

Verification of IMO Criteria for Tanker Ship: Comparison between Linear and Nonlinear Models

Hernani L. Brinati
Universidade de São Paulo (USP)
hlbrinat@usp.br

Mardel de Conti
Universidade de São Paulo (USP)
mbdconti@usp.br

Abstract

The paper analyzes some maneuverability models, both linear and nonlinear, in respect to IMO (International Maritime Organization) criteria applied for tanker ships. These aimed criteria encompass turning, initial turning, yaw checking and course keeping abilities. The linear model is based on a low aspect ratio hydrofoil theory and on some semi-empirical adjustments for consideration of hull bluffness. Nonlinear models are here structured based on existing experimental data. Software is built for determination of the hydrodynamic forces and for simulation of the ship paths. Ship velocity is not a parameter in the linear model for steady-state turning maneuvers, in the sense that it is not captured by the corresponding dynamics. The effect of the ship velocity, however, can be observed through the adoption of nonlinear models. The influence of the velocity on the resulting paths and forces is here analyzed, both in the steady and the transient hull motions.

1. Introdução

O presente trabalho trata da verificação de critérios da IMO (*International Maritime Organization*) quanto à manobrabilidade de embarcações, em particular de navios petroleiros.

A constatação das qualidades de manobra para o navio recém entregue se dá por meio das provas de mar. No decorrer do projeto, a verificação dos critérios pode ser feita por ensaios experimentais com modelos em escala reduzida ou por simulações numéricas avançadas. Porém, nas etapas iniciais, é conveniente dispor-se de métodos teóricos e semi-empíricos para avaliar os parâmetros das equações de movimento, que podem ser integradas numericamente.

Este trabalho aplica modelos simples, cujo uso é conveniente no início do projeto. Tais modelos incluem tipicamente as seguintes representações: dinâmica do movimento do casco, formulação dos esforços hidrodinâmicos passivos (casco e apêndices), equacionamento da força propulsora e do torque no hélice, e dinâmica do sistema propulsor (propulsor, eixo, motor).

A representação dos esforços hidrodinâmicos pode ser desenvolvida analiticamente por teorias simplificadas de sustentação e de arrasto para fólios finos sob pequeno ângulo de ataque, como por exemplo a teoria de Jones (Jones, 1946). Alternativamente podem ser empregados resultados experimentais ou empíricos para determinadas classes de embarcações. A Teoria de Jones leva a representações lineares dos esforços em função das componentes de velocidade. Quanto aos coeficientes empíricos, existem representações lineares e não-lineares.

Um dos objetivos deste trabalho é a comparação de resultados obtidos por meio de um modelo linear racional, de um modelo linear com correções empíricas e de um modelo não linear semi-empírico com resultados de provas de mar para o navio Esso Osaka, utilizado como benchmark em diversos trabalhos propostos pela ITTC (*International Towing Tank Conference*).

2. Critérios de manobrabilidade da IMO

Os critérios da resolução IMO (IMO, 2002) se aplicam a toda embarcação de comprimento maior do que 100 metros, e também àquelas de carga perigosa (química, gás) de qualquer comprimento, as quais devem atender a certos padrões de manobra, isto sendo demonstrado no processo de projeto e posteriormente em provas de mar. As condições para essas verificações são: plena carga em águas profundas; condições calmas de ventos e ondas; regime permanente de velocidade, a qual deve ser 90% da velocidade de serviço, com potência 85% da máxima potência de saída do motor.

Os critérios envolvem (ver figura 1):

1) manobras de giro:

-devem ser verificadas para boreste e para bombordo; deve-se aplicar 35 graus de ângulo de leme ou o máximo permissível na velocidade de teste; o avanço – distância percorrida na direção original, do momento em que o leme é acionado até o aproamento do navio ter se alterado de 90 graus – não deve exceder 4,5 vezes o comprimento do navio; o diâmetro tático – distância percorrida perpendicularmente à trajetória original, do momento em que o leme é acionado até o aproamento do navio ter se alterado de 180 graus – não deve exceder 5,0 vezes o comprimento do navio;

2) capacidade de entrar em giro;

-deve-se aplicar 10 graus de ângulo de leme; a distância percorrida até o navio ter seu rumo alterado de 10 graus não deve ser superior a 2,5 vezes o comprimento do navio;

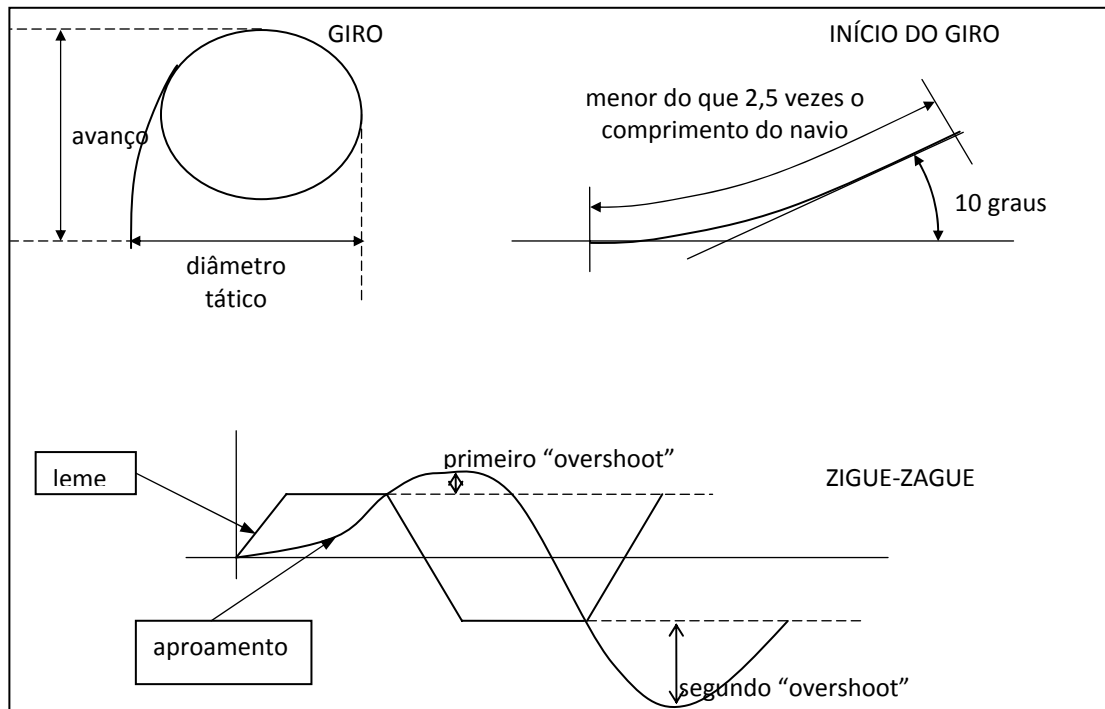


Figura 1 – Ilustração de critérios da IMO (IMO, 2002).

3) manobras zigue-zague com ângulo de leme de 10 graus;

-devem ser verificadas para boreste e para bombordo; deve-se aplicar 10 graus de ângulo de leme; após o aproamento do navio ter-se alterado de 10 graus, deve-se aplicar ângulo de leme de 10 graus no bordo oposto; o resultante ângulo de “overshoot” deve ser menor do que 10 graus se $L/U < 10 \text{ seg}^1$, menor do que 20 graus se $L/U > 30 \text{ seg}$, e menor do que $\left(5 + \frac{1}{2} \frac{L}{U}\right)$ graus se $10 \text{ seg} < L/U < 30 \text{ seg}$; após o aproamento do navio ter-se alterado para 10 graus no outro bordo, volta-se a aplicar ângulo de leme de 10 graus no bordo oposto; o segundo ângulo de “overshoot” deve ser menor do que a soma do primeiro com 15 graus;

4) manobras zigue-zague com ângulo de leme de 20 graus:

¹ L: comprimento entre perpendiculares em metros; U: velocidade de teste em metros por segundo.

-semelhante à anterior, porém com ângulo de leme de 20 graus, considerando-se somente o primeiro “overshoot”, que não deve exceder 25 graus;

5) teste de parada:

-o leme deve ficar alinhado com o navio; deve-se ter reversão total do(s) propulsor(es) para ré, a partir da situação de velocidade de teste; a distância percorrida a vante pelo navio a partir da reversão não deve exceder 15 vezes o comprimento do navio; se o navio tiver “grande” deslocamento, este limite pode ser reconsiderado pelos controladores da norma.

Neste trabalho, abordam-se as manobras de giro e zigue-zague, as quais participam dos quatro primeiros critérios; não se aborda manobra de parada, referente ao quinto critério.

3. Modelos de manobra.

Considere-se movimento no plano horizontal. A embarcação está numa certa posição (x,y) , com relação a um sistema global fixo na Terra, com um certo aproamento ψ (ângulo que a linha de centro do barco forma com o eixo dos x), conforme figura 2. Os eixos X e Y se alinham com as direções longitudinal e transversal da embarcação em cada instante, com origem no centro de massa. A velocidade de translação a vante é U , sofrendo pequenas variações u na direção longitudinal e v na transversal. A velocidade angular de guinada é r .

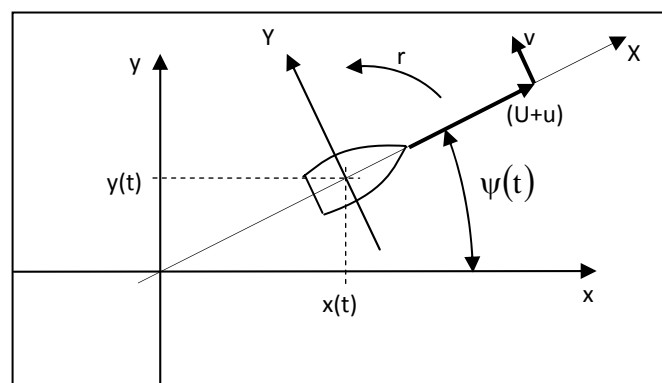


Figura 2 – Movimento da embarcação no plano horizontal

Sejam F_X , F_Y e M_Z os esforços externos sobre a embarcação, excluídos os efeitos de inércia hidrodinâmica. As equações da dinâmica do movimento são:

$$\frac{du}{dt} = \frac{1}{m + m_{Xa}} F_X ; \frac{dv}{dt} = \frac{1}{m + m_{Ya}} (F_Y - (m + m_{Xa})Ur) ; \frac{dr}{dt} = \frac{1}{I_Z + I_{Za}} M_Z \quad (1)$$

onde m_{Xa} , m_{Ya} e I_{Za} são as inércias adicionadas; os termos de segunda ordem nos esforços inerciais foram desprezados.

Os esforços externos não inerciais, atuantes no casco e superfícies de controle, compreendem arrasto, sustentação e seus momentos. Tais esforços são função dos seguintes parâmetros : proporções, coeficientes de forma e porte da embarcação (expresso, por exemplo, pelo deslocamento); geometria das superfícies de controle (razão de aspecto; área lateral); ângulo do leme (δ); rotação do propulsor (n). Os esforços externos não inerciais dependem ainda das variáveis cinemáticas do movimento. Uma maneira clássica de representação desses esforços é por meio da expansão em séries de potências de u , v , r , δ e Δn (variação da rotação).

Os coeficientes dos termos da expansão segundo u , v e r são conhecidos como derivadas hidrodinâmicas. As derivadas lineares aqui consideradas estão indicadas na tabela 1.

Tabela 1 – Derivadas hidrodinâmicas lineares

Derivadas	Sinal
F_{Xv} , F_{Xr} , $F_{X\delta}$, F_{Yu} , $F_{Y\Delta n}$, M_{Zu}	admitidas nulas
F_{Xu} , F_{Yv} , M_{Zv} , $M_{Z\delta}$, M_{Zr}	negativas
$F_{X\Delta n}$, $F_{Y\delta}$, F_{Yr}	positivas
$M_{Z\Delta n}$	sinal depende de características dos propulsores e de seus sentidos de rotação

Na hipótese de casco simétrico e de velocidades de perturbação pequenas com relação ao movimento retilíneo uniforme a vante, verifica-se um desacoplamento entre a equação de movimento de avanço e os demais (deriva e guinada).

Adotam-se versões não dimensionais para os parâmetros e variáveis do problema, definidas conforme tabela 2.

As equações da dinâmica na forma não dimensional são:

$$\left(2 \frac{C_B}{L/B} + m'_{Xa}\right) \frac{du'}{dt'} = -|F'_{Xu}|u' + |F'_{X\Delta n}|\Delta n' \quad (2)$$

$$\left(2 \frac{C_B}{L/B} + m'_{Ya}\right) \frac{dv'}{dt'} = -|F'_{Yv}|v' + |F'_{Yr}|r' + |F'_{Y\delta}|\delta - \left(2 \frac{C_B}{L/B} + m'_{Xa}\right) r' \quad (3)$$

$$(I'_Z + I'_{Za}) \frac{dr'}{dt'} = -|M'_{Zv}|v' - |M'_{Zr}|r' - |M'_{Z\delta}|\delta \pm |M'_{Z\Delta n}|\Delta n' \quad (4)$$

Tabela 2 – Definição de parâmetros adimensionais.

Parâmetros dimensionais	Correspondentes parâmetros adimensionais
distâncias	distâncias/L
tempo	$t' = \frac{t}{L/U}$
velocidades de translação	$u' = \frac{u}{U}, v' = \frac{v}{U}$
velocidades angulares	$r' = \frac{r}{U/L}, \Delta n' = \frac{\Delta n}{U/L}$
acelerações	acelerações/(U^2/L)
acelerações angulares	acelerações angulares/(U^2/L^2)
forças de inércia, forças externas	forças/ $\left[\frac{1}{2}\rho(LT)U^2\right]$
momentos de forças externas	momentos/ $\left[\frac{1}{2}\rho L^2TU^2\right]$
inércias	$m' = \frac{m}{\frac{1}{2}\rho L^2T} = 2 \frac{C_B}{L/B}, m'_{Xa} = \frac{m_{Xa}}{\frac{1}{2}\rho L^2T}, m'_{Ya} = \frac{m_{Ya}}{\frac{1}{2}\rho L^2T}, I'_Z = \frac{I_Z}{\frac{1}{2}\rho L^4T}, I'_{Za} = \frac{I_{Za}}{\frac{1}{2}\rho L^4T}$
derivadas hidrodinâmicas	$F'_{Xu} = \frac{F_{Xu}}{\frac{1}{2}\rho L^2TU}, F'_{Yv} = \frac{F_{Yv}}{\frac{1}{2}\rho L^2TU}; M'_{Zv} = \frac{M_{Zv}}{\frac{1}{2}\rho L^2TU}, F'_{Yr} = \frac{F_{Yr}}{\frac{1}{2}\rho L^2TU}, F'_{X\Delta n} = \frac{F_{X\Delta n}}{\frac{1}{2}\rho L^2TU};$ $M'_{Z\delta} = \frac{M_{Z\delta}}{\frac{1}{2}\rho L^2TU^2}; M'_{Zr} = \frac{M_{Zr}}{\frac{1}{2}\rho L^3TU}, M'_{Z\Delta n} = \frac{M_{Z\Delta n}}{\frac{1}{2}\rho L^3TU}; F'_{Y\delta} = \frac{F_{Y\delta}}{\frac{1}{2}\rho L^2TU^2}$

Para obtenção da trajetória, empregam-se as equações cinemáticas, que na forma não dimensional se expressam por:

$$\frac{dx'}{dt'} = (1 + u')\cos\psi - v'\sin\psi \quad ; \quad \frac{dy'}{dt'} = (1 + u')\sin\psi + v'\cos\psi \quad ; \quad \frac{d\psi}{dt'} = r' \quad (5)$$

As derivadas lineares são aqui estimadas pela teoria de asa curta (Jones, 1946). Os coeficientes de sustentação C_L no casco ou em superfícies de controle obedecem:

$$\frac{\partial C_L}{\partial \beta} = \frac{2\pi}{1 + \frac{2}{AR} + \frac{2}{AR(1 + AR/2)}} \quad (6)$$

sendo AR a razão de aspecto e β o ângulo de ataque.

No modelo linear, as trajetórias são entendidas como compostas de pequenos desvios instantâneos em relação a trajetórias retilíneas uniformes; neste caso, o ângulo de ataque (*drift angle*) pode ser aproximado por $\beta = \arctan \frac{v}{U} \approx \frac{v}{U}$.

Considere-se um casco de comprimento L, boca B e calado T; sua área lateral é aproximada por LT. Considere-se um leme de área lateral A_{leme} . Na forma não dimensional, as derivadas hidrodinâmicas lineares do conjunto casco-leme ficam:

$$F'_{Yv} \cong - \left| \frac{\partial C_{L,casco}}{\partial \beta} \right| - \frac{A_{leme}}{LT} \left| \frac{\partial C_{L,leme}}{\partial \beta} \right| \quad (7)$$

$$M'_{Zv} = - \frac{1}{2} \frac{\pi T}{L} + \frac{1}{2} \frac{A_{leme}}{LT} \left| \frac{\partial C_{L,leme}}{\partial \beta} \right| \quad (8)$$

$$F'_{Yr} = \frac{1}{2} \frac{\pi T}{L} + \frac{1}{2} \frac{A_{leme}}{LT} \left| \frac{\partial C_{L,leme}}{\partial \beta} \right| \quad (9)$$

$$M'_{Zr} = - \frac{1}{4} \frac{\pi T}{L} - \frac{1}{4} \frac{A_{leme}}{LT} \left| \frac{\partial C_{L,leme}}{\partial \beta} \right| \quad (10)$$

$$F'_{Y\delta} \cong \frac{A_{leme}}{LT} \left| \frac{\partial C_{L,leme}}{\partial \beta} \right| \quad (11)$$

$$M'_{Y\delta} \cong - \frac{1}{2} \frac{A_{leme}}{LT} \left| \frac{\partial C_{L,leme}}{\partial \beta} \right| \quad (12)$$

Clarke et alii (1983) sugerem o uso de coeficientes de correção com base empírica para os termos de sustentação e de inércia.

Adicionalmente ao modelo linear, neste trabalho apresenta-se um modelo que inclui:

-variação da resistência ao avanço em decorrência da deriva e da guinada, implicando em acoplamento das equações da dinâmica em avanço, deriva e guinada;

-dinâmica do sistema propulsor, que fica acoplada às equações anteriores.

A equação modificada para o avanço e a equação para a dinâmica do sistema propulsor são:

$$\left(2 \frac{C_B}{L/B} + m'_{\chi_a}\right) \frac{du'}{dt'} = -R' + T'_h - |F'_{x_{vv}}|v'^2 - |F'_{x_{vr}}|v'r' - |F'_{x_{rr}}|r'^2 \quad (13)$$

$$2\pi I'_Q \frac{dn'}{dt'} = Q'_m - Q'_h \quad (14)$$

onde R' é resistência ao avanço, T'_h é força propulsora, $F'_{x_{vv}}$, $F'_{x_{vr}}$ e $F'_{x_{rr}}$ são derivadas não lineares relativas à variação da resistência ao avanço com deriva e guinada, I'_Q é momento de inércia do sistema propulsor, incluindo efeitos de inércia adicionada do hélice, Q'_m é torque motor, Q'_h é torque resistente do hélice, todos na forma não dimensional, conforme definições da tabela 3.

Tabela 3 – Definição de parâmetros adimensionais para o modelo não linear

Parâmetros dimensionais	Correspondentes parâmetros adimensionais
resistência e força propulsora	força / $\left[\frac{1}{2} \rho (LT) U^2 \right]$
derivadas hidrodinâmicas	$F'_{x_{vv}} = \frac{F_{x_{vv}}}{\left(\frac{1}{2} \rho L T \right)}$; $F'_{x_{vr}} = \frac{F_{x_{vr}}}{\left(\frac{1}{2} \rho L^2 T \right)}$; $F'_{x_{rr}} = \frac{F_{x_{rr}}}{\left(\frac{1}{2} \rho L^3 T \right)}$
momento de inércia	$I'_Q = \frac{I_Q}{\frac{1}{2} \rho L^4 T}$
torques motor e no hélice	torques / $\left[\frac{1}{2} \rho L^2 T U^2 \right]$

Na representação das derivadas não lineares, utilizaram-se dados empíricos (Lee et al., 2003); na estimativa para T'_h e Q'_h utilizaram-se dados experimentais para propulsores B-Troost (Lewis, 1988); na estimativa da resistência, utilizaram-se dados empíricos (Lewis, 1988); o torque motor foi considerado constante.

4. Resultados para o navio Esso Osaka e sua comparação com dados de provas de mar

Os modelos apresentados na seção anterior foram usados para simulação de manobras de giro e de zigue-zague para o navio Esso Osaka, fazendo-se uma comparação dos resultados com dados de campo de provas de mar (ITTC, 2002).

Quanto ao modelo linear, determinou-se o histórico das velocidades de perturbação por integração das equações (3) e (4); em seguida, obteve-se a trajetória por integração das equações (5). A velocidade longitudinal permanece constante.

No caso do modelo não linear, o histórico das velocidades de perturbação e da rotação foi determinado pela integração das equações (3), (4), (13) e (14). A velocidade longitudinal e a rotação resultam variáveis.

4.1 – Manobra de giro

Foi simulada a manobra de giro com velocidade inicial de 10 nós e ângulo de leme de 35 graus. Na figura 3 apresentam-se as trajetórias obtidas com os dois modelos (linear e não linear), juntamente com pontos relativos a prova de mar (ITTC, 2002). Nas figuras 4 e 5 apresentam-se os históricos de velocidade de deriva e de velocidade angular de guinada, respectivamente. Nas figuras 6 e 7 apresentam-se a velocidade de avanço e a rotação do eixo.

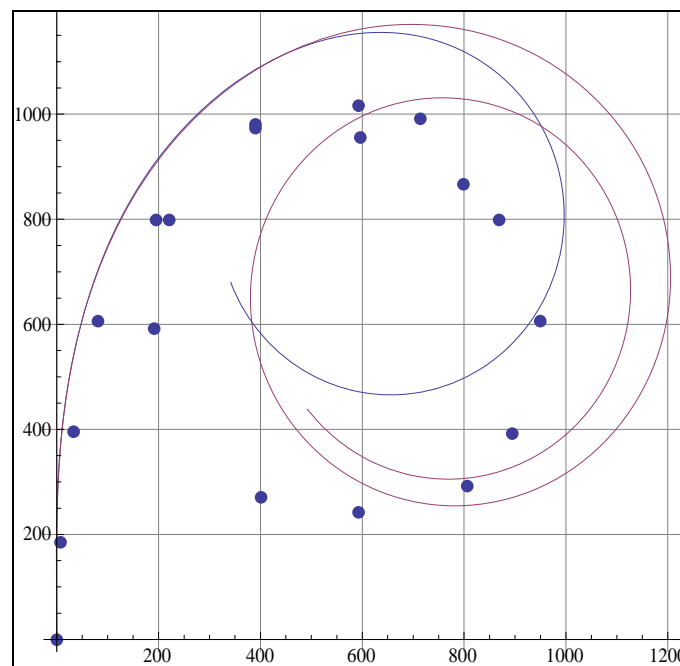


Figura 3 – Trajetória (x e y em metros) – modelos linear (vermelho), não linear (azul) e prova de mar (pontos)

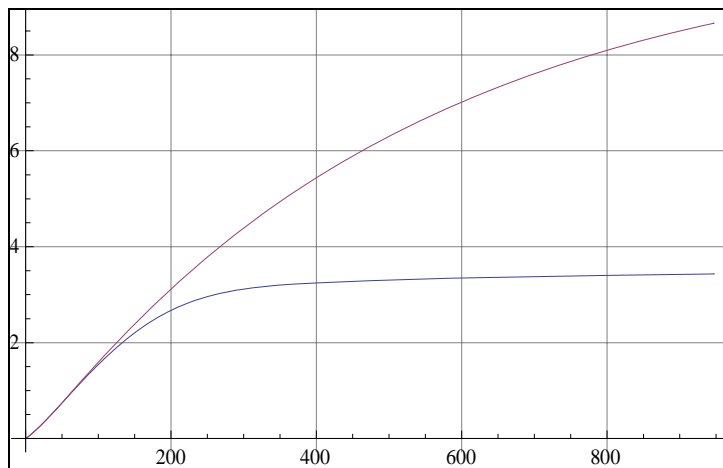


Figura 4 – Histórico de velocidade de deriva (nós; tempo em seg) – modelos linear (vermelho) e não linear (azul)

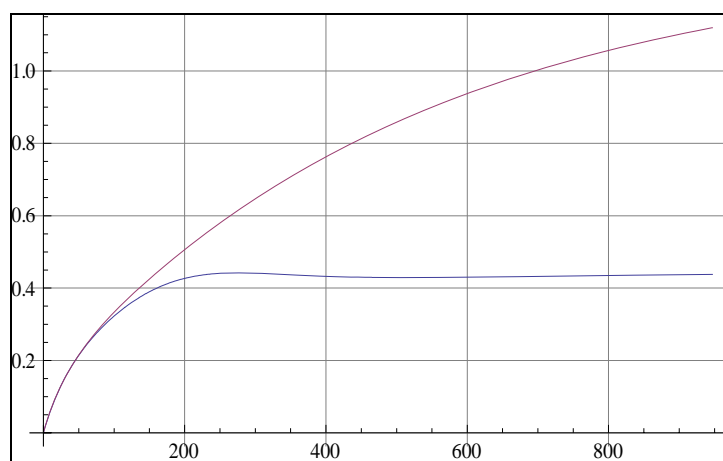


Figura 5 – Histórico de velocidade angular de guinada (graus/seg; tempo em seg) – modelos linear (vermelho) e não linear (azul)

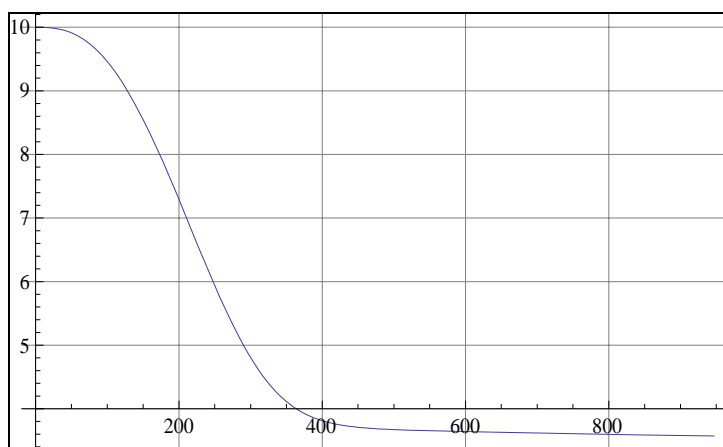


Figura 6 – Histórico de velocidade de avanço (nós) – modelo não linear

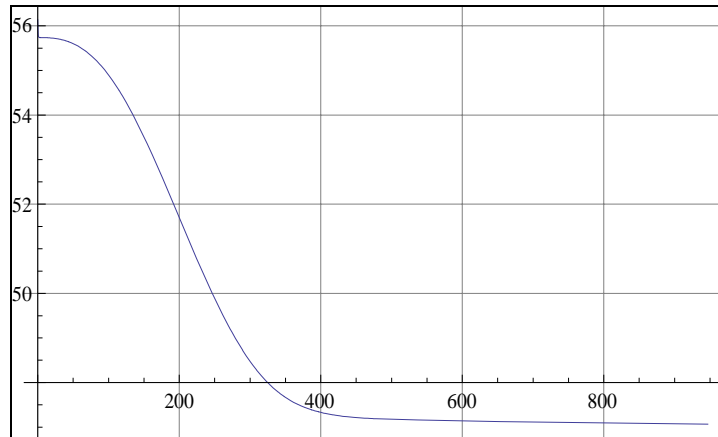


Figura 7 – Histórico de rotação do eixo (rpm) – modelo não linear

4.2 – Manobra de zigue-zague

Foi simulada a manobra de zigue-zague com velocidade inicial de 7.5 nós e ângulo de leme alternado de 10 graus. Na figura 8 apresentam-se os históricos de ângulo de aproamento com os dois modelos (linear e não linear), assim como o ângulo de leme. Nas figuras 9 e 10 apresentam-se os históricos de velocidade de deriva e de velocidade angular de guinada, respectivamente, sendo que no último são acrescidos os resultados de prova de mar (ITTC, 2002). Nas figuras 11 e 12 apresentam-se a velocidade de avanço e a rotação do eixo.

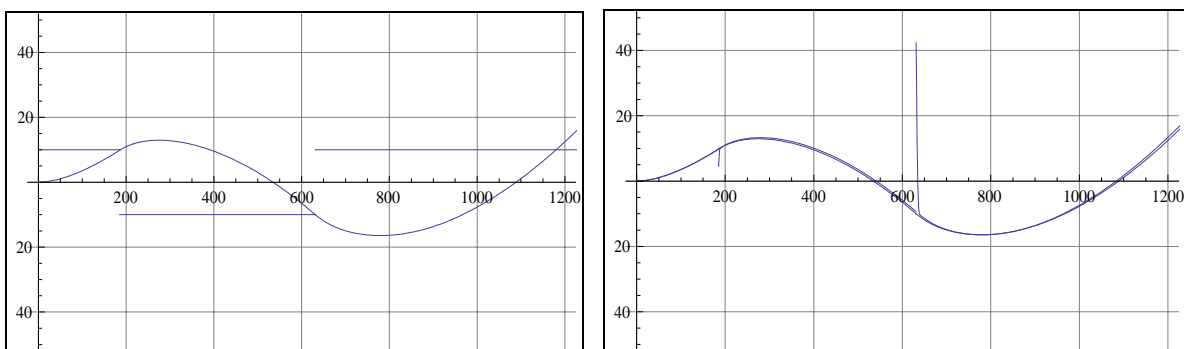


Figura 8 – À esquerda: histórico do ângulo de aproamento e de ângulo de leme (graus) – modelo não linear – realizadas apenas duas mudanças de leme além do posicionamento inicial
 – À direita: histórico do ângulo de aproamento (graus) – modelos linear e não linear

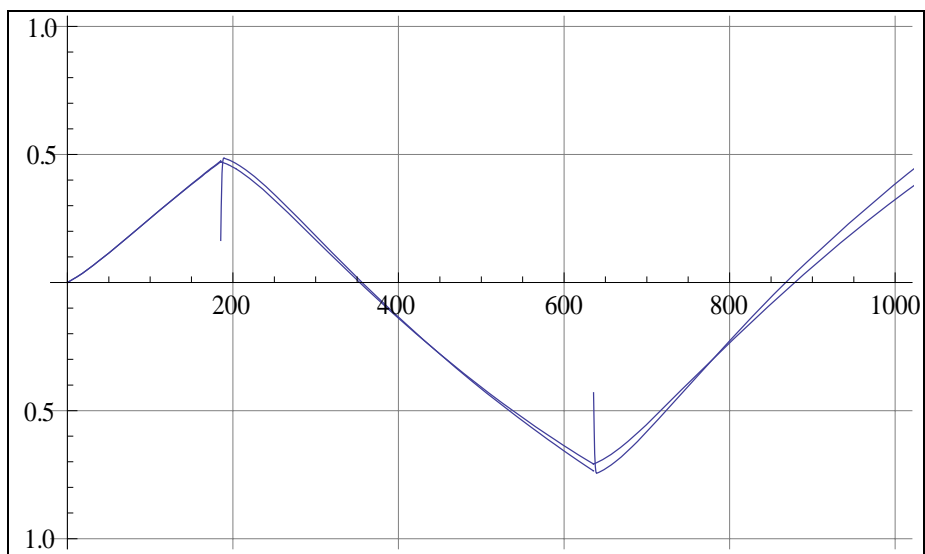


Figura 9 – Histórico de velocidade de deriva (m/seg) – modelos linear e não linear (com singularidades na mudança de leme)

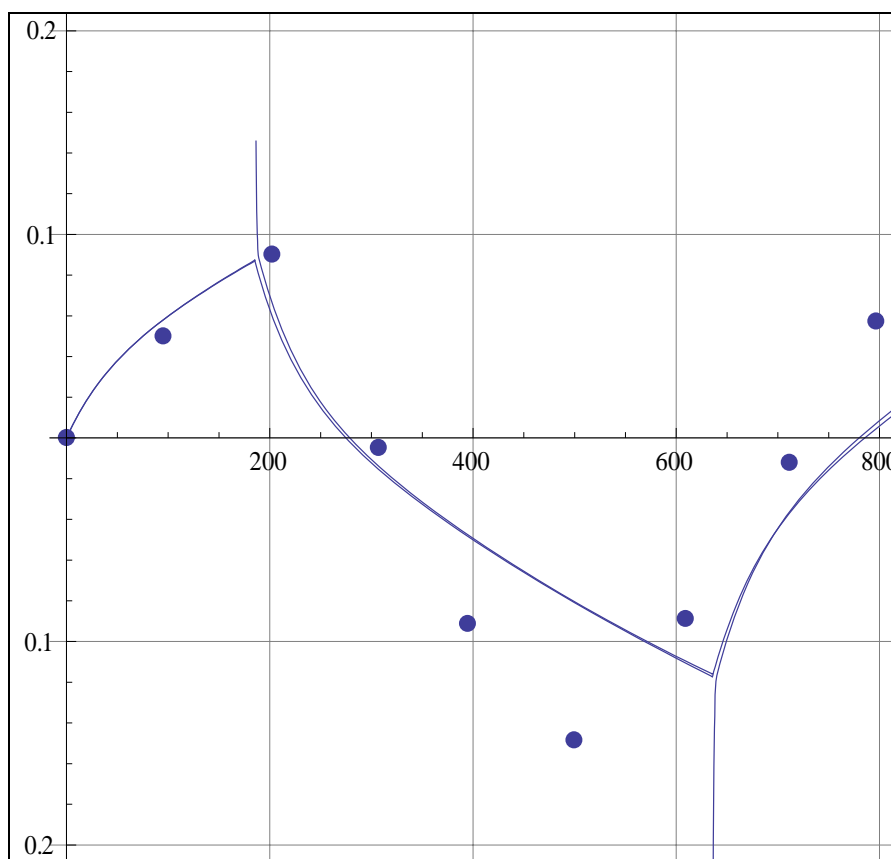


Figura 10 – Histórico de velocidade angular de guinada (graus/seg) – modelos linear, não linear (com singularidades na mudança de leme) e provas de mar (pontos)

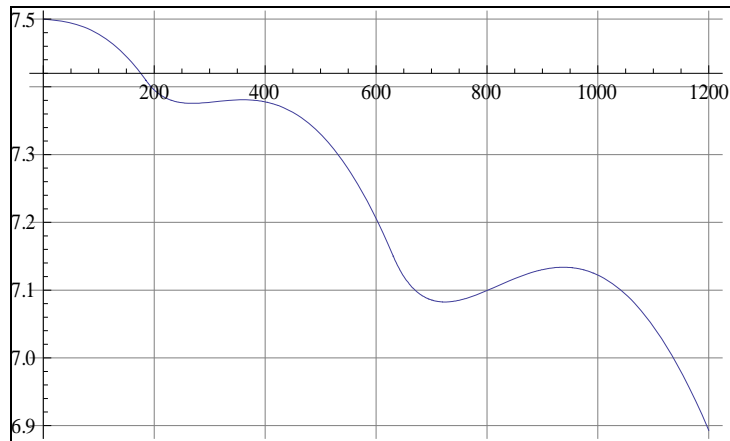


Figura 11 – Histórico de velocidade de avanço (m/seg) – modelo não linear

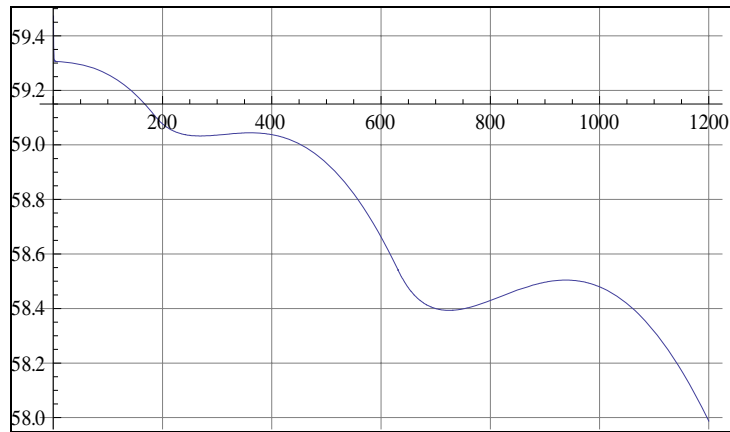


Figura 12 – Histórico de rotação do eixo (rpm) – modelo não linear

5. Conclusões

As seguintes observações podem ser feitas:

- a) Os modelos linear e não linear fornecem estimativas do avanço (manobra de giro) que ultrapassam em cerca de 20% os resultados de prova de mar (figura 31); porém, a verificação dos critérios da IMO, para o navio em questão, não fica prejudicada, uma vez que os limites são atendidos com folga; Não há praticamente diferença entre as previsões para avanço pelos modelos linear e não linear;
- b) Os modelos linear e não linear fornecem estimativas do diâmetro tático (manobra de giro) diferenciadas; enquanto a estimativa do modelo linear ultrapassa em cerca de 20% o obtido na prova de mar, a do modelo não linear fica bastante próxima da de prova de mar (figura 3); porém, mesmo no caso do modelo linear, a verificação dos critérios da IMO não fica prejudicada, uma vez que os limites são atendidos com folga;

- c) O modelo linear apresenta resultados sempre crescentes, para a velocidade de deriva e para a velocidade de guinada na manobra de giro, o que deve estar associado ao fato de a velocidade de avanço permanecer constante, e não diminuir, o que efetivamente é observado na prática; os resultados previstos para o modelo não linear se estabilizam em regime permanente no giro (figuras 4 e 5);
- d) O modelo não linear captura a queda da velocidade de avanço e da rotação do propulsor para a embarcação em manobra de giro; a forma da queda da velocidade é assemelhada, e com valores da mesma ordem de grandeza, com a verificada nas provas de mar (ver figuras 6 e 7, bem como ITTC, 2002);
- e) Em manobra de zigue-zague, as trajetórias previstas pelo modelo não linear e pelo modelo linear praticamente se confundem; os resultados de ângulo de aproamento apresentam a mesma tendência e ordem de grandeza que aqueles para provas de mar (ver figura 8, bem como ITTC, 2002); os critérios da IMO são verificados com folga; a coincidência prática das trajetórias pode ser inferida pela figura 3, referente à manobra de giro, em que se observa que, para os ângulos menores de aproamento, as trajetórias previstas pelos dois modelos praticamente coincidem; tal é o caso da manobra de zigue-zague com ângulos que não ultrapassam, no presente caso, 10 graus;
- f) À semelhança das trajetórias, as velocidades de deriva e as velocidades angulares de guinada previstas pelos dois modelos para as manobras de zigue-zague praticamente coincidem (ver figuras 9 e 10); quanto à comparação dos valores de velocidade de guinada com os de provas de mar (ver figura 10), observa-se retardo da ordem de 150 seg, bem como uma redução das velocidades angulares máximas da ordem de 25%, o que não chega a comprometer a verificação dos critérios da IMO, já que estes são atendidos com folga, como se observou em (e);
- g) O modelo não linear captura a queda sinuosa da velocidade de avanço e da rotação do propulsor para a embarcação em manobra de giro; a forma da queda da velocidade é assemelhada, e com valores da mesma ordem de grandeza, com a verificada nas provas de mar (ver figuras 11 e 12, bem como ITTC, 2002).

Conclui-se que há potencial de aplicação dos modelos linear e não linear, cujos únicos dados empíricos e experimentais incorporados se referem ao desempenho do propulsor e à resistência ao avanço, como instrumentos válidos para verificação de atendimento aos

critérios da IMO referentes a manobras de giro e de zigue-zague para petroleiros de grande porte. O estudo deve ainda ser continuado para verificar a utilização desses modelos para outros tipos de embarcação. Sua aplicação, enfatize-se, é indicada para as fases iniciais do projeto, apenas, quando não se conhecem mais do que dados globais da embarcação, desejando-se estudar a influência da variação de certos parâmetros quanto ao desempenho em manobra. Observe-se, finalmente, que o modelo não linear fornece resultados mais realísticos quanto à redução das velocidades.

6. Referências bibliográficas

Clarke, D.; Gedling, P. & Hine, G.. The application of maneuvering criteria in hull design using linear theory. In: Transactions of RINA, v. 125, 1983, p. 45-68.

Clarke, D. & Yap, M. L. R.. A multi-criteria view of the IMO manoeuvring requirements. In: Transactions of RINA, v. 143, 2001, p. 99-111.

Lee, T.; Ahn, Hyoungh, K.; Lee, S.; Yum, D.; On an Empirical Prediction of Hydrodynamic Coefficients for Modern Ship Hulls, 2003.

Lewis. Principles of Naval Architecture, Vol.II, SNAME, 1988.

IMO (International Maritime Organization); Explanatory Notes to the Standards for Ship Manoeuvrability; MSC/Circ.1053, 16 December 2002.

ITTC (International Towing Tank Conference; The Specialist Committee on Esso Osaka; Final Report and Recommendations to the 23rd ITTC, 2002.

ITTC (International Towing Tank Conference; The Manoeuvring Committee; Final Report and Recommendations to the 24th ITTC, 2005.

Jones, R. T.; Properties of Low Aspect Ratio Pointed Wings at Speed Below and Above the Speed of Sound. NACA Report, 1946.

Kijima, K.; On Some Problems in the Interim Standards of Ship Manoeuvrability in IMO; *ITTC* (International Towing Tank Conference, Group Discussion B.2 / IMO Standards and ITTC; 23rd ITTC, 2002.