração tanto na superfície interna quanto na superfície externa da chapa, da ordem da tensão de escoamento do material, devido à soldagem.

No caso dos dutos, existem as tensões residuais de fabricação, que podem alcançar valores superiores à tensão de escoamento nas imediações das soldas, que são por natureza auto-equilibradas. Porém, tanto o processo de encurvamento do tubo quanto o histórico de deformação da chapa nas diversas etapas do processo podem dar origem a um diferencial de propriedades do material entre os lados da parede do tubo, causando não só tensões elásticas de retorno do material (*spring-back*) como um desequilíbrio nas tensões residuais que pode gerar uma tensão resultante atuando como tensão de membrana (tensão primária). Com relação ao dimensionamento do duto, existe uma tensão primária que deve ser considerada segundo o procedimento do código ASME:

- as medições efetuadas em tubos (sem tratamentos estatísticos), indica valores da ordem de 70 a 100 N/mm² em tração;
- com avaliações analíticas da conformação das chapas, estima-se que esta tensão pode variar de zero até $\approx 15 \text{ N/mm}^2$ – podendo chegar a ≈ 23 ou 30 N/mm^2 no caso da resistência mecânica da faixa tracionada da chapa ter aumento de 10% ou 15% e a da faixa comprimida, redução de 5% (e alcançando $\approx 38 \text{ N/mm}^2$ até $\approx 46 \text{ N/mm}^2$ para diferenças ainda maiores, mas improváveis - vide tabela 7). Com isso, confirma-se que as tensões medidas são o conjunto das tensões residuais, resultante da tensão de membrana (que estima-se seja pequena) combinada com as tensões elásticas (que podem ser altas, dependendo do raio residual após o *springback*).

Observa-se que as características geométricas dos cordões de solda nos dois tubos, Longitudinal e Helicoidal, também devem ser levadas em conta. Por exemplo, este

último apresenta menor quantidade de cordões circunferenciais, menor número de cruzamentos entre o cordão helicoidal e a geratriz inferior do duto, e menor carregamento pela pressão interna devido ao ângulo da hélice.

Agradecimentos

Agradecemos ao apoio proporcionado pelos técnicos do Laboratório de Ensaio Mecânicos do *CENPES*, Benedito do Couto Nogueira, Daniel Adolpho da Silva Júnior, Almir Cardoso e Carlos Eduardo L. Chiapim.

REFERÊNCIAS

- 1 ASTM E 837-01. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, ASTM, January 2002.
- 2 ASTM E 837-08. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, ASTM, April 2008.
- 3 ISO 3183:2007(E). Petroleum and natural gas industries — Steel pipe for pipeline transportation systems, International Organization for Standardization, ISO 2007.
- 4 JIAN, L. Handbook of Measurement of Residual Stresses, Society for Experimental Mechanics, The Fairmont Press, Inc., 1996.
- 5 LAW, M., PRASK, H., LUZIN, V., GNAEUPEL-HEROLD, T., Residual stress measurements in coil, linepipe and girth welded pipe, Elsevier, Materials Science & Engineering A 437, 2006.
- 6 SEN, M., CHENG, J.J.R., MURRAY, D.W., ZHOU, J., Mechanical properties of cold bend pipes, Proceedings of 6th International Pipeline Conference, Calgary, Canada, 2006.
- 7 DATSKO, J., MITCHELL, W.J. Changes in Mechanical Properties in Metal-Forming Processes, ASM International, Journal of Materials Engineering and Performance, Volume 2(2) April 1993.
- 8 DONG, P., HONG, J.K., LEIS, B.N., LOPEZ, P.S., CHAVELA, R.G., GHENNO, C.S. Computational simulation of line-pipe fabrication processes, Proceedings of 6th International Pipeline Conference, Calgary, Canada, 2006.
- 9 DIETER, G. Metalurgia Mecânica, Guanabara Dois, 1981.
- 10 FEODOSYEV, V. Strength of Materials, MIR Publishers, 1973.
- 11 ASM Handbook, vol 14B, Metalworking: Sheet Forming, ASM International, 2006.
- 12 QUACH, W.M., TENG, J.G., CHUNG, K.F. Residual stresses in steel sheets due to coiling and uncoiling: a closed-form analytical solution, Elsevier, Engineering Structures 26 (1249-1259), 2004.
- 13 TELLES, P.C.S. Materiais para Equipamentos de Processo, Editora Interciência, 2003.