



„Problem syntezy sterowania w systemach automatycznego
prowadzenia statku wzdłuż zadanej trajektorii”

Zenon Zwierzewicz

Szczecin, 2010



**INNOWACYJNA
GOSPODARKA**
NARODOWA STRATEGIA SPÓJNOŚCI

UNIA EUROPEJSKA
EUROPEJSKI FUNDUSZ
ROZWOJU REGIONALNEGO



Problem syntezy sterowania w systemach automatycznego prowadzenia statku wzdłuż zadanej trajektorii

Zenon Zwierzewicz

Systemy automatycznego sterowania statkiem odgrywają coraz bardziej istotną rolę w automatyzacji procesu prowadzenia statku. Dla różnych zadań sterowania mamy właściwe systemy. Wyróżnić możemy tu: systemy stabilizujące kurs (popularne autopiloty), systemy dynamicznej stabilizacji pozycji statku (DSP), systemy antykolizyjne lub prowadzenia statku wzdłuż zadanej trajektorii. Odrębną rolę odgrywają systemy stabilizacji kołysań bocznych bądź sterowania prędkością wzdłużną statku.

W artykule przedstawione zostaną i porównane dwa podejścia do problemu syntezy układu sterowania w systemach prowadzenia statku wzdłuż zadanej trajektorii. Pierwszy z nich oparty jest na podejściu klasycznym tzn. mając nieliniowy model procesu (ruchu statku wzdłuż trajektorii) najpierw go linearyzujemy, a następnie, po wprowadzeniu stosownego kryterium jakości, dokonujemy syntezy sterowania optymalnego na bazie procedury LQR (*linear quadratic regulator*) [1].

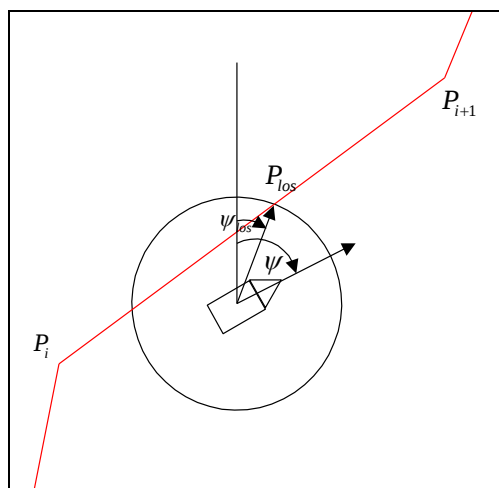
W podejściu drugim dokonujemy syntezy w oparciu o oryginalny nieliniowy model, co wymaga zastosowania znacznie bardziej zaawansowanych technik matematycznej teorii sterowania systemami nieliniowymi [6]. Dzięki temu podejściu możemy uniknąć wielu wad, którymi obarczone są techniki linearyzacji. Chodzi tu głównie o szybko narastający błąd modelu liniowego, jaki cechuje systemy zlinearyzowane (*model-object mismatch*) w przypadku zwiększonych odchyłeń zmiennych systemu od zadanego punktu pracy. Sytuacja taka może w pewnych warunkach doprowadzić do całkowitego zdestabilizowania pracy systemu.

1. Problem prowadzenia statku wzdłuż zadanej trajektorii

Trajektorię, wzdłuż której statek winien być prowadzony definiujemy najczęściej w postaci linii łamanej określonej poprzez zadanie ciągu tzw. punktów zwrotu (*way points*) $P_1(x_1, y_1)$, $P_2(x_2, y_2), \dots, P_i(x_i, y_i), \dots, P_n(x_n, y_n)$, czyli jej wierzchołków.

Jest wiele sposobów formalizacji zadania prowadzenia statku wzdłuż zadanej trajektorii, co wynika z istnienia wielu sposobów definicji błędu(ów) śledzenia trajektorii przez statek. Jednym z przykładów definicji takiego błędu jest strategia LOS (*line-of-sight*), która polega na wyznaczaniu pożądanego kursu statku w oparciu o kierunek linii łączącej statek (jego środek ciężkości) z punktem przecięcia bieżącego odcinka łamanej z okręgiem o zadanym promieniu zakreślonym wokół statku (patrz Rys.1).

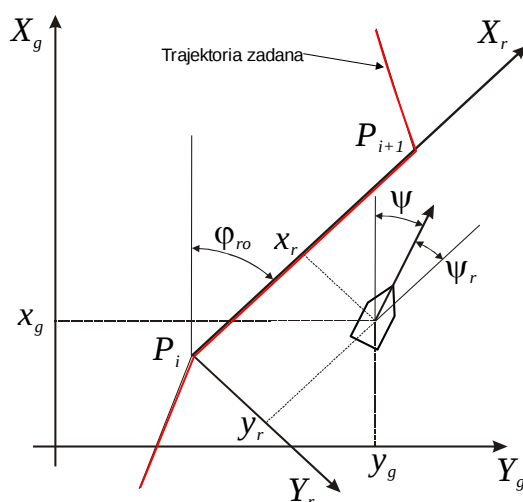
Strategia LOS prowadzi do wyznaczania w sposób ciągły (nowego) kursu zadanego ψ_{los} dla pokładowego regulatora kursu (autopilota) w wyniku czego uzyskujemy zbieżność do zera błędu kursowego postaci $\Delta\psi = \psi - \psi_{los}$. Prowadzi to [5] do sprowadzenia do zera również *poprzecznego błędu śledzenia* (patrz dalej), a więc pożądaną efekt prowadzenia wzdłuż trajektorii.



Rys.1. Sposób wyznaczania kursu zadanego w oparciu o strategię LOS.

Innym podejściem (zastosowanym w tym artykule) jest strategia bezpośredniego sprowadzenia zarówno błędu poprzecznego jak i *błędu kursowego* do zera. W tym celu wprowadzimy następujące dwa układy współrzędnych (Rys.2.):

- układ odniesienia globalny, nieruchomy względem ziemi (X_g, Y_g), którego współrzędne mogą być mierzone bezpośrednio za pomocą GPS'u ,
- układ odniesienia względny (ruchomy) (X_r, Y_r), którego początek znajduje się w 'ruchomym' punkcie zwrotu $P_i(x_i, y_i)$ i którego oś OX_r przebiega wzdłuż odcinka $P_i P_{i+1}$ ($i=1,2,...,n$)



Rys.2. Układy odniesienia globalny(stały) i względny (ruchomy).

(X_g, Y_g) – układ współrzędnych globalny

(X_r, Y_r) – układ współrzędnych względny

(x_g, y_g) – pozycja statku w układzie globalnym (mierzona poprzez GPS)

(x_r, y_r) – pozycja statku w układzie względem

φ_{ro} – kąt obrotu względnego układu współrzędnych (w stosunku do układu globalnego)

ψ – kurs z żyrokompasu

ψ_r – relatywny kurs względem osi $P_i X_r$ (odchyłka kursowa).

Względną pozycję statku (x_r, y_r) , a także jego względny kurs ψ_r możemy uzyskać w wyniku następującego przekształcenia zamiany współrzędnych

$$\begin{bmatrix} x_r \\ y_r \\ \psi_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \varphi_{ro} & \sin \varphi_{ro} & 0 \\ -\sin \varphi_{ro} & \cos \varphi_{ro} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_g - x_i \\ y_g - y_i \\ \psi - \varphi_{ro} \end{bmatrix}, \quad (1)$$

które określa kolejne przesunięcia i obroty globalnego układu odniesienia w zależności od bieżącego odcinka łamanej (trajektorii). φ_{ro} jest tutaj kątem obrotu układu zdefiniowanym wzorem:

$$\tan \varphi_{ro} = \frac{y_{i+1} - y_i}{x_{i+1} - x_i}. \quad (2)$$

Widać teraz, że sensownym będzie potraktowanie współrzędnej y_r (*błąd poprzeczny*) oraz kursu względnego ψ_r (*błąd kursowy*) jako wielkości określających błędy śledzenia w stosunku do danego odcinka trajektorii. Celem projektowanego regulatora jest sprowadzenie tych błędów do zera, co zapewniłoby perfekcyjny przebieg procesu sterowania statkiem wzdłuż trajektorii.

2. Modele ruchu statku dla celów syntezy sterowania

Równanie opisujące ruch statku wg. Nomoto [5] ma postać:

$$T\ddot{\psi}(t) + \dot{\psi}(t) = K\delta(t) \quad , \quad (3)$$

gdzie :

$\psi(t)$ - odchylenie od kursu zadanego

$\delta(t)$ - wychylenie płetwy sterowej

$|\delta(t)| < \delta_{\max}$ - maksymalne wychylenie steru (ograniczenie na sterowanie)

T - stała czasowa

K - współczynnik wzmocnienia (współczynnik efektywności steru)

Norrbin (1963) zaproponował, aby zastąpić w modelu Nomoto liniowy składnik $\dot{\psi}$ przez nieliniowe charakterystyki manewrowe $H_N(\dot{\psi})$ otrzymując model postaci:

$$T\ddot{\psi} + H_N(\dot{\psi}) = K\delta \quad . \quad (4)$$

Funkcję $H_N(\dot{\psi})$, opisującą nieliniową charakterystykę manewrową statku, uzyskuje się w oparciu o tzw. manewr odwróconej spirali [5] i przyjmuje się standartowo jako wielomian 3-go stopnia

$$H_N(\dot{\psi}) = a_3\dot{\psi}^3 + a_2\dot{\psi}^2 + a_1\dot{\psi} + a_0 \quad . \quad (5)$$

Dla statku statecznego na kursie $a_1 = 1$, zaś dla niestatecznego $a_1 = -1$. Napęd z jedną śrubą lub asymetria kadłuba prowadzi do niezerowej wartości a_0 . Podobnie symetria kadłuba implikuje $a_2 = 0$. Składnik a_0 może służyć także do modelowania stałego wychylenia steru (*rudder offset*) potrzebnego do kompensacji zakłóceń w postaci stałego wiatru lub prądu.

Wynika z tego, że znaczna liczba statków może być opisana za pomocą prostego wielomianu

$$H_N(\dot{\psi}) = a_3\dot{\psi}^3 + a_1\dot{\psi} \quad . \quad (6)$$

3. Synteza układu prowadzenia statku wzdłuż trajektorii na bazie modelu zlinearyzowanego

Jako, że model Nomoto jest faktycznie zlinearyzowaną wersją modelu Norrbina rozważymy problem syntezy układu śledzenia zadanej trajektorii statku bazując na liniowym modelu Nomoto, uzupełnionym o zlinearyzowane równanie kinematyki statku (patrz model (25)). Powyższy problem sformalizujemy jako problem regulatora optymalnego LQR [1,3].

Linearyzując zatem drugie z równań kinematyki modelu (25) mamy

$$\dot{y}_r = U\psi_r + v \quad . \quad (7)$$

Zaniedbując w równaniu (7) prędkość poprzeczną v (sway) oraz przekształcając (3) do postaci normalnej uzyskujemy układ

$$\begin{bmatrix} \dot{y}_r \\ \dot{\psi}_r \\ \dot{r} \\ \dot{e}_I \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & U & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -a & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y_r \\ \psi_r \\ r \\ e_I \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ c \\ 0 \end{bmatrix} \delta + \begin{bmatrix} d_y \\ 0 \\ r_b \\ 0 \end{bmatrix} \quad , \quad (8)$$

gdzie ostatnie z równań reprezentuje całkę z pierwszej współrzędnej wektora stanu tzn. całkowanie błędu poprzecznego śledzenia y_r :

$$e_I = \int y_r dt \quad . \quad (9)$$

Dodatkowe całkowanie wprowadzono w celu eliminacji uchybu stałego (dla poprzecznego błędu śledzenia).

U oznacza prędkość wypadkową (jako przybliżenie prędkości wzdłużnej u) natomiast r prędkość kątową $-r = \dot{\psi}$. r_b jest wolno zmiennym parametrem reprezentującym zakłócenia zewnętrzne (np. moment obrotowy wytwarzany przez pojedynczą śrubę), natomiast d_y reprezentuje znoszenie (*drift*), od np. prądu lub wiatru, wzdłuż osi OY_r (d_x zaniedbujemy jako tu nieistotne). Pozostałe parametry modelu są takie same jak w zlinearyzowanym modelu symulacyjnym (25).

Ponieważ, na rozważany błąd śledzenia składają się: błąd poprzeczny y_r oraz błąd kursowy ψ_r , jako kryterium jakości przyjmujemy funkcjonal kwadratowy

$$J(\delta) = \int_0^{\infty} (\lambda_y y_r^2 + \lambda_\psi \psi_r^2 + \delta^2) dt \quad , \quad (10)$$

gdzie λ_y, λ_ψ - współczynniki wagowe.

Przyjmując macierze $\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} \lambda_y & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_\psi & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_e \end{bmatrix}$ i $\mathbf{R}=1$ łatwo zauważyć, że funkcjonal (10) jest

postaci

$$J(\mathbf{u}) = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} (\mathbf{x}^T \mathbf{Q} \mathbf{x} + \mathbf{u}^T \mathbf{R} \mathbf{u}) dt \quad . \quad (11)$$

Zapisując teraz (8) w ogólnej postaci

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{Ax} + \mathbf{Bu} + \mathbf{w} \quad , \quad (12)$$

gdzie $\mathbf{x} = [y_r \ \psi_r \ r \ e_I]^T$ jest wektorem stanu widać, że dla tak sformalizowanego problemu śledzenia możemy zastosować znaną procedurę syntezy LQR [1,3], uzyskując sterowanie w postaci proporcjonalnego sprzężenia zwrotnego od stanu postaci $\mathbf{u}(t) = -\mathbf{K}(t)\mathbf{x}(t)$.

W naszym przypadku sterowanie to wyraża się formułą

$$\delta(t) = -\mathbf{Kx}(t) = -[k_y \ k_\psi \ k_r \ k_e] \cdot [y_r \ \psi_r \ r \ e_I]^T = -k_y y_r - k_\psi \psi_r - k_r r - k_e e_I \quad (13)$$

Regulator ten wypracowuje wartość kąta wychylenia płetwy sterowej w oparciu o pomiar współrzędnych wektora stanu y_r, ψ_r, r, e_I . W przypadku, gdy statek nie jest wyposażony w miernik prędkości kątowej należy estymować r za pomocą obserwatora stanu [7, 11]. W tym przypadku sprowadza się to do różniczkowania pomiaru kursu otrzymanego z żyrokompasu.

Wydawałoby się, że pojawienie się zakłóceń $\mathbf{w}$ w (12) ‘psuje’ możliwość zastosowania procedury LQR. Faktycznie jednak $\mathbf{w}$ (traktowane jako stałe) może wprowadzić do wystabilizowanego układu co najwyżej odchylenie wektora stanu od zera [14]. Z drugiej strony wiadomo, że całkowanie (9) zapewnia zerowanie się (w stanie ustalonym) błędu poprzecznego y_r oraz, że struktura układu (drugie z równań) gwarantuje zerowanie się prędkości kątowej r . Widać zatem, że ewentualne odchylenie od zera może pojawić się jedynie we współrzędnych e_I oraz ψ_r . Przy czym e_I , jako zmienna pomocnicza, wprowadzona jest celowo do ‘przejęcia’ uchybu stałego od innych współrzędnych stanu, więc nie stanowi ona problemu. Brak zerowania się ψ_r dopuszcza jednak, że prowadzenie statku wzdłuż trajektorii, przy wybranej konfiguracji pędników (jeden ster płetwowy; patrz model (25)), może zachodzić także przy niezerowym błędzie kursowym (patrz Rys. 4).

4. Synteza układu prowadzenia statku wzdłuż trajektorii na bazie modelu nieliniowego

W celu dokonania syntezy sterowania systemu śledzącego zadaną trajektorię użyjemy teraz nieliniowego modelu Norrbina ruchu statku uzupełnionego o drugie z równań jego kinematyki (patrz model (25)).

Zapisując te równania w postaci równań stanu otrzymamy układ:

$$\begin{cases} \dot{y}_r = u \sin \psi_r + v \cos \psi_r + d_y & (14a) \end{cases}$$

$$\begin{cases} \dot{\psi}_r = r & (14b) \end{cases} \quad ,$$

$$\begin{cases} \dot{r} = H_N(r) + c\delta + r_b & (14c) \end{cases}$$

gdzie jako równanie wyjścia przyjmiemy:

$$y = y_r \quad (15)$$

tzn. jako wyjście systemu traktujemy błąd poprzeczny śledzenia.

Ponieważ w badaniach symulacyjnych wykorzystano statek klasy Mariner reprezentowany modelem (25), jako charakterystykę H_N przyjmujemy funkcję

$$H_N(r) = br^3 + ar \quad (16)$$

Współczynniki modelu (14) przyjęto oczywiście takie same jak odpowiednie współczynniki z modelu symulacyjnego (25).

Poprzez kolejne różniczkowanie wyjścia y względem czasu przekształcimy teraz układ (14) do postaci liniowej, z której łatwo już będzie można znaleźć szukaną syntezę sterowania. Proces różniczkowania kończymy w momencie pojawienia się w uzyskanej pochodnej zmiennej sterowania δ . Opisana procedura znana jest w teorii sterowania pod nazwą *linearyzacji sprzężeniem zwrotnym* od wyjścia [6]. Obliczmy zatem kolejne pochodne wyjścia y względem czasu:

$$\dot{y} = [1 \ 0 \ 0] \cdot \begin{bmatrix} u \sin \psi_r - r_1 r \cos \psi_r + d_y \\ r \\ H_N(r) + c\delta + r_b \end{bmatrix} = u \sin \psi_r - r_1 r \cos \psi_r + d_y, \quad (17)$$

$$\ddot{y} = [0, u \cos \psi_r + r_1 r \sin \psi_r, -r_1 r \sin \psi_r] \cdot \begin{bmatrix} u \sin \psi_r - r_1 r \cos \psi_r \\ r \\ H_N(r) + c\delta + r_b \end{bmatrix} \quad (18)$$

stąd

$$\ddot{y} = f(x) + g(x)\delta, \quad (19)$$

gdzie

$$f(x) = ru \cos \psi_r + r_1 r^2 \sin \psi_r - r_1 \cos \psi_r (H_N(r) + r_b) \quad (20)$$

$$g(x) = cr_1 \cos \psi_r$$

Przy czym prędkość boczną v w równaniu (14a) zastąpiono wzorem $v = -r_1 r$ (patrz model (25)).

Łatwo zauważyć, że układ (19) można sprowadzić do postaci układu liniowego poprzez podstawienie

$$\delta = \frac{-f(x) + v}{g(x)}, \quad (21)$$

co prowadzi do równania

$$\ddot{y} = v. \quad (22)$$

Przyjmując teraz pomocnicze sterowanie v postaci

$$v(t) = -k_1 y_r - k_2 \dot{y}_r \quad (23)$$

oraz biorąc pod uwagę (15), dostajemy równanie

$$\ddot{y} + k_2 \dot{y} + k_1 y = 0, \quad (24)$$

którego stabilność rozwiązań możemy zapewnić poprzez stosowny wybór parametrów k_1, k_2 . Można tego dokonać za pomocą metody lokacji biegunów [7], bądź też w oparciu o przedstawioną wcześniej metodę LQR.

Podsumowując, równania (21) i (23) definiują szukaną syntezę regulatora dla systemu prowadzenia statku wzdłuż zadanej trajektorii.

Należy w tym miejscu podkreślić, że ze względu na niedokładności modelu obiektu (statku) uzyskane w powyższy sposób sterowanie może być wrażliwe na błędy modelowania. Dlatego, dla zwiększenia odporności systemu stosuje się tu dodatkowo metody sterowania odpornego (*robust control*) [15],

bądź adaptacyjnego (*adaptive control*) [2]. Wywód tych metod przekracza jednak objętość tego artykułu. Zwiększenie odporności systemu metodą režimu ślizgu można znaleźć w pracy [10,9,12], natomiast syntezę bazującą na technikach sterowania adaptacyjnego podano w [13]. Podobna uwaga dotyczy także projektowania systemów w oparciu o model zlinearyzowany.

5. Model symulacyjny ruchu statku

Jakość działania przedstawionych systemów sterowania zweryfikujemy teraz drogą symulacji komputerowej. Jako model, opisujący dynamikę ruchu statku przyjmujemy następujący układ równań podany przez de Witt'a i Oppe'go (W-O) [4]:

$$\begin{aligned}\dot{x} &= u \cos\psi - v \sin\psi \\ \dot{y} &= u \sin\psi + v \cos\psi \\ \dot{\psi} &= r \\ \dot{r} &= -a r - b r^3 + c \delta \\ \dot{u} &= -f u - W r^2 + S \\ v &= -r_1 r - r_3 r^3\end{aligned}\tag{25}$$

gdzie:

(x, y) - współrzędne Kartezjańskie

ψ - kurs

r - prędkość kąтова

u - prędkość wzdłużna (*surge*)

v - prędkość poprzeczna (*sway*)

δ - wychylenie steru (jako zmienna sterująca)

S - siła naporu śruby

Model ten będzie pełnił tutaj rolę rzeczywistego obiektu (statku), którego ruch sterowany będzie sygnałami uzyskanymi z regulatora w oparciu o wcześniej wyznaczone algorytmy. Jako przykładowe parametry manewrowe ruchu statku weźmiemy parametry statku klasy Mariner, m.s. Compass Island. Parametry ustalono [4] jak następuje $a = 1.084$ /min, $b = 0.62$ min, $c = 3.553$ rad/min, $r_1 = -0.0375$ nm/rad, $r_2 = 0$, $f = 0.86$ /min, $W = 0.067$ nm/rad², $S = 0.215$ nm/min². Maksymalne wychylenie steru jak i maksymalna prędkość jego wychylania wynoszą odpowiednio 35 deg oraz 3.8 deg/s. Inne dane charakterystyczne statku to: tonaż rejestrowy brutto 9214 t, nośność 13498 t, długość 172 m, zanurzenie 9,14 m, pojedyncza śruba, szybkość maksymalna 20 węzłów. Należy zauważyć, że przyjęte parametry czynią statek kursowo stabilny oraz, że inne modele dynamiczne statków mogą być tu także wykorzystane.

6. Wyniki symulacji

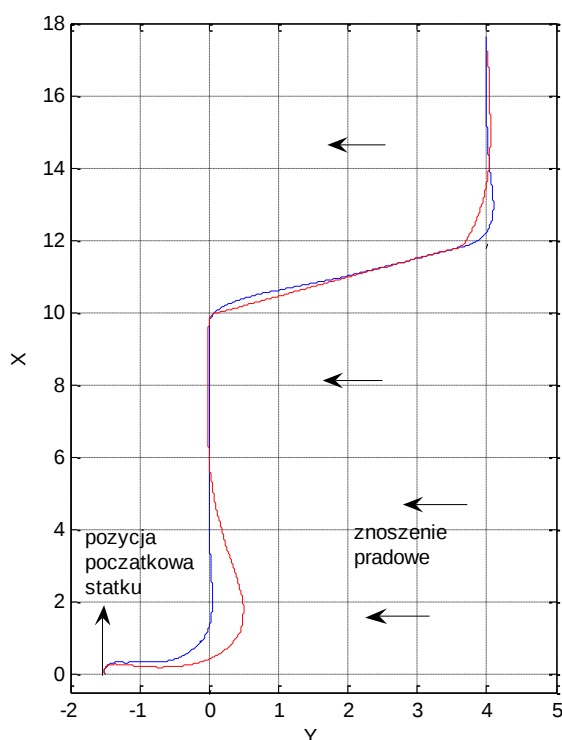
W celu zweryfikowania syntezy sterowania oraz porównania rezultatów dla obu zaproponowanych wcześniej projektów dokonano testów symulacyjnych z użyciem programu Matlab/Simulink. Symulacji dokonano na bazie nieliniowego modelu symulacyjnego W-O dynamiki statku, reprezentującego rzeczywisty statek.

W przypadku modelu zlinearyzowanego macierz wzmocnień K regulatora (13) obliczono na podstawie algorytmu LQR, jako $K = [3.4, 3.2, 1, 0.45]^T$. Macierze Q i R z kryterium (10) przyjęto odpowiednio jako $Q = \text{diag}[0.1, 4, 0, 0.1]$ (tzn. elementy λ_y , λ_ψ , λ_e wynosiły odpowiednio $\lambda_y = 0.1$, $\lambda_\psi = 4$, $\lambda_e = 0.1$) oraz $R=1$.

Parametry reprezentujące zakłócenia zewnętrzne oraz poprzeczny prąd wynosiły odpowiednio $r_b = -0.1$ oraz $d_y = -0,04$ nm/min. Zakłócenia pochodzące od falowania uzyskano w symulacji jako odpowiednio przefiltrowany biały szum [5,11] .

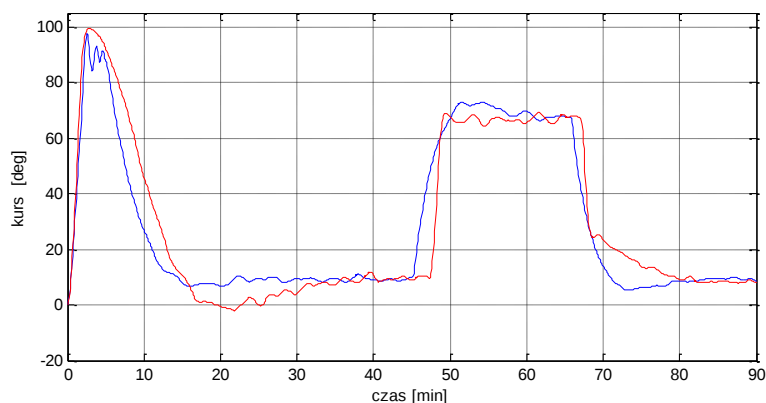
W przypadku syntezy opartej na modelu nieliniowym (14) wzmacnienia k_1, k_2 ze wzoru (23) zostały wyznaczone również w oparciu o algorytm LQR przy czym ich wartości numeryczne wynosiły $k_1 = -0.18, k_2 = -0.7$.

Na rysunku 3 zadana trajektoria jest łamaną składającą się z trzech odcinków. Pierwszy jest częścią osi OX (od punktu $(0,0)$ do $(0,10)$), drugi łączy punkty $(0,10)$ i $(4,12)$ podczas, gdy trzeci stanowi półprostą o początku $(4,12)$, równoległą do osi OX i zgodnie z nią skierowaną. Początkowa pozycja statku, kurs i prędkość kątowna wynoszą odpowiednio $(0,-1.5)$, 0° i 0 rad/min. Przyjęta skala odległości jest 1nm przy nominalnej prędkości statku 0.25 nm/min.

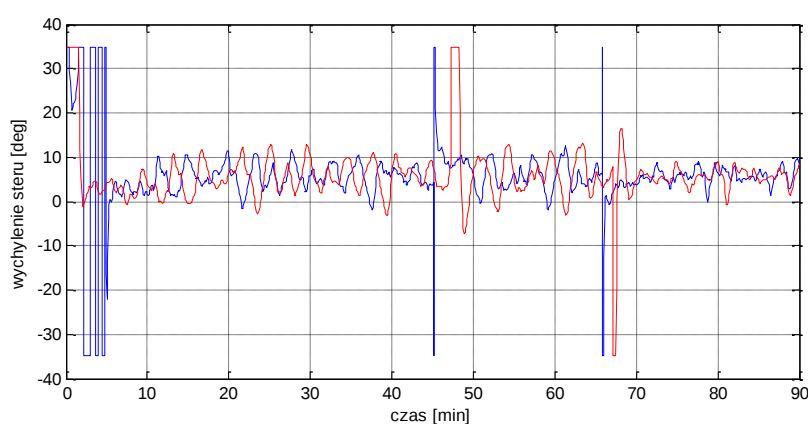


Rys. 3. Przebieg trajektorii statku wzdłuż łamanej $(0,0)$, $(0,10)$, $(4,12)$, $(12,18)$; (czerwona dla modelu zlinearyzowanego, niebieska dla modelu nieliniowego).

Rysunki 4 oraz 5 przedstawiają odpowiednio przebieg kąta kursowego oraz przebieg wychyleń steru w czasie. Na każdym z rysunków na czerwono oznaczono wykres odpowiadający systemowi zlinearyzowanemu, podczas, gdy ten oparty o model nieliniowy jest oznaczony linią niebieską.



Rys. 4. Przebieg kąta kursowego statku (czerwony dla modelu zlinearyzowanego, niebieski dla modelu nieliniowego).



Rys. 5. Przebieg wychylenia steru statku (czerwony dla modelu zlinearyzowanego, niebieski dla modelu nieliniowego).

7. Uwagi i wnioski końcowe

Prosta analiza wyników symulacji wskazuje na znacznie lepszą jakość działania regulatora nieliniowego, zwłaszcza przy dużych odchyleniach stanu procesu od punktu pracy tzn. od łamanej wyznaczającej zadaną trajektorię. Widać to zwłaszcza w początkowej fazie procesu śledzenia, gdzie pozycja statku jest znacznie od niej oddalona. Ze względu na poprzeczny prąd znoszący statek z trajektorii oraz fakt wyposażenia statku tylko w jeden pędnik sterujący (ster płetwowy) prowadzenie wzdłuż trajektorii odbywa się przy niezerowym błędzie kursowym (patrz Rys. 4.), którego nie da się wyeliminować bez udziału dodatkowych pędników (np. stera strumieniowego).

W reakcji na wolno zmienne zakłócenia zewnętrzne (wytwarzające moment obrotowy), reprezentowane parametrem r_b , występuje korekcyjne wychylenie steru (*rudder offset*). Widać to na rysunku 5, gdzie składowa stała oscylującego wychylenia steru przebiega wyraźnie ponad osią czasu.

Należy zauważyć, że regulator nieliniowy stabilizuje tylko błąd poprzeczny y_r podczas, gdy ten zlinearyzowany bierze także pod uwagę odchyłkę kursową ψ_r . Sugeruje to, aby w dalszych badaniach wyposażyć regulator nieliniowy również i w tą właściwość, co powinno dodatkowo podnieść jakość jego działania.

Z praktycznego punktu widzenia wartość zaprezentowanych systemów sterowania będzie zależała od ich odporności na zmiany parametrów modeli jak i zakłóceń zewnętrznych. Podejście do problemu z uwzględnieniem tych faktów wykracza jednak poza ramy tego artykułu i można je znaleźć w pracy [13].

Literatura

1. Anderson B.D.O., Moore J.B.: Linear Optimal Control. Prentice Hall, 1971.
2. Astrom K. J., Wittenmark B.: Adaptive Control. Addison-Weseley, 1995.
3. Athans M., Falb P.: Sterowanie optymalne. Wstep do teorii i jej zastosowania. WNT, 1969.
4. De Wit C, Oppe J.: *Optimal collision avoidance in unconfined waters*. Journal of the Institute of Navigation, 1979-80; vol. 26, no. 4, (296-303)
5. Fossen T.I.: Guidance and control of ocean vehicles. Wiley: New York, 1994.
6. Isidori A.: Nonlinear Control Systems. An introduction. Springer –Verlag, Berlin, 1989.
7. Kaczorek T.: Teoria sterowania (t. 1) PWN, Warszawa, 1981.
8. Lisowski J.: Statek jako obiekt sterowania automatycznego. Wyd. Morskie, Gdańsk, 1981.
9. Slotine, J. E. Li W.: Applied nonlinear control, Prentice Hall, New Jersey, 1991.
10. Utkin V. I.: Sliding modes and their application in variable structure systems. Mir Publishers, 1978.
11. Zwierzewicz Z.: *On the ship guidance automatic system design via lqg-integral control*. 6th IFAC Conference on Manoeuvring and Control of Marine Crafts (MCMC2003), 17-19 September 2003, Girona, Spain, (349-353).
12. Zwierzewicz Z. P. Borkowski *Synteza sterowania nieliniowych układów śledzenia przy braku znajomości dynamiki obiektu*. Zeszyty Naukowe nr 11 (83) Akademii Morskiej w Szczecinie, Szczecin 2006, (413-424).
13. Zwierzewicz Z.: *Nonlinear adaptive tracking-control synthesis for functionally uncertain systems*. International Journal of Adaptive Control and Signal Processing 2010, **24**(2), (96-105).
14. Zwierzewicz Z.: *On Generalization of Integral Control to a Class of Nonlinear Uncertain Systems* Archives of Control Sciences, Vol. 20(LVI), 2010, no.2, (187-198).
15. Zhou K., Doyle J. C., Glover K.: Robust and Optimal Control . Prentice Hall, 1995.