

INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA DE AUSTENITIZAÇÃO NA TENACIDADE À FRATURA DO AÇO ESTRUTURAL R4 – UTILIZANDO ENSAIO DE CTOD¹

André Rocha Pimenta²
José Maria Paolucci Pimenta³
Marcos Venicius Soares Pereira⁴

Resumo

Neste trabalho foram estudadas as modificações na resistência à fratura do aço grau R4, largamente adotado na fabricação de componentes estruturais para sistemas de ancoragem de unidades offshore. Após a fabricação industrial de elos de amarras, corpos de prova para ensaios de tração e CTOD foram usinados do material. O procedimento experimental consistiu em tratamentos térmicos de têmpera e revenido, com diferentes temperaturas de austenitização (860°C, 880°C, 900°C, 920°C e 940°C) e mantendo-se fixa a temperatura de revenido (680°C). Os resultados demonstraram que, com o aumento da temperatura de austenitização (860°C, 880°C e 900°C), houve um aumento da resistência à fratura do material. No entanto, os valores praticamente não variaram a partir das temperaturas mais altas (920°C e 940°C).

Palavras-chaves: Sistema de ancoragem; Têmpera; CTOD.

THE INFLUENCE OF THE AUSTENITIZING TEMPERATURES IN THE FRACTURE RESISTANCE OF THE STRUCTURAL STEEL R4 – USING CTOD TESTS

Abstract

A study has been made concerning changes in the fracture resistance of the grade R4 steel, largely used for manufacturing offshore mooring structural components. After the industrial manufacturing of chain links, specimens for tensile and CTOD tests were machined from the material. The experimental procedure was related to quenching and tempering heat treatments making use of different austenitizing temperatures (860, 880, 900, 920 and 940°C) and tempering at a given temperature (680°C). According to the CTOD testing carried out, the fracture resistance of the material has increased when increasing the austenitizing temperature (860, 880 and 900°C). However, the material's toughness did not change significantly when quenching from the highest temperatures (920 and 940°C).

Key words: Mooring systems; Quenching; CTOD.

¹ *Contribuição técnica ao 63º Congresso Anual da ABM, 28 de julho a 1º de agosto de 2008, Santos, SP, Brasil*

² *Aluno da Pós Graduação em Engenharia Mecânica da UERJ e Prof. do CEFETEQ*

³ *Aluno da Pós Graduação em Engenharia Metalúrgica da PUR-RJ e Prof. do CEFETEQ*

⁴ *Prof. da Pós Graduação em Engenharia Metalúrgica da PUC-RJ*

1 INTRODUÇÃO

A falha de materiais de engenharia é quase sempre um evento indesejável por vários motivos: vidas humanas que são colocadas em perigo, perdas econômicas e a interferência na disponibilidade de produtos e serviços. Embora as causas de falha e o comportamento dos materiais possam ser conhecidos, a sua prevenção é uma condição difícil de ser garantida.⁽¹⁾

A fratura de materiais usados em engenharia, principalmente materiais metálicos, tem sido estudada de forma exaustiva por muitos pesquisadores, tanto pela indústria privada, como por centros oficiais especializados em investigação. Esse esforço de investigação é particularmente intenso e até predominante na área de comportamento mecânico dos materiais, especialmente em aplicações em que o risco de fratura pode ser particularmente grave como é o caso da indústria de exploração e produção do petróleo.⁽²⁾

Os critérios de dimensionamento de materiais baseiam-se tradicionalmente na fixação de tensões admissíveis, estabelecidas com uma certa margem de segurança em relação ao limite de escoamento do material. Esta margem de segurança leva em consideração variáveis tais como condições de solicitação, temperatura de trabalho, meio ambiente, velocidade de deformação, estado metalúrgico, entre outros.

Nos projetos tradicionais de componentes mecânicos normalmente é previsto que a falha do material ocorra em situações onde as solicitações mecânicas ultrapassem o limite escoamento do material. No entanto, em muitos casos, o comportamento dos materiais não é o previsto por estes projetos. Há casos em que a falha dos materiais ocorre em tensões inferiores ao limite de escoamento. Nestes casos a confiabilidade fica comprometida, pois os ensaios tradicionais, tais como ensaio de tração, dureza e impacto (Charpy) não levam em conta que os materiais possuem defeitos e os dados fornecidos por estes ensaios não indicam o tamanho do defeito que pode ser tolerado ou a taxa segundo a qual uma trinca pode propagar-se.⁽²⁾

Atualmente, é um consenso entre os projetistas que o uso de materiais de alta resistência nem sempre resulta num comportamento satisfatório, pois como já foi citada, a ruptura do material pode ocorrer a níveis de tensões inferiores aos previstos e de forma instável não sendo possível o seu controle. Há casos onde a opção por materiais que tenham uma resistência mecânica mais baixa, associada a uma grande absorção de energia antes da ruptura, ou seja, alta tenacidade à fratura, permite o maior controle da sua vida útil. Nestes casos é fundamental a realização de ensaios que permitam o conhecimento de parâmetros tais como o fator de intensidade de tensões (parâmetro K), a abertura da ponta da trinca (CTOD-Crack Tip Opening Displacement) e a integral J.

A maior parte das reservas de óleo e gás do Brasil está localizada no mar, em águas profundas (a mais de 400 metros) e ultraprofundas (a partir de 1.000 metros). O Brasil chega ao século XXI com a auto-suficiência na produção de petróleo chegando ao novo recorde mundial de operação em águas profundas produzindo a 1.877 metros de profundidade no Campo de Roncador.⁽³⁾

As unidades flutuantes de produção de petróleo são hoje de grande importância para o Brasil como também para muitos países produtores de petróleo no mundo. Os sistemas de ancoragem para unidades que produzem em águas ultraprofundas são compostos por trechos de amarras, cabos de aço e de poliéster,

como apresentado na Figura 1, os quais estão sujeitos a carregamentos severos resultantes de esforços ambientais tais como ondas, ventos e correntes marítimas.

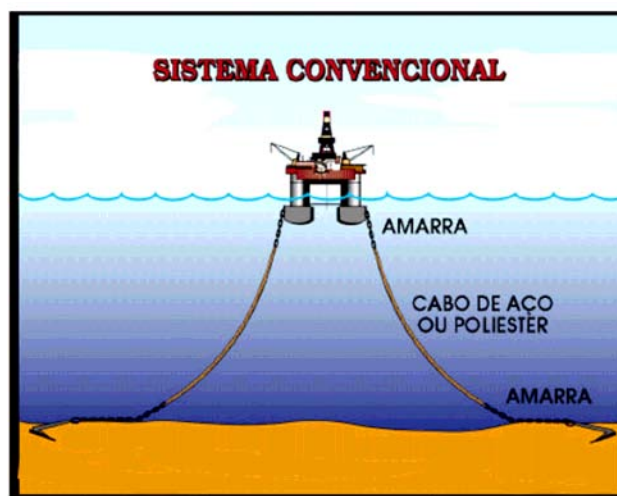


Figura 1 – Desenho de um sistema de ancoragem convencional.⁽⁴⁾

A produção de amarras para sistemas de ancoragem é feita a partir de barras de aços estruturais com secção circular que são usadas para confecção de elos, soldados pelo processo de centelhamento. São inerentes ao processo de fabricação ciclos térmicos que associados à composição química determinam as características microestruturais dos elos e, conseqüentemente, suas propriedades mecânicas. A fim de melhorar estas propriedades empregam-se tratamentos térmicos que tem efeitos determinantes sobre a resistência à fratura destes componentes.

O conhecimento da influência das variações dos parâmetros dos tratamentos térmicos, nas propriedades finais das amarras é de suma importância. Este trabalho teve como objetivo de terminar uma temperatura de austenitização que maximiza a tenacidade a fratura.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

O material adotado neste trabalho foi um aço estrutural de alta resistência mecânica e baixa liga, classificado pela IACS (*International Association of Classification Societies*)⁽⁵⁾ como aço R4. O aço R4 é de larga utilização na fabricação de elos e acessórios para sistemas de ancoragem de plataformas do tipo *offshore*. A composição química obtida da amostra retirada para os ensaios é apresentada na Tabela 1.

Tabela 1 – Composição Química aço R4

Elemento	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo
% em Peso	0,212	1,12	0,266	0,019	0,010	1,07	0,697	0,224

Corpos de prova para ensaios mecânicos e de tenacidade a fratura foram retirados de um elo, do lado oposto a região de caldeamento (Figura 2). Para o ensaio de tração, corpos de prova de seção cilíndrica foram retirados seguindo a orientação longitudinal das barras, no sentido de laminação das mesmas. Os corpos de prova foram retirados segundo um diâmetro equivalente a 2/3 do diâmetro dos elos, segundo as especificações das sociedades classificadoras IACS.⁽⁵⁾ Os corpos

de prova foram usinados com diâmetro de 10mm, segundo norma ASTM E 8M – 04.⁽⁶⁾ Corpos de prova tipo CT foram retirados das barras seguindo a orientação L-R, com a direção de carregamento, do corpo de prova, coincidindo com a direção de laminação das barras [L], a direção de propagação das trincas coincidindo com a direção radial das barras [R], enquanto que o sentido de propagação da trinca foi de dentro para fora da barra para minimizar os efeitos de segregação. A usinagem dos corpos de prova foi realizada em conformidade com a norma ASTM E 1820-05^a,⁽⁷⁾ adotando-se a largura (W), espessura (B) e profundidade do entalhe mecânico (M) equivalentes a 32 mm, 8 mm e 7 mm, respectivamente.

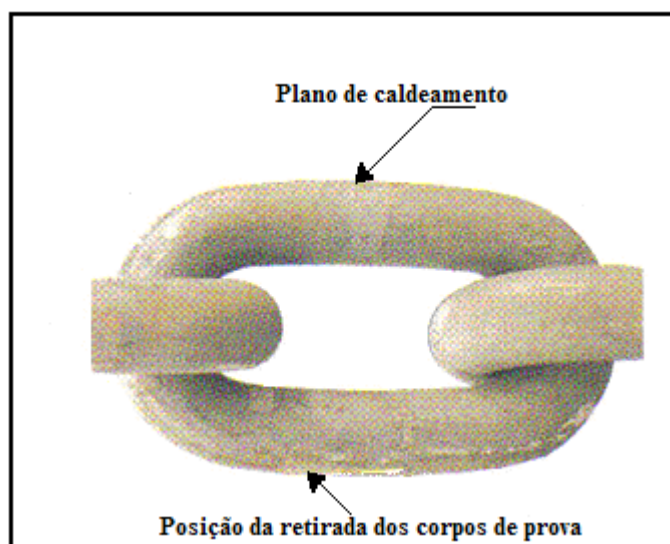


Figura 2 – Posição de retirada dos corpos

Após a usinagem, os corpos de prova de tração e de CTOD foram submetidos a tratamentos térmicos de têmpera e revenido, com diferentes temperaturas de austenitização, com o objetivo promover variações nas microestruturas que influenciassem na tenacidade do material. A Tabela 2 resume as condições de têmpera e revenido selecionadas. Todos os resfriamentos foram realizados em água.

Tabela 2 – Parâmetros dos tratamentos térmicos adotados

Condição	Têmpera		Revenido	
	T (°C)	t (min)	T (°C)	t (min)
01	860	60	680	60
02	880	60	680	60
03	900	60	680	60
04	920	60	680	60
05	940	60	680	60

Após os tratamentos térmicos, os corpos de prova foram submetidos a ensaios de tração, para ser avaliada sua influência nas variações das propriedades mecânicas do aço estrutural R4. Ensaíram-se três corpos de prova em cada condição, num total de quinze ensaios, numa máquina servo-hidráulica da marca MTS, com célula de carga de 60.000 kN, velocidade de deslocamento de 6,00 mm/min e temperatura de 22°C de acordo com a norma ASTM E 8M- 04.⁽⁶⁾ Os ensaios foram realizados de maneira a se determinar o limite de escoamento, o limite de resistência mecânica, a deformação na fratura e a redução de área do material.

Também após os tratamentos térmicos, os corpos de prova do tipo CT sofreram lixamento e polimento em uma das superfícies laterais, a fim de facilitar o acompanhamento visual da nucleação e propagação de uma pré-trinca de fadiga com o uso de uma lupa. O pré-trincamento dos corpos de prova tem como objetivo induzir um estado de tensões mais severo do que aquele causado somente pelo entalhe mecânico.

Os corpos de prova foram trincados até uma razão a_0/W equivalente a 0,45, onde a_0 e W significam o comprimento do defeito (entalhe mecânico mais pré-trinca de fadiga) no início do ensaio e a largura do corpo de prova, respectivamente. Desta maneira, estipulou-se um comprimento da pré-trinca de fadiga igual a 7,4 mm. A Figura 03 mostra a marcação do corpo de prova.

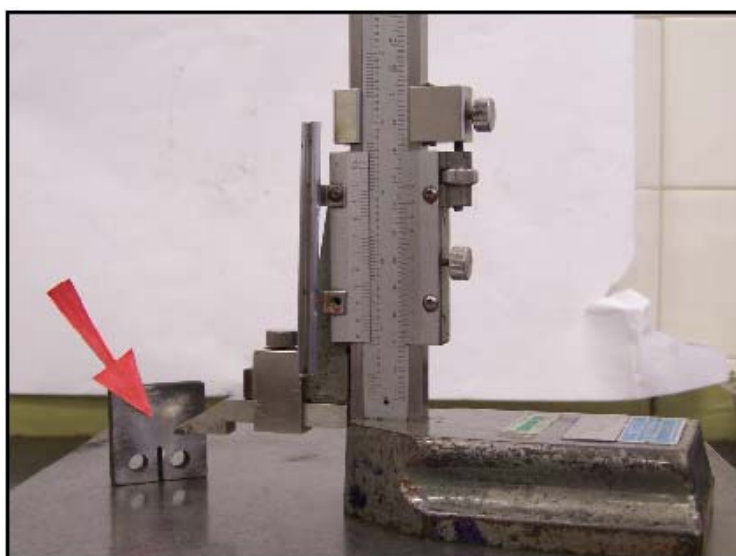


Figura 3 – Marcação do comprimento da pré-trinca de fadiga

A força máxima de fadiga foi determinada pela Equação 1 conforme norma ASTM E 1290-02⁽⁷⁾

$$P_{\text{máx}} = (0,4 B b_0^2 LE) / (2W + a_0) \quad [\text{Eq. 1}]$$

onde, B , b_0 representam a espessura e o ligamento ($W - a_0$) do corpo de prova, respectivamente, enquanto que LE significa o limite de escoamento do material. Como o limite de escoamento dos corpos de prova foi função da condição de tratamento térmico adotada, a força máxima de fadiga calculada pela equação anterior não foi idêntica para todos os corpos de prova. A Tabela 3 apresenta os valores de $P_{\text{máx}}$ para cada grupo de corpos de prova.

Tabela 3 – Valores das forças máximas de fadiga

Condição	$P_{\text{máx}}$ (kN)
01	10,4
02	11,6
03	11,9
04	9,9
05	10,4

O pré-trincamento dos corpos de prova foi realizado na temperatura ambiente, utilizando-se uma máquina servo-hidráulica marca MTS modelo 810 (Figura 4), com célula de carga de 100 kN e operando na frequência de 20Hz. O carregamento dos corpos de prova foi no modo I, e foi adotada uma razão entre a força máxima e mínima equivalente a 0,1.



Figura 4 – Máquina servo-hidráulica MTS

O equipamento de ensaio CTOD foi o mesmo utilizado para o pré-trincamento dos corpos de prova. Os ensaios foram realizados segundo a norma ASTM E 1290-02⁽⁷⁾, na temperatura ambiente e um dispositivo do tipo extensômetro de fratura foi fixado na extremidade do entalhe mecânico do corpo de prova. O carregamento dos corpos de prova foi do tipo I utilizando-se uma velocidade constante de deslocamento das garras da máquina de 0,5 mm/min. Os ensaios ocorreram até o início da estabilização da carga, caracterizando um CTOD do tipo carga máxima. Ao final de cada ensaio foram plotados gráficos carga versus abertura do extensômetro de fratura. Em cada condição microestrutural foram ensaiados três corpos de prova, num total de quinze ensaios.

Após os ensaios de CTOD, as pré-trincas de fadiga e a região de propagação estável de trinca foram coloridas por oxidação, com o objetivo de facilitar sua visualização. Assim, os corpos de prova foram deixados por uma hora dentro de um forno elétrico na temperatura de 300°C. Ao final da etapa de oxidação, esses corpos de prova foram imersos em nitrogênio líquido por uma hora e fraturados em seguida, para permitir a medição das trincas ao longo da espessura da amostra.

As medições do comprimento real da pré-trinca de fadiga, a , e da sua extensão estável (Δa) durante o carregamento do corpo de prova no ensaio de CTOD, foram realizadas em diferentes posições conforme norma ASTM E 1290-02.⁽⁸⁾

3 RESULTADOS

A Tabela 4 apresenta os valores médios dos três corpos de prova ensaiados do limite de escoamento (LE), limite de resistência (LR), deformação na fratura (ϵ) e redução de área (RA), obtidos no ensaio de tração segundo a norma ASTM E 8M - 04.⁽⁶⁾

Tabela 4 – Resultados do Ensaio de Tração

Condição	LE (MPa)	LR (MPa)	ϵ (%)	RA (%)
01	775,7 ± 11,0	891,3 ± 9,5	18,80 ± 0,10	72,25 ± 0,09
02	779,0 ± 23,1	905,3 ± 18,6	19,37 ± 0,25	72,60 ± 0,60
03	868,7 ± 8,5	981,7 ± 2,5	19,38 ± 0,17	73,01 ± 0,82
04	880,7 ± 10,1	1016,0 ± 4,0	20,20 ± 0,00	73,45 ± 0,01
05	887,3 ± 8,1	1029,7 ± 8,5	20,65 ± 0,05	73,79 ± 0,11

Para determinação dos valores do CTOD (δ), adotou-se a Equação 2 constante na norma ASTM,⁽⁸⁾ enquanto que o fator de intensidade de tensão (K) foi calculado de acordo com a Equação 3.⁽⁹⁾ A função intensidade de tensão (Y) foi fornecida pela norma ASTM.⁽⁸⁾ Para os valores do coeficiente de Poisson e módulo de elasticidade foi utilizado 0,29 e 210 GPa, respectivamente. O valor do limite de escoamento adotado no cálculo do CTOD foi aquele relativo ao valor médio de cada condição microestrutural. O parâmetro z foi admitido como sendo zero uma vez que o extensômetro de fratura foi localizado no final do entalhe mecânico.

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2E \times LE} + \frac{0,44(W-a)V_p}{0,44W + 0,56a + z} \quad [Eq.02] \quad K = \frac{PY}{B\sqrt{W}} \quad [Eq.03]$$

onde:

K = fator de intensidade de tensões;

P = força máxima em cada ensaio;

B = espessura do corpo de prova; (8 mm)

W = largura do corpo de prova; (32 mm)

a = comprimento real da pré-trinca de fadiga;

Y [f (a/W)] = função da intensidade de tensão, retirado da norma;⁽⁷⁾

ν = coeficiente de Poisson; (0,29)⁽¹⁾

E = módulo de elasticidade; (210 GPa)⁽¹⁾

LE = Limite de escoamento (média dos valores para cada condição de tratamento térmico);

V_p = componente plástico do deslocamento V_g ;

z = Distância da face do corpo de prova ao apoio do extensômetro de; (0,00 mm)

A Tabela 5 apresenta a média dos valores de CTOD e Δa , obtidos nos ensaios.

Tabela 5 – Valores de CTOD (δ) e Δa

Condição	δ (mm)	Δa (mm)
01	0,480 ± 0,024	0,9 ± 0,2
02	0,508 ± 0,016	1,9 ± 0,4
03	0,531 ± 0,020	1,8 ± 0,2
04	0,534 ± 0,021	1,7 ± 0,3
05	0,531 ± 0,007	1,2 ± 0,1

4 DISCUSSÃO

Segundo as recomendações de fabricação dos elos para ancoragem de sistemas offshore,^(5,9) as propriedades mecânicas dos aços Grau R4, devem apresentar valores mínimos para o limite de escoamento (580 MPa), limite de resistência (860 MPa), deformação na fratura (12%) e redução de área (50%). Os valores apresentados na Tabela 4 atendem plenamente as exigências para todas as condições de tratamentos térmicos.

Ainda segundo as especificações para fabricação de elos para amarras de sistemas offshore^(5,9) a razão (R) entre o limite de escoamento e o limite de resistência deve ter um valor máximo de 0,92. A Tabela 6 apresenta os valores para as cinco condições de tratamentos térmicos realizadas, analisando os valores apresentados na tabela verifica-se que em todos os casos o valor máximo da razão “R” foi atendido.

Tabela 6 – Valores de R

Condição	R (LE/LR)
01	0,87
02	0,86
03	0,88
04	0,87
05	0,86

Ao analisar a Tabela 4, verifica-se um aumento progressivo, a partir da condição 01 até a condição 05, nos valores médios dos limites de escoamento (10%) e de resistência (15%). Tais propriedades aumentaram com o aumento da temperatura de austenitização. Uma possível causa é o aumento da temperabilidade do aço, que aumenta com o tamanho do grão da austenita, que será tanto maior quanto for a temperatura de austenitização.

Durante o resfriamento, o tamanho dos grãos da austenita influenciam diretamente na formação da ferrita e da bainita. Estes componentes microestruturais nucleiam nos contornos dos grãos da austenita, portanto, o aumento do grão da austenita diminui o número de sítios de nucleação, favorecendo a formação de martensita, resultando em um aumento das propriedades mecânicas.

Os resultados do CTOD de carga máxima são apresentados no gráfico abaixo – Figura 5. O gráfico apresenta as curvas do CTOD para as diferentes temperaturas de austenitização com temperatura de revenido de 680°C.

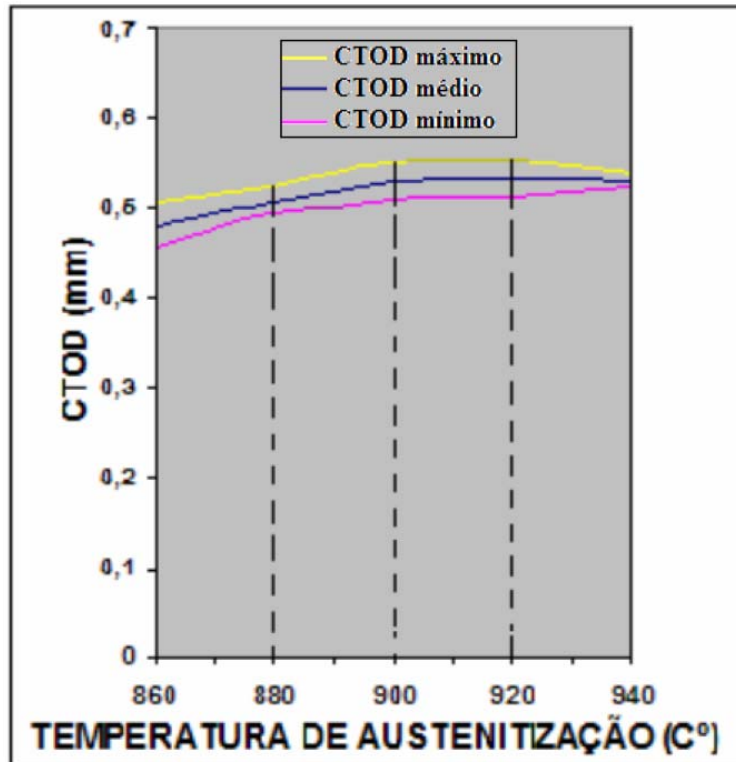


Figura 5 – Curva CTOD de carga máxima versus temperatura de austenitização

As curvas apresentadas representam os valores médios (azul), máximos (amarela) e mínimos (magenta) do CTOD correspondente a cada uma das temperaturas em questão.

A resistência à fratura do material aumentou com o aumento da temperatura de austenitização. No entanto, se manteve praticamente constante, a partir de 900°C. Tal efeito provavelmente está associado à presença de elementos formadores de carbonetos, como o cromo e o molibdênio, que pode ter sido acentuado com o aumento da temperatura de austenitização.

O aumento da presença de carbonetos dispersos no material aumenta a resistência, sem muita perda de ductilidade. Os carbonetos apresentam tantos obstáculos, que obrigam as trincas de clivagem a se desviarem de um ponto de clivagem para outro, resultando numa diminuição da energia de propagação da trinca.

Conforme citado anteriormente, a presença dos elementos de liga retardam a formação da ferrita e perlita, possibilitando a obtenção de bainita e martensita no resfriamento contínuo, o que promove nestes aços uma melhor combinação de resistência mecânica e ductilidade.

O gráfico da Figura 5 apresenta a temperatura de austenitização de 900°C como aquela que conferiu ao material a maior resistência à fratura. O efeito de aumento da resistência tornou-se desprezível para temperaturas maiores.

5 CONCLUSÃO

O limite de escoamento e o limite resistência aumentaram com o aumento da temperatura de austenitização, apresentando variações de aproximadamente 15%, enquanto a deformação na fratura e a redução de área praticamente se mantiveram constantes.

A resistência à fratura do material também aumentou com o aumento da temperatura de austenitização. No entanto, se manteve praticamente constante a partir de 900°C.

A temperatura de austenitização de 900°C foi aquela que conferiu ao material a maior resistência à fratura.

REFERÊNCIAS

- 1 CALLISTER, W. D., Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução. John Wiley & Sons, Inc., 2002.
- 2 CARLOS A.G. Mecânica dos Materiais. Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1985.
- 3 Revista Petrobrás, A conquista da Auto-Suficiência. Editora Abril 2006.
- 4 GONÇALVES, R. C., COSTA, L. C., **Inspeção em Linhas de Ancoragem**, XXI Congresso Nacional de Ensaios não Destrutivos, Brasil 2002.
- 5 International Association of Classification Societies, IACS W22. London, 1993.
- 6 American Society for Testing and Materials. Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials [Metric], ASTM E 8M-04, U. S. A., 2004.
- 7 American Society for Testing and Materials. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness , ASTM E 1820-05a, U. S. A., 2006.
- 8 American Society for Testing and Maerials, Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement, ASTM E 1290 - 02^{E1}, U. S. A., 2005
- 9 American Bureau of Shipping, Guide for Certification of Offshore Mooring Chain. New York, 1999.