

4

Ladislav Janoušek - Valéria Hrabovcová

VYŠETROVANIE ÚČINNOSTI ASYNCHRÓNNEHO MOTORA S VYUŽITÍM NELINEÁRNEHO PROGRAMOVANIA
DETERMINATION OF INDUCTION MOTOR EFFICIENCY USING NON-LINEAR PROGRAMMING

13

Ján Vittek - Slavomír Seman - Daniel Vaňko

BEZSNÍMAČOVÉ RIADENIE POHONU SO SYNCHRÓNNYM MOTOROM S VNÚTENOU DYNAMIKOU
SENSORLESS CONTROL OF SYNCHRONOUS MOTOR DRIVE WITH FORCED DYNAMICS

23

B. Sergelen - P. Tušla - J. Pavelka

MATEMATICKÝ MODEL DVOCH PARALELNE SPOJENÝCH SYNCHRÓNNYCH MOTOROV
MATHEMATICAL MODEL OF TWO PARALLEL SYNCHRONOUS MOTORS

29

Mária Franeková - Peter Nagy

ŠIFROVACÍ SYSTÉM ZALOŽENÝ NA TECHNIKÁCH KOREKČNÝCH KÓDOV
CIPHERING SYSTEMS BASED ON THE ERROR - CORRECTING CODING TECHNIQUES

35

Petr Kadaník

NFO RIADENIE OTÁČOK ASYNCHRÓNNEHO MOTORA BEZ POUŽITIA MECHANICKÉHO SNÍMAČA RÝCHLOSTI
NFO SPEED CONTROL OF INDUCTION MOTOR WITHOUT USING SHAFT ENCODER

41

Blanka Paulinyová - Marián Mikulík - Daniela Zvarková

PRÍSPEVOK K RIEŠENIU TLAKOVÝCH STRÁT VÝMENNÍKA TEPLA
CONTRIBUTION TO THE SOLUTION OF PRESSURE LOSSES OF A HEAT EXCHANGER

49

Peter Kriššák - Strážovec - Jozef Božek

MERANIE HYDRAULICKÉHO SYSTÉMU PROSTREDNÍCTVOM LABVIEW
THE MEASUREMENT OF CLOSE HYDROSTATIC CIRCUIT BY LABVIEW

56

Jana Novomeská - Peter Patek

ANALÝZA CASH FLOW RIEČNEJ NÁKLADNEJ LODE PROJEKTOVANEJ PRE MOŽNOSŤ TLAČENIA ČLNOV
CASH FLOW ANALYSIS OF RIVER CARGO SHIP PROJECTED FOR POSSIBILITY OF PUSHING TOWAGE

Ladislav Janoušek - Valéria Hrabovcová *

VYŠETROVANIE ÚČINNOSTI ASYNCHRÓNNEHO MOTORA S VYUŽITÍM NELINEÁRNEHO PROGRAMOVANIA

DETERMINATION OF INDUCTION MOTOR EFFICIENCY USING NON-LINEAR PROGRAMMING

Článok sa zaoberá vyšetrovaním účinnosti asynchrónneho motora, ako jedného z kvalitatívnych ukazovateľov prevádzky stroja, na základe výpočtu a merania počas prevádzky. V článku sú ukázané možnosti výpočtu, resp. určovania účinnosti asynchrónneho stroja. Najjednoduchší prístup spočíva vo výpočte účinnosti pomocou náhradnej schémy asynchrónneho stroja. Táto metóda je zdokonalená tým spôsobom, že hodnoty prvkov náhradnej schémy sú optimalizované na základe údajov, meraných počas ustálenej prevádzky stroja. Optimalizácia využíva prostriedky nelineárneho programovania.

This paper deals with determination of induction motor efficiency, as one of the qualitative indexes of machine operation, by means of a calculation and measurement during its operation. The possibilities of the efficiency calculation are described and it is explained that the simplest method for the efficiency determination is a calculation from a steady state equivalent circuit of the machine. This method is improved by an optimization of the induction machine equivalent circuit parameters based on the measured quantities during steady state operation of the machine. Optimization utilises non-linear programming.

1. Úvod

Priama metóda určovania účinnosti spočíva vo výpočte pomeru výkonu P na hriadeľi a príkonu motora P_p na svorkách stroja. Výkon P sa vypočíta ako súčin momentu a otáčok, pričom otáčky a moment sú merané priamo na hriadeľi stroja. Všetky priame metódy využívajú dynamometre, magnetostriktčné, laserové, resp. iné snímače momentu, ktoré sa vyznačujú mnohými nevýhodami, hlavne vysokou cenou zariadenia, zložitou procesom, redukovanými možnosťami použitia pohonu ako celku a obyčajne nemožnou implementáciou. Preto sa hľadajú iné možnosti získavania momentu motora, napr. takže moment sa vypočíta na základe náhradnej schémy asynchrónneho stroja.

V tomto článku je prezentovaný výpočet účinnosti asynchrónneho stroja na základe meranej hodnoty príkonu motora a vypočítanej hodnoty výkonu motora, ktorý je určený pomocou meranej hodnoty rýchlosti a hodnoty momentu stroja vypočítanej na základe klasickej náhradnej schémy asynchrónneho stroja. Táto metóda výpočtu je menej presná, nevyžaduje však použitie špeciálnych snímačov, resp. meraní. Presnosť uvedenej metódy závisí od presnosti znalosti hodnôt parametrov náhradnej schémy asynchrónneho stroja. V štandardných prístupoch sú hodnoty parametrov počítané na základe výsledkov merania jednosmerným prúdom, merania naprázdno a nakrátko. Takto získané hodnoty parametrov nezodpovedajú skutočným hodnotám parametrov stroja počas jeho prevádzky, čo spôsobuje nižšiu presnosť výpočtu účinnosti asynchrónneho stroja na základe jeho náhradnej schémy. Pokiaľ budú parametre identifikované priamo počas

1. Introduction

Shaft torque measurement is a direct method of efficiency determination by using the ratio of motor output power P to the input power P_p , where P_p is measured and P is given as a product of measured value of speed and measured value of torque. All methods use dynamometers or magnetostrictive, laser etc. torque sensors but have a lot of disadvantages, especially, the high cost of the equipment, the complexity of the procedures, the reduced possibilities of the whole drive using and usually impossible implementation because of the dimension or temperature limits. Hence, other possibilities for motor torque determination have been looked for; for example, torque calculation based on the steady state model of the machine.

This paper presents an efficiency determination based on the output power calculation from the measured speed and calculated mechanical torque, by means of classical steady state equivalent circuit of induction machine, and measured input power. This method is less accurate, but the simplest method available without using special sensors or tests. Accuracy of the proposed method strictly depends on the exact knowledge of the induction machine's equivalent circuit parameters. In the classical approach, these values are calculated based on the results from a DC test, no-load and locked-rotor tests. Such determined values of electrical parameters of induction machine equivalent circuit do not correspond to the real values during operation of the machine and, therefore, the efficiency calculation based on these parameters has lower accuracy. If the values of equivalent circuit

* Ing. Ladislav Janoušek, Doc. Ing. Valéria Hrabovcová, PhD.,

Department of Electrical Traction and Energetics, Faculty of Electrical Engineering, University of Žilina, Veľký diel, SK-010 26 Žilina, Slovak Republic
phone/fax: +421 89-652 231, phone/fax department: +421 89-549 63, E-mail: ladislav@kete.utc.sk, hrabovc@fel.utc.sk

prevádzky stroja, presnosť spomínanej metódy výpočtu účinnosti vzrastie. Preto článok prezentuje metódu optimalizácie hodnôt elektrických parametrov náhradnej schémy asynchrónneho stroja, získaných pomocou klasických meraní, na základe údajov meraných počas ustáleného chodu stroja. Ako uvedieme neskôr štyri veličiny sú merané a rovnaké veličiny sú počítané na základe úplnej náhradnej schémy asynchrónneho stroja. Optimalizované hodnoty parametrov sú určené pomocou prostriedkov nelineárneho programovania minimalizáciou súčtu štvorcov relatívnych rozdielov medzi meranými a vypočítanými hodnotami veličín. Tieto hodnoty parametrov najlepšie popisujú náhradnú schému stroja pre stav, na základe ktorého boli optimalizované. Článok popisuje možnosti identifikácie všetkých hodnôt elektrických parametrov asynchrónneho stroja, počas jeho ustálených stavov a zdokonalenú metódu výpočtu účinnosti asynchrónneho stroja na základe jeho náhradnej schémy s optimalizovanými hodnotami parametrov.

2. Výpočet výkonu a účinnosti asynchrónneho motora na základe jeho náhradnej schémy

Náhradná schéma asynchrónneho stroja, znázornená na obr. 1, uspokojivo popisuje asynchrónny stroj počas ustáleného stavu.

Účinnosť asynchrónneho stroja je daná známym vzťahom:

$$\eta = \frac{P}{P_p} \cdot 100 \% \quad (1)$$

Cieľom je nájsť hodnoty výkonu P a príkonu P_p pomocou hodnôt prvkov náhradnej schémy, ktoré budú on-line optimalizované počas prevádzky stroja.

parameters are identified during the motor's operation, the preciseness of the efficiency determination mentioned above rises. Therefore, the paper presents a method for optimization of the electric parameters of an induction machine obtained from the classical tests owing to measured quantities during a steady state operation of the machine. Four steady state quantities are measured and the same quantities are calculated based on the complete equivalent circuit of the machine. The sum of square relative differences between measured and calculated values are minimized by means of the non-linear programming to find out the right values of the parameters which fit best the steady state based on which they have been optimized. The paper shows possibilities of the identification of all induction machine parameters during a steady state operation of the machine and efficiency calculation improvement by using the optimized parameters.

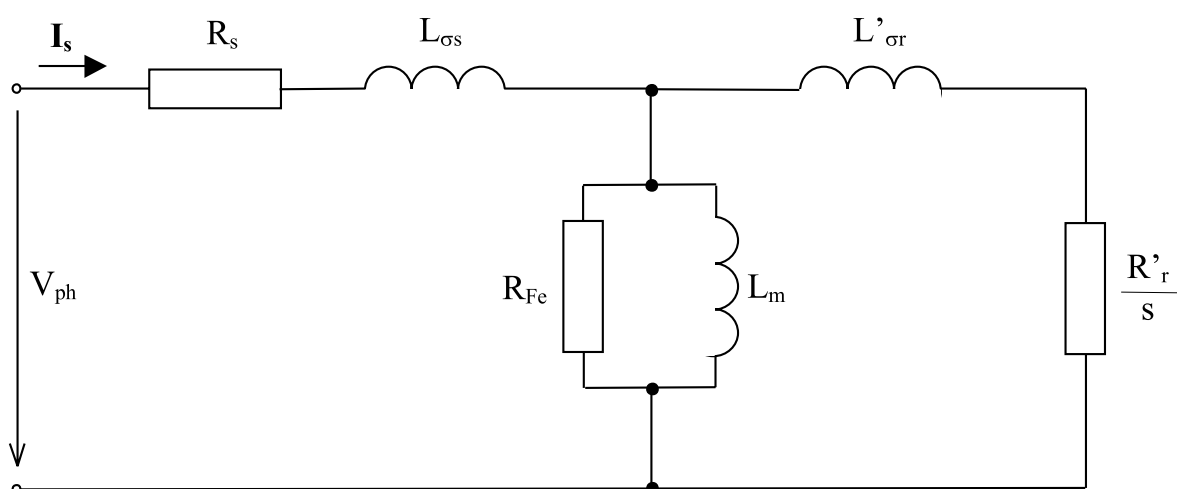
2. Calculation of the output power and efficiency of induction motor based on its steady state equivalent circuit

The steady state equivalent circuit of an induction machine, drawn on Fig. 1, fits very well with the steady state behaviour of an induction machine.

Efficiency of induction motor is given by the well-known relation:

$$\eta = \frac{P}{P_p} \cdot 100 \% \quad (1)$$

The purpose is to find out the value of output power P and input power P_p by means of the equivalent circuit parameters, which will be adapted on-line during the induction motor operation.



Obr. 1 Náhradná schéma jednej fázy asynchrónneho stroja
Fig. 1 Steady state equivalent circuit of one phase of induction machine

Komplexná vstupná impedancia jednej fázy asynchrónneho stroja je na základe náhradnej schémy daná:

$$Z_{in} = R_s + jX_{os} + \frac{Z_0 \cdot Z_r}{Z_0 + Z_r} \quad (2)$$

kde: Z_0 je komplexná impedancia magnetizačnej vetvy, daná

$$Z_0 = \frac{R_{Fe} \cdot jX_m}{R_{Fe} + jX_m}$$

Z_r je komplexná impedancia rotorovej vetvy, prepočítaná

$$\text{na sator, daná } Z_r = \frac{R'_r}{s} + jX'_{or}$$

3-fázový činný príkon asynchrónneho stroja je daný (V označuje efektívnu hodnotu fázového napätia):

$$P_p = 3 \cdot \frac{V^2}{|Z_{in}|^2} \cdot \operatorname{Re}\{Z_{in}\} \quad (3)$$

Výstupný výkon 3-fázového asynchrónneho stroja je daný:

$$P = 3 \cdot R'_r \cdot I_r'^2 \cdot \frac{1-s}{s} - P_m \quad (4)$$

kde: s je sklz

I_r' je efektívna hodnota rotorového prúdu, prepočítaného na sator:

$$I_r' = \frac{V}{|Z_{in}|} \cdot \left| \frac{Z_0}{Z_0 + Z_r} \right| \quad (5)$$

P_m sú mechanické straty, uvažované ako 1 % z príkonu.

Pokiaľ chceme vylepšiť presnosť výpočtu účinnosti je potrebné adaptovať (optimalizovať) parametre stroja počas jeho prevádzky.

3. Optimalizácia hodnôt parametrov náhradnej schémy asynchrónneho stroja počas ustálených prevádzkových stavov

Princíp metódy

Ako už bolo spomenuté, hodnoty parametrov náhradnej schémy asynchrónneho stroja získané výpočtom z merania jednosmerným prúdom, merania nakrátko a naprázdno, nezodpovedajú aktuálnym hodnotám parametrov počas prevádzky stroja. Pokiaľ chceme získať presné hodnoty parametrov, musíme hodnoty získané z klasických meraní optimalizovať tak, aby zodpovedali čo najpresnejšie stavu, ktorý reprezentujú, čiže urobiť on-line identifikáciu parametrov. Všeobecne sú známe tri hlavné prístupy identifi-

Input complex impedance of one phase of asynchronous machine based on the equivalent circuit is given:

$$Z_{in} = R_s + jX_{os} + \frac{Z_0 \cdot Z_r}{Z_0 + Z_r} \quad (2)$$

where: Z_0 is complex impedance of magnetising branch, given

$$Z_0 = \frac{R_{Fe} \cdot jX_m}{R_{Fe} + jX_m}$$

Z_r is complex impedance of rotor branch referred to the

$$\text{sator, given } Z_r = \frac{R'_r}{s} + jX'_{or}$$

The input active power of 3 phase induction machine is given (V is rms value of phase voltage):

$$P_p = 3 \cdot \frac{V^2}{|Z_{in}|^2} \cdot \operatorname{Re}\{Z_{in}\} \quad (3)$$

Output power of 3 phase induction machine is given:

$$P = 3 \cdot R'_r \cdot I_r'^2 \cdot \frac{1-s}{s} - P_m \quad (4)$$

where: s is slip

I_r' is the rms value of rotor current referred to the sator given:

$$I_r' = \frac{V}{|Z_{in}|} \cdot \left| \frac{Z_0}{Z_0 + Z_r} \right| \quad (5)$$

P_m is mechanical loss assumed as 1% of input active power.

To improve the accuracy of the efficiency calculation, the adaptation (optimization) of machine parameters during its operation is needed.

3. Optimization of induction machine equivalent circuit parameters during its steady state operation

Principle of the method

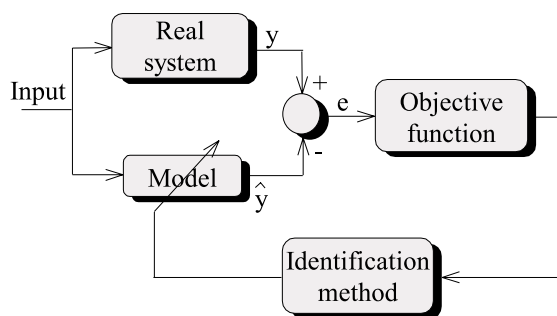
As mentioned above, the values of parameters of an induction machine equivalent circuit calculated from the results of the classical tests, such as D.C. test, locked rotor and no load test, do not correspond to the actual values during the machine operation. Therefore, these values have to be optimized if the accurate values of parameters are needed. Three main approaches for the parameters identification are generally known. First, one employs a testing signal and the transfer function is calculated based on the known input testing signal and a measured output signal. The

kácie parametrov. Prvý prístup využíva testovacie signály, pričom pri známom vstupnom testovacom signále a zosnímanej odozve systému je vyhodnocovaná jeho prenosová funkcia. Druhý prístup využíva možnosti vyšetrovania prídavných oscilácií, získaných zámerne zaradenou nelinearitou. Tento prístup nemôže byť využitý pre on-line identifikáciu, pretože môže ovplyvniť prevádzku stroja. Tretí prístup je založený na vyšetrovaní chýb medzi výstupom systému a výstupom jeho modelu. Tento spôsob je najrozšírenejší a je známy ako adaptívny systém s referenčným modelom (ASRM). ASRM je použitý v tejto práci pre optimalizáciu hodnôt parametrov asynchrónneho stroja, získaných z klasických meraní.

Základný princíp ASRM je zrejmý z obr. 2. Pri rovnakých vstupných podmienkach sú porovnávané chyby medzi výstupom systému a výstupom jeho modelu a pomocou identifikačnej metódy sú tieto chyby minimalizované.

Ďalšie úlohy, ktoré musia byť vyriešené je výber vhodného modelu asynchrónneho stroja a vytvorenie identifikačnej metódy. Týmto otázkami sa zaoberajú nasledujúce podkapitoly.

Je potrebné poznamenať, že pokiaľ pri minimalizácii funkcie, ktorá upravuje parametre systému, vychádzame z prípustného riešenia, vtedy hovoríme o optimalizácii. V tomto zmysle bude tento výraz použitý aj v ďalšom texte.



Obr. 2 Princípová schéma adaptívneho systému s referenčným modelom

Fig. 2 Principal scheme of the Model Reference Adaptive System

second approach utilises investigation of an oscillation gained by an intentional non-linearity. This approach cannot be used in the on-line identification because it can affect the current operation of the machine. The third approach investigates an error between the output of a system and its model. This kind of identification is widely used and is known as Model Reference Adaptive System (MRAS). MRAS is used in this work for the optimization of induction machine parameters obtained by means of the standard tests.

The basic principle of MRAS can be seen from Fig.2. Outputs of the system and its model under similar input conditions are compared and the identification procedure works in such way that the differences between system and its model outputs are forced to minimum.

The next tasks which have to be solved are the choosing of the appropriate model of induction machine and the creation of the identification procedure. The next chapters deal with these tasks.

It should be noted that if minimization of some function which improves parameters of the system starts from one feasible solution, it is called optimization. In this sense, this expression will be used in the further text.

Ustálený model asynchrónneho stroja použitý pri optimalizácii jeho parametrov

Problémom modelu asynchrónneho stroja použitého v optimalizácii jeho parametrov sa zaoberali predchádzajúce práce autorov [3], [4]. V týchto prácach bolo ukázané, že len úplná náhradná schéma asynchrónneho stroja môže byť použitá pri optimalizácii jeho parametrov. Táto náhradná schéma je veľmi dobre známa z klasickej teórie elektrických strojov a je znázornená na obr. 1.

Ako už bolo spomenuté, ASRM pracuje na základe porovnania výstupov systému a výstupov jeho modelu. Ktoré výstupné veličiny môžu byť porovnávané závisí od možností ich merania v reálnom systéme a od možností ich výpočtu pomocou modelu. Je potrebné poznamenať, že výstupy, ktoré sa majú porovnávať, musia obsahovať bohaté informácie o zmenách parametrov. Vektorový wattmeter umožňuje merať vstupný prúd, účinník, činný a jalový príkon počas ustálenej prevádzky stroja. Rovnaké veličiny môžu byť počítané pomocou náhradnej schémy na obr. 1:

- satorový prúd: $I_s = \frac{V}{|Z_{in}|}$ (6)

- satorový účinník: $\cos\varphi_s = \frac{\text{Re}(Z_{in})}{|Z_{in}|}$ (7)

Steady state model of an induction machine used in the optimization of its parameters

A problem of a steady state model of induction machine used in the identification procedure was solved in the recent papers of authors [3], [4]. It has been found out that only a complete equivalent circuit of the induction machine can be used in the optimization procedure, described below, to get appropriate results. Fig. 1 shows the complete equivalent circuit of an induction machine, known very well from the basic theory of the electric machines.

As mentioned above, MRAS works based on the outputs of the real system and its model. Which output values can be compared depends on the possibilities of their measurement in the real system and on the possibilities of the reconstruction of these values by means of the model of the system. It should be noted that the outputs which are compared must carry rich information about parameters changing. The Vector Wattmeter can be used to measure the values of the input current, power factor, input active power and input reactive power during steady state operation of an induction machine. The same values can be calculated by means of the equivalent circuit of an induction machine shown on Fig.1.:

- stator input current: $I_s = \frac{V}{|Z_{in}|}$ (6)

- stator power factor: $\cos\varphi_s = \frac{\text{Re}(Z_{in})}{|Z_{in}|}$ (7)

$$\bullet \text{ činný príkon: } P_{in} = 3 \cdot \frac{V^2}{|Z_{in}|^2} \cdot \operatorname{Re}(Z_{in}) \quad (8)$$

$$\bullet \text{ jalový príkon: } Q_{in} = 3 \cdot \frac{V^2}{|Z_{in}|^2} \cdot \operatorname{Im}(Z_{in}) \quad (9)$$

Minimalizovaná funkcia

V predchádzajúcom texte sme si priblížili model asynchrónneho stroja použitý pri optimalizácii jeho parametrov a vysvetlili sme si, ktoré veličiny môžeme porovnávať. Optimalizácia vychádza z nejakého prípustného riešenia a na základe minimalizácie definovanej funkcie prechádza k novým, optimálnym hodnotám parametrov. Funkcia, ktorá má byť minimalizovaná, musí poskytovať jednoznačné riešenie. Podľa matematickej analýzy len kvadratická funkcia má jednoznačné minimum. V [4] boli prezentované štyri kvadratické funkcie dané štvorcami absolútnych rozdielov medzi meranými a vypočítanými veličinami. V tomto článku je prezentovaná nová funkcia, ktorá má byť minimalizovaná. Je daná sumou štvorcov relatívnych rozdielov medzi vypočítanými a meranými veličinami statorového prúdu, účinníka, činného a jalového príkonu:

$$f = f_1 + f_2 + f_3 + f_4 \quad (10)$$

$$f_1 = \left(\frac{I_s - \hat{I}_s}{I_s} \right)^2, f_2 = \left(\frac{\cos \varphi_s - \cos \hat{\varphi}_s}{\cos \varphi_s} \right)^2, f_3 = \left(\frac{P_p - \hat{P}_p}{P_p} \right)^2, f_4 = \left(\frac{Q_p - \hat{Q}_p}{Q_p} \right)^2$$

kde $I_s, \cos \varphi_s, P_p, Q_p$ - merané veličiny,

$\hat{I}_s, \cos \hat{\varphi}_s, \hat{P}_p, \hat{Q}_p$ - vypočítané veličiny.

Rovnica (10) je daná súčtom štyroch kvadratických funkcií a preto má táto funkcia okrem globálneho minima aj lokálne minimá. Ako nájsť práve globálne minimum funkcie f je popísané nižšie. Na základe skúsenosti je možné odporúčať, že pre optimalizáciu parametrov asynchrónneho stroja je nutné použiť čo najväčší počet veličín.

Funkcia (10) je nelineárna vzhľadom na parametre stroja, preto môžeme na jej minimalizáciu s výhodou využiť nelineárne programovanie.

Nelineárne programovanie

Základným pojmom či už v lineárnom alebo nelineárnom programovaní je účelová funkcia. Je to funkcia, ktorej extrém sa snažíme nájsť. V našom prípade ide o minimalizáciu funkcie f , danú rovnicou (10), ktorou nájdeme optimálne hodnoty elektrických parametrov asynchrónneho stroja.

Ďalším, veľmi dôležitým pojmom je gradient účelovej funkcie f' . Je to stĺpcový vektor prvých derivácií účelovej funkcie podľa parametrov v bode x a tento gradient ukazuje smer maximálneho nárastu hodnoty účelovej funkcie v bode x . Antigradient potom predstavuje smer maximálneho poklesu hodnoty účelovej funkcie v bode x .

$$\bullet \text{ input active power: } P_{in} = 3 \cdot \frac{V^2}{|Z_{in}|^2} \cdot \operatorname{Re}(Z_{in}) \quad (8)$$

$$\bullet \text{ input reactive power: } Q_{in} = 3 \cdot \frac{V^2}{|Z_{in}|^2} \cdot \operatorname{Im}(Z_{in}) \quad (9)$$

Minimized function

The model of induction machine used in optimization procedure was described in the previous chapter. It explained which values of induction machine and its model can be compared. Optimization starts from one feasible solution and calculates new values of the parameters based on the minimization of a defined function. A function which has to be minimized must be found to get a uniform solution. Mathematical analysis says that only quadratic function has uniform minimum. In [4] four quadratic functions given as the square absolute difference between measured and calculated values were presented. In this paper, a new function which has to be minimized is presented. It is given by the sum of the square relative differences between measured and calculated values of the stator current, power factor, input active power and input reactive power:

where $I_s, \cos \varphi_s, P_p, Q_p$ - measured values,

$\hat{I}_s, \cos \hat{\varphi}_s, \hat{P}_p, \hat{Q}_p$ - calculated values.

From (10) it can be seen that it is the sum of four quadratic functions, so it has not only an absolute minimum but it has a local minimum, too. How to find an absolute minimum of the function f is described below. It was found out that as many values as possible have to be used for parameters of induction machine optimization.

Function (10) is not linear in regard to the machine parameters. This function can be minimized by using the non-linear programming.

Non-linear programming

A basic term in the linear or in the non-linear programming is an objective function. It is the function by which an extreme has to be found. In this case, the objective function f , given by (10) has to be minimized to find the optimal values of the electric parameters of an induction machine.

The next very important term is a gradient of the objective function f' . The gradient of the objective function is the column's vector of the first derivatives objective function by parameters in point x and this gradient shows the direction of the maximum grow of the objective function in the point x . The antigradient thereby represents the direction of the objective function maximum drop in point x .

V tomto prípade bola pre optimalizáciu parametrov asynchrónneho stroja, získaných výpočtom z klasických meraní, použitá Fletcher-Reevesova metóda, ktorá pracuje na základe princípu združených smerov, spolu s metódou zlatého rezu. Bližšie informácie o spomínaných metódach nájdete v [2, 4, 5].

Pokutová funkcia

Spomínaná metóda nelineárneho programovania je len numerickou metódou a teda okrem globálneho minima môže nájsť aj lokálne minimum, čo nie je riešením nášho problému, pretože hodnoty optimalizovaných parametrov môžu byť mimo prijateľnú oblasť. Preto definujeme pokutovú funkciu. Princíp spočíva v minimalizácii funkcie $f(X_n) = f(X_n) + P(X_n)$, kde P je pokutová funkcia, na otvorenom intervale, namiesto minimalizácie funkcie f , ktorá je definovaná na uzavretom intervale U . Pokiaľ hodnoty optimalizovaných parametrov patria do intervalu U , pokutová funkcia konverguje k 0 a ak tieto hodnoty nepatria do intervalu U , tak pokutová funkcia konverguje k ∞ . Pokutová funkcia, daná vzťahom (11) bola použitá pri optimalizácii hodnôt parametrov asynchrónneho stroja.

$$P = K \cdot \left(\left(\frac{\bar{R}_s - R_s^*}{\bar{R}_s} \right)^2 + \left(\frac{\bar{R}'_r - R'^*_r}{\bar{R}'_r} \right)^2 + \left(\frac{\bar{R}_{Fe} - R_{Fe}^*}{\bar{R}_{Fe}} \right)^2 + \left(\frac{\bar{X}_{os} - X_{os}^*}{\bar{X}_{os}} \right)^2 + \left(\frac{\bar{X}'_{or} - X'^*_{or}}{\bar{X}'_{or}} \right)^2 + \left(\frac{\bar{X}_m - X_m^*}{\bar{X}_m} \right)^2 \right) \quad (11)$$

kde $\bar{}$ označuje hodnoty parametrov vypočítané z klasických meraní
 $*$ označuje hodnoty parametrov, optimalizované na základe meraných údajov
 K je konštanta vyjadrujúca váhu pokutovej funkcie

4. Experimentálne výsledky

Pre overenie opísanej optimalizácie bola urobená zaťažovacia skúška asynchrónneho stroja, počas ktorej boli zaznamenané nasledujúce údaje: fázová hodnota statorového prúdu, účinník, činný a jalový príkon a rýchlosť rotora. Počas merania bolo statorové napätie a jeho frekvencia udržiavané na konštantnej hodnote.

Štítkové údaje meraného stroja sú:

3f IM 1.8kW 1440 ot/min
Y/Δ 380/220 V
3.8/6.5 A

a hodnoty jeho elektrických parametrov, získané pomocou klasických meraní, sú: $R_s = 2.01 \Omega$; $R'_r = 1.97 \Omega$; $L_{os} = L'_{or} = 11.575 \text{ mH}$; $L_m = 421.55 \text{ mH}$; $R_{Fe} = 884.971 \Omega$

Obr. 3 znázorňuje priebehy optimalizovaných parametrov asynchrónneho stroja, na základe údajov nameraných počas spomínanej zaťažovacej skúšky. Tieto parametre nie sú závislé od sklzu stroja, ale sú znázornené v závislosti od sklzu, pretože všetky veličiny boli merané v závislosti od sklzu.

In this case Fletcher-Reeves method, which works based on the Principle of Conjugate Gradient, together with the Method of Gold Section has been used for the induction machine parameters, obtained by means of the standard tests, optimization. For more information about these methods see [2, 4, 5]

Penalty function.

The above mentioned method of the non-linear programming is only a numerical method and it can find a local minimum of the function f which is not the solution of our problem and values of parameters can be out of the appropriate ranges. Therefore, a penalty function must be defined. The principle of this method consists in minimization of the function $f(X_n) = f(X_n) + P(X_n)$, where P is the penalty function, on the open interval instead of the function f defined on the closed interval U . If the optimized values of parameters X_n are found from the interval U , penalty function P converges to 0 and if the optimized values of parameters X_n are out of interval U penalty function P converges to ∞ . The penalty function given by (11) was used for optimization of parameters of an induction machine.

where $\bar{}$ denotes value of parameter obtained by calculation from the classical tests
 $*$ denotes optimized value of parameter based on the measured data
 K is a constant which treats the rate of the penalty function

4. Experimental results

A loading test of an induction motor was carried out. The phase current, power factor, input active power, input reactive power and rotor speed were measured during this test under several loading conditions. The voltage and frequency were held constant during the whole test.

The ratings of the motor used in the experiment are:

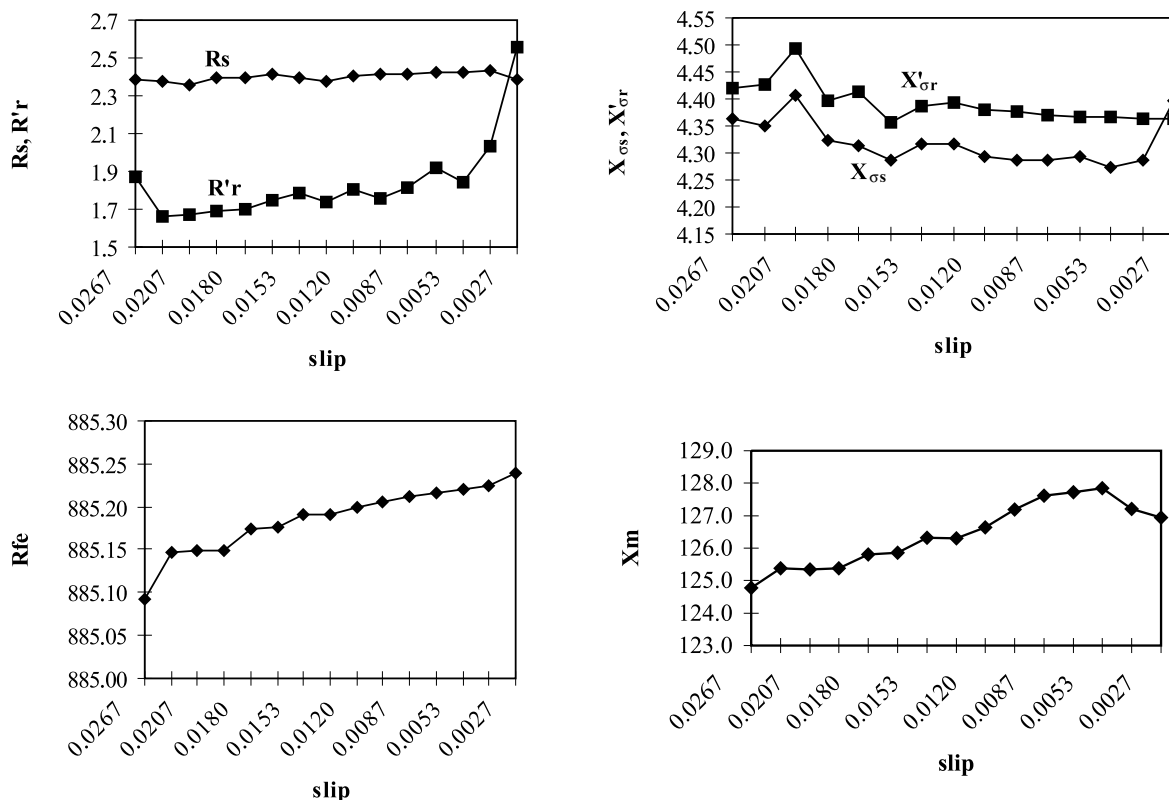
3f IM 1.8kW 1440 ot/min
Y/Δ 380/220 V
3.8/6.5 A

and the values of parameters of its equivalent circuit obtained from the classical tests are: $R_s = 2.01 \Omega$; $R'_r = 1.97 \Omega$; $L_{os} = L'_{or} = 11.575 \text{ mH}$; $L_m = 421.55 \text{ mH}$; $R_{Fe} = 884.971 \Omega$

Fig. 3 shows the flows of the optimized values of the parameters of the induction machine obtained from classical test based on the measured data during the test mentioned above. These parameters are not dependent on the slip, but values based on which the optimization of the parameters was performed were measured as the dependency on the slip.

Z obr. 3 vidno, že R'_r sa počas merania zmenilo až o 40 %, oproti R_s , ktoré sa zmenilo len o 2 %. Reaktancie a odpor reprezentujúci straty v železe sa zmenili len o niekoľko percent 1 - 3 %, z čoho môžeme predpokladať, že boli konštantné počas celého merania (iba detailná mierka zobrazuje veľké zmeny). Je potrebné poznamenať, že meranie musí byť presné, pretože ovplyvňuje presnosť opísanej metódy. Počas celej optimalizácie bola účelová funkcia spolu s pokutovou funkciou minimalizovaná na hodnotu približne 10^{-6} - 10^{-7} a relatívne rozdiely medzi meranými a vypočítanými hodnotami veličín boli 10^{-2} - 10^{-4} %. Z uvedeného môžeme predpokladať, že navrhovaný algoritmus optimalizácie hodnôt parametrov asynchrónneho stroja, získaných z klasických meraní, na základe údajov meraných počas ustáleného chodu stroja, je dobre navrhnutý a že získané výsledky sú uspokojivé

From Fig.3 it can be seen, that R'_r changed rapidly by about 40 %, different from the R_s , that changed only by about 2 % during the test. The reactances and resistance corresponding to the core losses changed only 1 - 3 % and can be supposed to be constant during the whole measurement (only detailed scale shows large variation). It should be noted that the method described needs very accurate values of measured quantities because of the errors occurring during the identification. During whole optimization, the objective function f together with the penalty function P were minimized to approximately 10^{-6} - 10^{-7} and relative differences for each measured value are about 10^{-2} - 10^{-4} %. It can be supposed that proposed algorithm of optimization of the induction machine parameters obtained from the classical test based on the measured data during a steady state operation of the machine is well designed and the gained results are very satisfactory.



Obr. 3 Priebehy optimalizovaných parametrov počas zaťažovacej skúšky
Fig. 3 The optimized parameter flows during the loading test

Účinnosť

Účinnosť, ako jeden z kvalitatívnych ukazovateľov prevádzky stroja, môže byť vyšetovaná na základe náhradnej schémy asynchrónneho stroja s optimalizovanými hodnotami elektrických parametrov. Navrhovaná metóda môže byť overená presnejším určením účinnosti na základe merania otáčok a momentu stroja.

Pre porovnanie bola účinnosť stroja počas zaťažovacej skúšky určovaná tromi metódami. Po prvé bola účinnosť určená na

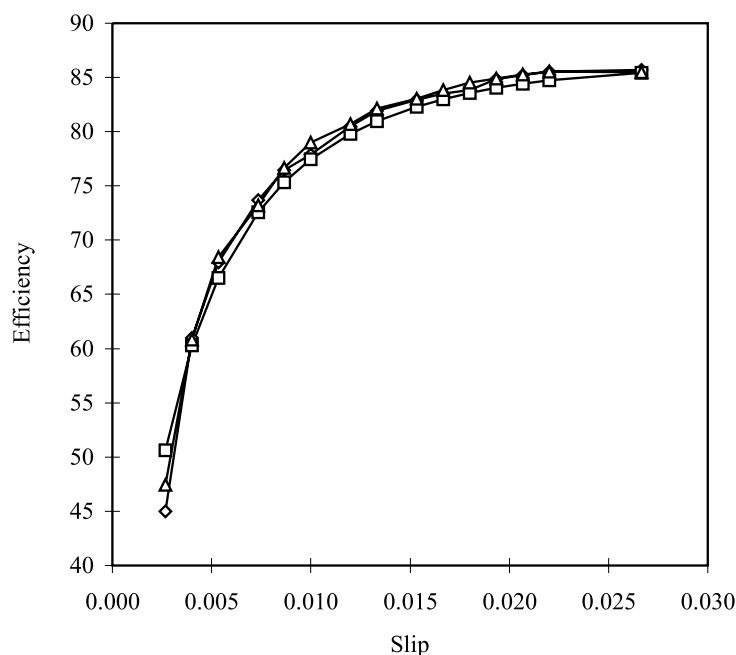
Efficiency

Based on the optimized values of parameters obtained from the standard tests during a steady state operation of the machine, the efficiency of the machine operation can be investigated. If the efficiency is precisely calculated by means of the speed and torque measurement, it can be used for the verification of the proposed method for the parameters identification.

Efficiency of the motor during the test was calculated based on the three methods for comparison. At first the efficiency was

základe meraného príkonu, otáčok a momentu stroja (obr. 4 - krivka „a“). Druhý prístup spočíval vo výpočte účinnosti na základe náhradnej schémy asynchrónneho stroja s konštantnými hodnotami parametrov, určenými z klasických meraní (obr. 4 - krivka „b“). A krivka „c“ na obr. 4 znázorňuje výsledok tretieho prístupu, kedy bola účinnosť určovaná na základe náhradnej schémy asynchrónneho stroja s optimalizovanými hodnotami parametrov počas zaťažovacej skúšky. Z obr. 4 môžeme vidieť, že účinnosť stroja určená pomocou náhradnej schémy s optimalizovanými hodnotami parametrov sa lepšie približuje účinnosti určenej na základe meranej hodnoty otáčok a momentu, rozdiel podľa integrálneho kritéria je 0,2 %, než účinnosť určená na základe náhradnej schémy s pevnými hodnotami parametrov, rozdiel podľa integrálneho kritéria je 1 %.

calculated based on the measured torque by means of dynamometer, speed and input power (Fig. 4 - curve “a”). In the second method, efficiency was calculated by means of the steady state equivalent circuit of induction machine with fixed parameters calculated from classical tests (Fig. 4 - curve “b”). The third method - curve “c” on Fig. 4, represents efficiency dependence determined by means of the adapted (optimized) values of parameters during the loading test. From Fig. 4 it can be seen that the efficiency calculated from adapted induction machine’s equivalent circuit parameters better fits the measured efficiency (by means of dynamometer) of the motor and the difference according to the integral criteria is 0.2 % instead of the 1 % obtained by means of the equivalent circuit with fixed parameters.



Obr. 4 Závislosť účinnosti od sklzu
Fig. 4 Efficiency versus slip

5. Záver

Článok sa zaoberá určovaním účinnosti asynchrónneho stroja na základe jeho úplnej náhradnej schémy. Hodnoty parametrov náhradnej schémy, získané z výsledkov klasických meraní, sú optimalizované na základe hodnôt meraných počas ustálenej prevádzky stroja, čo zvyšuje presnosť výpočtu účinnosti stroja. Optimalizácia sa vykonala na základe minimalizácie účelovej a pokutovej funkcie daných vzťahmi (10) a (11), pomocou metód nelineárneho programovania. V závere sú uvedené výsledky experimentov, ktoré potvrdzujú vhodnosť použitia zvoleného prístupu.

Recenzenti: L. Klug, B. Dobrucký

5. Conclusion

The paper deals with the determination of the efficiency of induction machine based on its complete steady state equivalent circuit. The values of equivalent circuit parameters obtained by means of standard tests were optimized based on the measured data during a steady state operation of the machine which results in increasing of efficiency calculation preciseness. Optimization has worked based on the minimization of the objective function together with the penalty function given by (10) and (11) by using the non-linear programming. The experimental results shown in the end of the paper confirm the suitability of the presented approach.

Reviewed by: L. Klug, B. Dobrucký

Literatúra - References

- [1] VAS, P.: Vector Control of AC Machines. CLARENDON PRESS OXFORD, 1990.
- [2] JANÁČEK, J.: Operating Analysis I (in Slovak). Text-book, University of Žilina, ALFA, Bratislava, 1985.
- [3] JANOÚŠEK, L.: Investigation of the induction machine parameters (in Slovak). In proceeding of International students' conference, Bratislava - Slovak Republic, 23-24 June 1997, p.p. 33-39.
- [4] HRABOVCOVÁ, V., JANOÚŠEK, L., RAFAJDUS, P., LIČKO, M.: Identification of induction motor parameters. In proceeding of SPEEDAM '98 conference, Sorrento - Italy, 3-5 June 1998, p.p. P3-27 - P3-32.
- [5] HRABOVCOVÁ, V., JANOÚŠEK, L., RAFAJDUS, P., LIČKO, M.: Investigation of Induction Machine Parameters based on the Steady State Variables Measured during its Operation. International Workshop on Electric Machines, 8-9 September 1999, Prague - Czech Republic, accepted for presentation.
- [6] JANOÚŠEK, L., HRABOVCOVÁ, V.: Investigation of the Induction Machine Operation Quality. In proceeding of TRANSCOM '99 conference Section 3, Žilina - Slovakia, 29-30 June 1999, p.p. 21-24.
- [7] KOCK, J., MERWE, F. S., VERMEULEN, H. J.: Induction Motor Parameter Estimation through an Output Error Technique. IEEE Transaction on Energy Conversion, Vol. 9, No. 1, March 1994.
- [8] PILLAY, P., LEVIN, V., OTADUY, P., KUECK, J.: In-Situ Induction Motor Efficiency Determination Using the Genetic Algorithm. IEEE Transaction on Energy Conversion, Vol. 13, No. 4, December 1998.

Ján Vittek - Slavomír Seman - Daniel Vaňko *

BEZSNÍMAČOVÉ RIADENIE POHONU SO SYNCHRÓNNYM MOTOROM S VNÚTENOU DYNAMIKOU

SENSORLESS CONTROL OF SYNCHRONOUS MOTOR DRIVE WITH FORCED DYNAMICS

V článku je prezentovaná metóda riadenia elektrických pohonov so synchronnými motormi a s vnútenou dynamikou. Predpísaná odozva na referenčnú žiadanú rýchlosť môže byť volená ako priama akcelerácia, alebo ako odozva na skokovú zmenu vstupného signálu pre systém prvého, alebo druhého rádu. Spolu s týmto predpokladom je dodržaná podmienka pre vektorové riadenie a to, že uhol medzi vektorom statorového prúdu a vektorom magnetického toku bude približne rovný 90° . Riadiaci systém pozostáva taktiež zo sústavy dvoch pozorovateľov pre odhad rýchlosti rotora a momentu záťaže na hriadeľ motora. Experimentálne výsledky pre všetky tri spomínané odozvy, ktoré boli experimentálne overené vykazujú veľmi dobrú zhodu s teoretickými predpokladmi. Takto navrhnutý riadiaci systém je vhodný pre využitie v aplikáciách vyžadujúcich strednú triedu presnosti.

A control method for electric drives employing synchronous motors with forced closed-loop dynamics is presented. The prescribed response to the reference speed demand can be chosen as direct acceleration control, linear first order and second order speed response. In addition to this, the angle between the stator current and magnetic flux vectors can be mutually maintained perpendicular. The drive control system also contains a set of two observers for estimation of rotor speed and the load torque. The experimental results obtained for direct acceleration, first order dynamic and second order dynamic indicate good agreement with the theoretical. The control system, as developed to date, would be suited very well to applications requiring control to a moderate accuracy.

1. Úvod

Prezentovaný spôsob riadenia elektrických pohonov pracuje bez snímačov na hriadeľ motora, pričom sú merané len statorové prúdy a statorové napätie je vypočítavané zo spinacieho stavu pri známom napätí jednosmerného medziobvodu. Riadiaci algoritmus (CL) môže pracovať v jednom z nasledujúcich módov, ktoré sú dané požiadavkami aplikácie.

- Priama akcelerácia, v tomto móde elektrický pohon akceleruje s uhlovým zrýchlením, ktoré sleduje žiadané zrýchlenie s minimálnym oneskorením
- Odozva prvého rádu, kde sa pohon chová ako lineárny systém prvého rádu s predpísanou časovou konštantou.
- Odozva druhého rádu, kde pohon akceleruje so zrýchlením, ktorého priebeh odpovedá odozve systému popísaného charakteristickou rovnicou druhého rádu.

Bloková schéma riadiaceho systému je zobrazená na obr. 1. Obsahuje podradenú prúdovú riadiacu slučku a nadradenú rýchlostnú slučku. Podradená slučka udržuje v motore trojfázový statorový prúd, ktorý sleduje žiadané hodnoty prúdov predpísaných nadradeným riadiacim algoritmom. To umožňuje, aby sme považovali synchronný motor za nelineárnu viacpremennú sústavu, v ktorej sú riadiacimi veličinami dve zložky vektora statorového

1. Introduction

A new approach has been taken to the control of synchronous motor (SM) based electric drives. The system operates without shaft sensors. Only the stator currents are measured, the applied stator voltages are determined by the computed inverter switching algorithm with a knowledge of the dc link voltage. The result is a control law (CL) which may be operated in any one of the following modes according to the application:

- Direct acceleration control, where the drive produces a rotor shaft angular acceleration following a demanded acceleration with negligible dynamic lag.
- Linear first order speed response, where the drive behaves as a first order linear system with prescribed time constant, for use as an element in control applications.
- Second order speed response, where the drive acceleration is prescribed with the second order characteristic equation.

The drive control system has a nested loop structure, shown in Figure 1, comprising an inner current control loop and an outer control. The inner control loop forces the three-phase stator currents to follow their demands with negligible lag. This enables the SM to be treated as a non-linear multivariable plant in which the control variables are the two stator current vector components and the controlled variable is the rotor speed. Since there are two

* Prof. Ing. Ján Vittek, PhD., Ing. Slavomír Seman, Ing. Daniel Vaňko

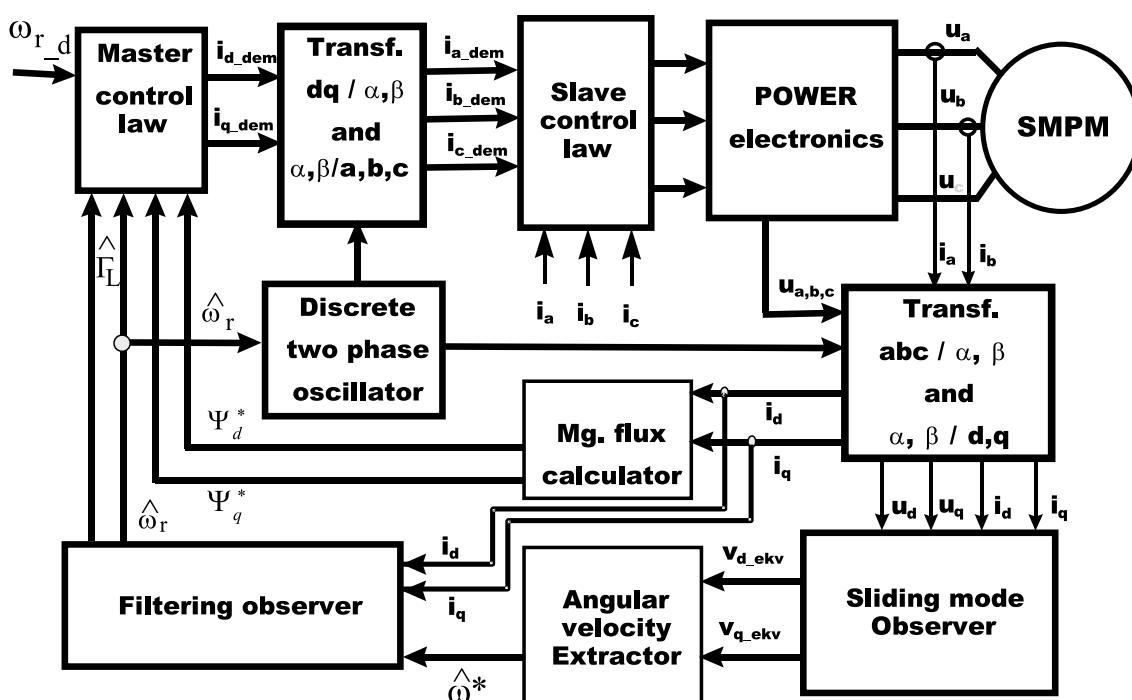
Department of Electric Traction and Energetic, University of Žilina, Veľký diel, 010 26 Žilina, Slovak Republic;
Phone/fax: + 421-89-5254963, e-mail: vittek@fel.utc.sk, slavo@kete.utc.sk, vanko@kete.utc.sk

prúdu a riadenou veličinou je uhlová rýchlosť. V tomto prípade sú riadiace veličiny volené tak, aby bol dodržaný pravý uhol medzi vektorom magnetického toku a vektorom statorového prúdu, ako je to u vektorového riadenia.

Ako už bolo spomínané meriame iba statorové prúdy. Magnetický tok a uhlová rýchlosť sú odhadované pozorovateľmi, k čomu je potrebné poznať okrem prúdov aj statorové napätie, ktoré je počítané zo spinacích stavov. Algoritmus pozorovateľa záťažového momentu je založený na mechanickej rovnici motora a využíva sa v nadradenej riadiacej slučke. Vstupom tohto pozorovateľa je výstup pozorovateľa uhlovej rýchlosti, statorové prúdy, a vypočítané zložky statorového napätia.

control variables and one controlled variable, there is one degree of freedom to optimise the performance of the whole system as the vector controlled. In this case, the control variables are chosen to maintain the stator current vector and the magnetic flux vector at right angles, as in conventional vector control.

Since the only measurement variables are the stator currents, a rotor speed estimator is employed which requires just these measurements together with the known stator voltages. An observer whose real time model is based on the motor mechanical equation produces a load torque estimate required by the outer loop control law. This observer requires the output of the speed estimator, the measured stator current components, and the known stator voltage components as inputs.



Obr. 1 Celková bloková schéma pohonu so synchronným motorom s nútenou dynamikou

Fig. 1 Overall control system block diagram for SM drive with forced dynamics

2. Návrh riadiaceho algoritmu

Z dôvodu zjednodušenia je riadiaci systém usporiadaný do hierarchickej štruktúry [1], kde sú žiadané statorové prúdy generované ako primárne riadiace veličiny nadradeným riadiacim algoritmom, a na ich základe sú podradeným riadiacim algoritmom generované skutočné riadiace veličiny - statorové napätia polovodičovým výkonovým systémom.

Model synchronného motora (SM)

Model SM je formulovaný v d, q sústave orientovanej na rotor. Pri transformácii z časovo premennej sústavy α, β do d, q sústavy orientovanej na rotor je použitý dvojfázový oscilátor [2], produkujúci elementy $\sin(\omega t)$ a $\cos(\omega t)$ ktoré sú potrebné k tejto transformácii.

2. The Control Law (CL) Development

In the interests of simplification, the control system is arranged in a hierarchical structure [1] in which the stator current demands are generated as primary control variables by a master CL, to be followed closely by a slave CL using the true control variables - the stator voltages.

Model of Synchronous Motor

The SM model is formulated in the rotor-fixed (d, q) coordinate system. The time varying co-ordinate transformation is realised by means of a two-phase oscillator [2], whose state variables are automatically the time varying elements, $\sin(\omega t)$ and $\cos(\omega t)$:

$$\begin{aligned} \frac{di_d}{dt} &= \frac{-R_S}{L_d} i_d + p\omega_r \frac{1}{L_d} \psi_q + \frac{1}{L_d} u_d \\ \frac{di_q}{dt} &= -p\omega_r \frac{1}{L_d} \psi_d - \frac{R_S}{L_d} i_q + \frac{1}{L_d} u_q \end{aligned} \quad (1a,b)$$

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{J} [\Gamma_{el} - \Gamma_L] = \frac{1}{J} \left\{ \frac{3}{2} p [\psi_d i_q - \psi_q i_d] - \Gamma_L \right\} \quad (2)$$

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_q \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \varphi_{PM} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

Nadradený riadiaci algoritmus

Nadradený riadiaci algoritmus v uzavretej slučke bol formulovaný prepísaním rovníc definujúcich správanie systému, a to nasledovne:

$$\dot{\omega}_r = acc_d \quad (4)$$

$$\psi^T I_S = 0 \quad (5)$$

kde acc_d je žiadané uhlové zrýchlenie. Tri operačné módy sú realizované použitím troch rôznych diferenciálnych rovníc pre definovanie acc_d . Rovnica (5) je rovnaká pre všetky operačné módy a je iba vyjadrením základnej podmienky pre vektorové riadenie. Rovnica vyjadrujúca uhlové zrýchlenie ad je daná pre každý operačný mód zvlášť, pričom prvá časť nadradeného riadiaceho algoritmu vychádza z rovníc (2), (4) a spolu s podmienkou (5) dostávame kompletný predpis riadiaceho algoritmu.

$$\Gamma_{dyn} = J^* acc_d = \left\{ \frac{3}{2} p [\psi_d i_q - \psi_q i_d] - \Gamma_L \right\} \quad (6)$$

$$\psi_d \cdot i_d + \psi_q \cdot i_q = b, \quad b = |\psi| |I_S| \cos(\gamma) = 0 \quad (7)$$

Rovnica (7) je vo všeobecnom tvare, kde $b = |\psi| |I_S| \cos(\gamma)$ a γ je uhol medzi vektorom satorového prúdu a vektorom rotorového toku. Za predpokladu že $I_S = I_{Sdem}$ a nahradením Γ_L jeho odhadovanou hodnotou, z $\hat{\Gamma}_L$ pozorovateľa záťažového momentu dostávame kompletný riadiaci algoritmus pre všetky operačné módy:

$$\begin{cases} i_{d dem} = \frac{1}{\|\Psi\|} \left[\psi_d \cdot b - \frac{\psi_q}{c} (\Gamma_{dyn} + \hat{\Gamma}_L) \right] \\ i_{q dem} = \frac{1}{\|\Psi\|} \left[\psi_d \cdot b + \frac{\psi_q}{c} (\Gamma_{dyn} + \hat{\Gamma}_L) \right] \end{cases}, \quad \text{kde } \|\Psi\| = \Psi_d^2 + \Psi_q^2, \quad c = 1.5 \cdot p \quad (8)$$

Predpis uhlového zrýchlenia a dynamického momentu pre konštantné zrýchlenie pre priamu akceleráciu

V tomto prípade je žiadaná akcelerácia určená žiadanou uhlovou rýchlosťou $\omega_d(t)$ a požadovanou dobou rozbehu ako je to vyjadrené v rovnici (9). Dynamický moment je určený rovnicou (10)

$$\begin{aligned} \frac{di_d}{dt} &= \frac{-R_S}{L_d} i_d + p\omega_r \frac{1}{L_d} \psi_q + \frac{1}{L_d} u_d \\ \frac{di_q}{dt} &= -p\omega_r \frac{1}{L_d} \psi_d - \frac{R_S}{L_d} i_q + \frac{1}{L_d} u_q \end{aligned} \quad (1a,b)$$

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{J} [\Gamma_{el} - \Gamma_L] = \frac{1}{J} \left\{ \frac{3}{2} p [\psi_d i_q - \psi_q i_d] - \Gamma_L \right\} \quad (2)$$

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_q \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \varphi_{PM} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

The Master Control Law

The control algorithm is formulated by first writing down the equations defining the desired closed-loop performance as follows:

$$\dot{\omega}_r = acc_d \quad (4)$$

$$\psi^T I_S = 0 \quad (5)$$

where acc_d is the demanded output angular acceleration. The three operational modes are realised by means of three differential equations for acc_d . Equation (5) is the same for all three operational modes and is merely a statement of the basic condition of vector control. Before the operational mode equations for ad are given, a general CL will be derived on the comparison of equations (2) and (4) and completing by condition (5):

$$\Gamma_{dyn} = J^* acc_d = \left\{ \frac{3}{2} p [\psi_d i_q - \psi_q i_d] - \Gamma_L \right\} \quad (6)$$

$$\psi_d \cdot i_d + \psi_q \cdot i_q = b, \quad b = |\psi| |I_S| \cos(\gamma) = 0 \quad (7)$$

Equation (7) is in a general form where $b = |\psi| |I_S| \cos(\gamma)$ and γ is the angle between the two vectors. Thus, assuming $I_S = I_{Sdem}$ and replacing Γ_L with its estimate, $\hat{\Gamma}_L$, from the load torque observer, the complete control algorithm for all the operational modes has the form:

The acceleration and dynamic torque for direct acceleration control

In this case, demanded acceleration is determined by a demanded angular velocity, $\omega_d(t)$, and demanded acceleration time, T_1 as described by equation (9). Dynamic torque is then determined by the signum function for error of angular velocity (10).

$$acc_d = \frac{\omega_d}{T_1} \quad (9)$$

$$\Gamma_{dyn} = J \cdot acc_d \cdot \text{sign}(\omega_d - \dot{\omega}_r) \quad (10)$$

Predpis uhlového zrýchlenia a dynamického momentu pre dynamiku prvého rádu

V tomto prípade, ako to bolo uvedené [4], požadovaná diferenciálna rovnica pre uhlovú rýchlosť rotora je formulovaná tak, aby bola dosiahnutá dynamická odozva prvého rádu pre žiadanú uhlovú rýchlosť $\omega_d(t)$ s časovou konštantou T_1

$$acc_d = \frac{1}{T} (\omega_d - \dot{\omega}_r) \quad (11)$$

$$\Gamma_{dyn} = J \cdot acc_d = \frac{J}{T_1} (\omega_d - \dot{\omega}_r) \quad (12)$$

Predpis uhlového zrýchlenia a dynamického momentu pre dynamiku druhého rádu

V tomto prípade požadovaná diferenciálna rovnica pre uhlovú rýchlosť rotora je formulovaná tak, aby bola dosiahnutá dynamická odozva druhého rádu podľa rovnice (13). Integračný predpis je použitý pre získanie žiadaného zrýchlenia

$$\ddot{\omega} = -2\xi\omega_n\dot{\omega} + \omega_{nat}^2 (\omega_d - \dot{\omega}_r) \quad (13)$$

$$acc_{d_n} = acc_d + [\omega_{nat}^2 (\omega_d - \dot{\omega}_r) - 2\xi\omega_n acc_d] \cdot h \quad (14)$$

V prípade, že je čas ustálenia predpísaný zjednodušeným vzťahom, je možné určiť ω_{nat} tak, aby odozva žiadanej uhlovej rýchlosti $\omega_d(t)$ odpovedala predpísanej dobe ustálenia T_{sett} .

Podradený riadiaci algoritmus

Riadenie podradenej sústavy je realizované nižšie uvedenými rovnicami spolu s potrebnými transformáciami. Podradený riadiaci algoritmus je založený na princípe kľzavého riadenia [3]

$$U_s = U_{max} \text{sign}[I_{sd} - I_d] \quad (15)$$

$$\text{sign}(x) \triangleq \begin{cases} +1, & x \geq 0 \\ -1, & x < 0 \end{cases} \quad (16)$$

To umožňuje pracovať v kľzavom režime s vysokou rýchlosťou prepínania riadiacej veličiny tak, aby sme udržali $I_{sd} = I_s$, to je však možné len v ideálnom prípade, kedy je spínacia frekvencia neobmedzená. V skutočnosti je však spínacia frekvencia obmedzená a digitálny procesor nastaví hodnotu spínacej frekvencie tak, aby neprekročila povolenú spínaciu frekvenciu použitých spínacích prvkov. Takýto podradený riadiaci systém pracuje s relatívne nízkou spínacou frekvenciou tak, ako je to u hysterézneho regulátora.

$$acc_d = \frac{\omega_d}{T_1} \quad (9)$$

$$\Gamma_{dyn} = J \cdot acc_d \cdot \text{sign}(\omega_d - \dot{\omega}_r) \quad (10)$$

The acceleration and dynamic torque for first order dynamic

In this case, as it was already described in [4], the desired closed-loop differential equation for the rotor speed is chosen to yield a first order dynamic response to a demanded angular velocity, $\omega_d(t)$, with a time constant, T_1 .

$$acc_d = \frac{1}{T} (\omega_d - \dot{\omega}_r) \quad (11)$$

$$\Gamma_{dyn} = J \cdot acc_d = \frac{J}{T_1} (\omega_d - \dot{\omega}_r) \quad (12)$$

The acceleration and dynamic torque for second order dynamic

In this case, the desired closed-loop differential equation for the rotor speed is chosen to yield a second order dynamic response done by equation (13). An integration formula is used to gain the demanded acceleration as:

$$\ddot{\omega} = -2\xi\omega_n\dot{\omega} + \omega_{nat}^2 (\omega_d - \dot{\omega}_r) \quad (13)$$

$$acc_{d_n} = acc_d + [\omega_{nat}^2 (\omega_d - \dot{\omega}_r) - 2\xi\omega_n acc_d] \cdot h \quad (14)$$

When the settling time is determined from this simplified formula it is possible to determine ω_{nat} in such a way, that the response to a demanded angular velocity, $\omega_d(t)$ will be with the design settling time.

Slave Control Law

The sub-plants to be controlled here are defined by equations (1) together with the necessary transformations. The slave CL is a form of sliding mode CL [3]:

$$U_s = U_{max} \text{sign}[I_{sd} - I_d] \quad (15)$$

$$\text{sign}(x) \triangleq \begin{cases} +1, & x \geq 0 \\ -1, & x < 0 \end{cases} \quad (16)$$

This is intended to operate in the sliding mode with rapidly switching control variables which ideally maintains $I_{sd} = I_s$ with an infinite switching frequency. In practice, the switching frequency is finite and is limited by the digital processor according to the allowed switching frequency of the particular semiconductor elements being used. Thus, the slave CL maintains a relatively low limit cycle and the function is the same as hysteresis controller.

3. Odhad a filtrácia stavových premenných

Pozorovateľ pracujúci v pseudokĺzavom režime a extraktor uhlovej rýchlosti

Magnetický tok SM s permanentnými magnetmi je počítaný zo známych parametrov v súlade s rovnicou (3). Základom tohto pozorovateľa pracujúceho v pseudokĺzavom režime sú rovnice pre zložky statorového prúdu transformované do d, q sústavy ako model počítaný v reálnom čase so zámerne vynechanými vzťahmi obsahujúcimi ω_r .

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d^* \\ i_q^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{L_d} & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_q} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_{eq\,d} \\ v_{eq\,q} \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$v_{eq} = -v_{max} \operatorname{sgn}[I^* - I] \quad (18)$$

kde $v_{eq\,d}$ a $v_{eq\,q}$ sú korekcie modelu, i_d^* a i_q^* sú odhady skutočných veličín i_d a i_q , ako je to u konvenčných pozorovateľov. Výstupmi tohto pozorovateľa sú nasledovné ekvivalentné hodnoty [3], veličín prepínaných s vysokou frekvenciou.

$$\begin{bmatrix} v_{eq\,d} \\ v_{eq\,q} \end{bmatrix} = K_{sm} \cdot \begin{bmatrix} i_d - i_d^* \\ i_q - i_q^* \end{bmatrix} \quad (19)$$

$$\hat{\omega}_r = \frac{L_q v_{eq\,q} - R_s i_q}{p \cdot (L_d i_d + \varphi_{PM})} \quad (20)$$

Ekvivalentné hodnoty nemôžeme získať priamo použitím rovnice (18). Pseudokĺzavý pozorovateľ je vytvorený tak [4], [5], že signum funkcia je nahradená vysokým zosilnením K_{sm} (19). Nefiltrovaná odhadovaná uhlová rýchlosť môže byť získaná pomocou rovnice (20).

Pozorovateľ záťažového momentu a filtračný pozorovateľ uhlovej rýchlosti

Odhad záťažového momentu je realizovaný pomocou bežného pozorovateľa. Model, ktorý je založený na momentovej rovnici motora (2).

$$e = \hat{\omega}_r^* - \hat{\omega}_r$$

$$\hat{\omega}_r = \frac{1}{J} \left\{ \frac{3p}{2} [\psi_d i_q - \psi_q i_d] - \Gamma_L \right\} + k_\omega e_\omega$$

$$\hat{\Gamma}_L = k_\Gamma e_\omega \quad (21)$$

$$k\omega = 2J/T_f, k\omega = J/T_f^2 \quad (22)$$

Záťažový moment je považovaný za stavovú premennú. Princíp tohto pozorovateľa spočíva v tom, že v každom kroku je porovnávaná odchýlka medzi odhadom uhlovej rýchlosti a filtrovanou hodnotou tohto odhadu, ktorú privádzame z výstupu.

3. State Estimation and Filtering

The Pseudo Sliding Mode Observer and Angular Velocity Extractor

The magnetic flux of a permanent magnet SM is calculated from the known parameters according to equation (3). The basic stator current vector pseudo sliding-mode observer is based on equations (1a, b) as a real time model but *purposely omitting terms containing ω_r* :

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d^* \\ i_q^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{L_d} & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_q} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_{eq\,d} \\ v_{eq\,q} \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$v_{eq} = -v_{max} \operatorname{sgn}[I^* - I] \quad (18)$$

where $v_{eq\,d}$ and, $v_{eq\,q}$ are the model corrections, i_d^* and i_q^* are estimates of i_d and i_q , as in conventional observers. The useful observer outputs here, however, are the continuous *equivalent values* [3], (i.e., the short term mean values) of the rapidly switching variables:

$$\begin{bmatrix} v_{eq\,d} \\ v_{eq\,q} \end{bmatrix} = K_{sm} \cdot \begin{bmatrix} i_d - i_d^* \\ i_q - i_q^* \end{bmatrix} \quad (19)$$

$$\hat{\omega}_r = \frac{L_q v_{eq\,q} - R_s i_q}{p \cdot (L_d i_d + \varphi_{PM})} \quad (20)$$

Equation (18) cannot directly generate the equivalent values. Instead, *pseudo-sliding-mode* observers may be formed (described in [4] and [5]) by replacing the signum functions by high gain K_{sm} (19). An unfiltered angular velocity estimate, $\hat{\omega}_r^*$, can be extracted from equation (20).

Torque Estimation and Rotor Speed Estimate Filtering

The load torque estimate is provided here by a standard observer, the real time model of which is based on motor torque equation (2):

$$e = \hat{\omega}_r^* - \hat{\omega}_r$$

$$\hat{\omega}_r = \frac{1}{J} \left\{ \frac{3p}{2} [\psi_d i_q - \psi_q i_d] - \Gamma_L \right\} + k_\omega e_\omega$$

$$\hat{\Gamma}_L = k_\Gamma e_\omega \quad (21)$$

$$k\omega = 2J/T_f, k\omega = J/T_f^2 \quad (22)$$

The load torque is treated as a state variable. The observer correction loop is actuated by the error between the rotor speed estimate, $\hat{\omega}_r^*$, from the angular velocity extractor of the previous section and the estimate, $\hat{\omega}_r$, from the real time model.

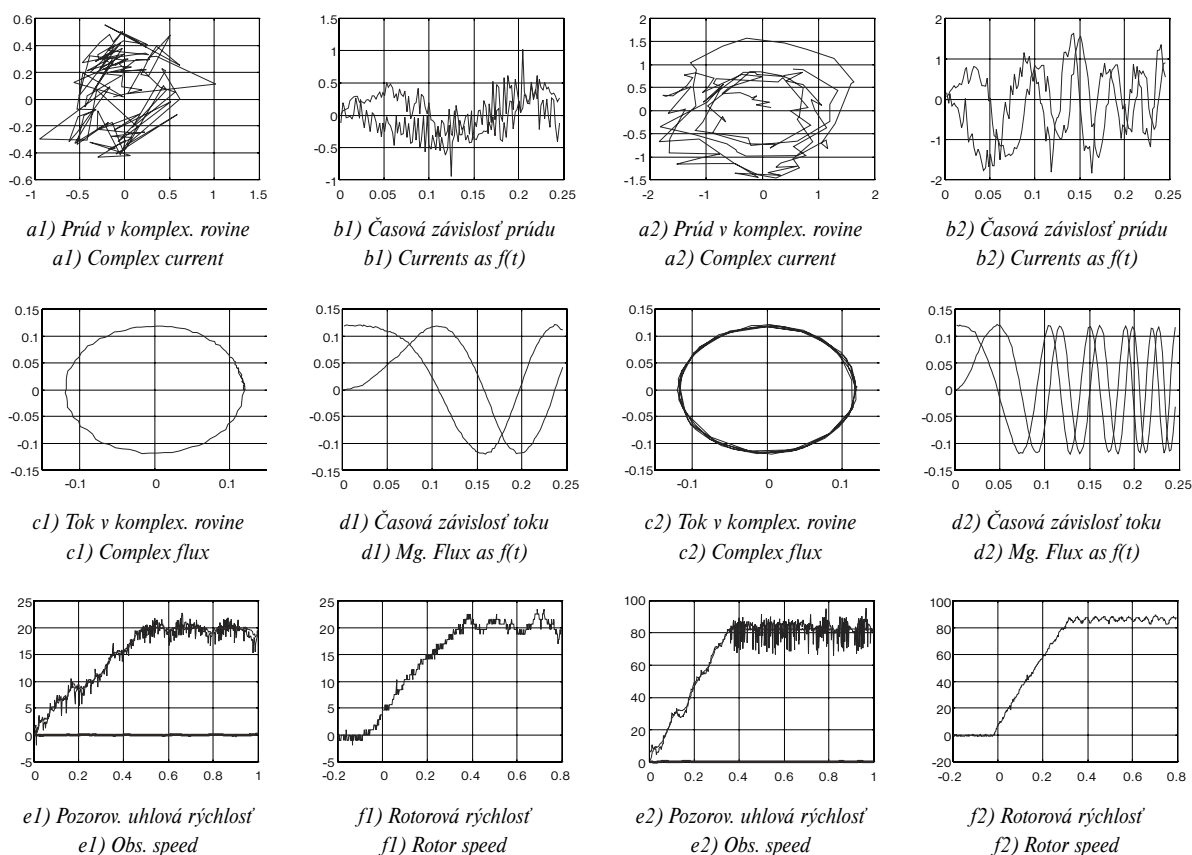
Tento pozorovateľ poskytuje na výstupe filtrovanú, odhadovanú uhlovú rýchlosť a záťažový moment.

4. Experimentálne výsledky

Parametre synchronného motora s permanentnými magnetmi a použité zariadenia pre zostavenie fyzikálneho modelu sú uvedené v dodatku. Riadiaci algoritmus bol realizovaný použitím PC Pentium P166, ktorého súčasťou bola meracia karta PC Lab Card PCL 814. Statorový prúd bol meraný pomocou LEM snímačov. Pri riadení bola dosiahnutá vzorkovacia frekvencia 20 kHz pre všetky uvedené dynamiky.

4. Experimental Results

The parameters of the permanent magnet SM and ancillary devices used for experiments are listed in the Appendix. The CL was implemented via a Pentium computer PC166, the stator currents being measured through LEM transformers and evaluated using a PC Lab Card PCL 814 built into the PC. The sampling frequency achieved for control was 20 kHz for all three previously described dynamics.

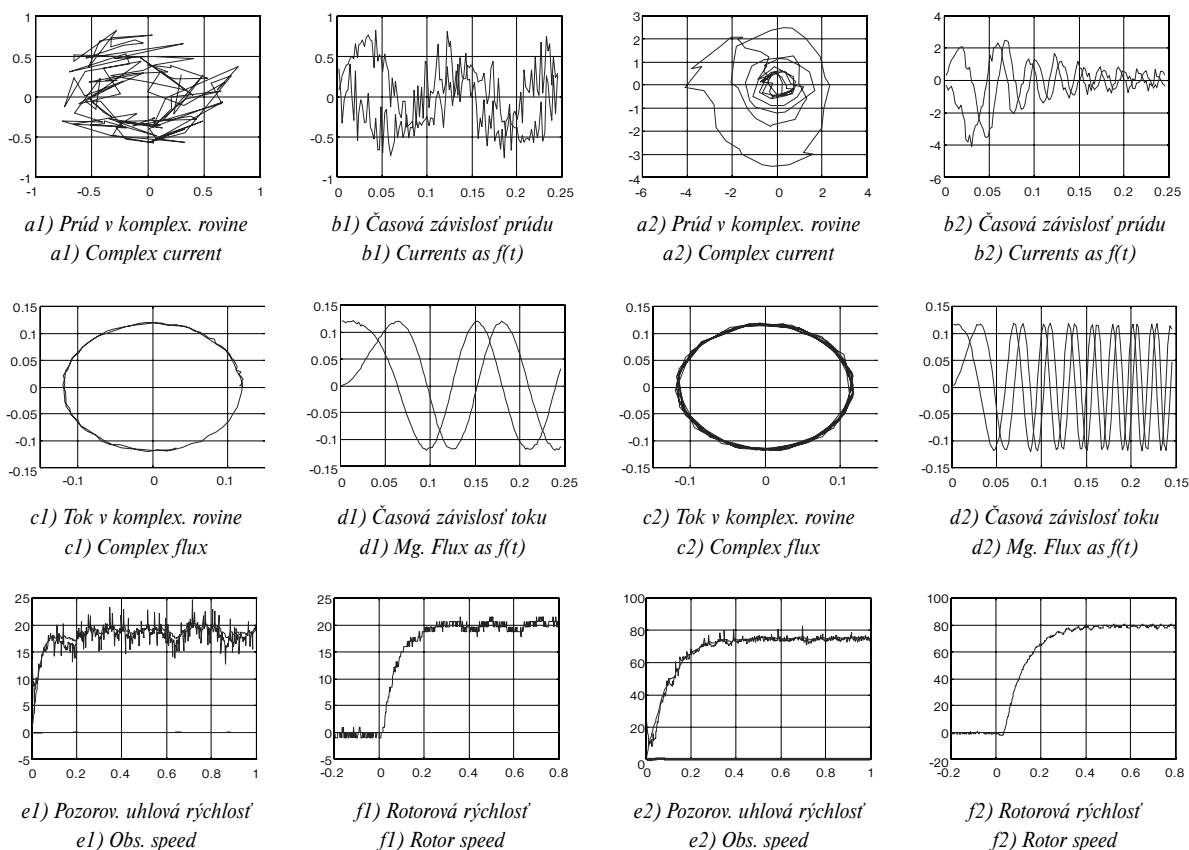


Obr. 2 Experimentálne výsledky pre SM riadený s priamou akceleráciou pri rozbehu kde $\omega_{dem} = 20 \text{ rad/s}$ a $\omega_{dem} = 40 \text{ rad/s}$ s $T_d = 0,1$ a $0,2 \text{ s}$.

Figure 2. Experimental results for SM controlled in direct acceleration mode when $\omega_{dem} = 20 \text{ rad/s}$ and $\omega_{dem} = 40 \text{ rad/s}$ with $T_d = 0.1$ and 0.2 s .

Experimentálne výsledky pre elektrický pohon riadený v móde s priamou akceleráciou sú prezentované na obrázku 2. Rozsah uhlovej rýchlosti, ktorý bol dosiahnutý je $\omega_{dem} = 20 - 80 \text{ rad/s}$ s predpísanou časovou konštantou predpisujúcou dynamiku v rozmedzí $T_d = 0,05 - 0,2 \text{ s}$. Pomocou tohto riadiaceho algoritmu môžeme predpísať nielen spôsob akcelerácie pohonu, ale taktiež čas, za ktorý sa má uhlová rýchlosť ustáliť na žiadanej hodnote.

The experimental results for the electric drive with the permanent magnet SM and direct acceleration control are shown in Figure 2. The range of angular rotor speeds achieved is $\omega_{dem} = 20 - 80 \text{ rad/s}$ with prescribed time constants $T_d = 0.05 - 0.2 \text{ s}$. This control law enables the electric drive user not only acceleration of drive with ramp but also time for steady state to be achieved.



Obr. 3 Experimentálne výsledky pre SM riadený s dynamikou prvého rádu pri rozbehu kde

$$\omega_{dem} = 20 \text{ rad/s a } \omega_{dem} = 80 \text{ rad/s s } T_d = 0,05 \text{ a } 0,1 \text{ s.}$$

Figure 3 Experimental results for SM controlled with first order dynamic when

$$\omega_{dem} = 20 \text{ rad/s and } \omega_{dem} = 80 \text{ rad/s with } T_d = 0.05 \text{ and } 0.1 \text{ s.}$$

Experimentálne výsledky pre elektrický pohon riadený v móde s dynamikou prvého rádu bez záťaže sú prezentované na obrázku 3. Rozsah uhlovej rýchlosti, ktorý bol dosiahnutý je $\omega_{dem} = 20 - 80 \text{ rad/s}$ s predpísanou časovou konštantou predpisujúcou dynamiku v rozmedzí $T_1 = 0,05 \text{ a } 0,1 \text{ s}$. Pomocou tohto riadiaceho algoritmu môžeme predpísať nielen druh dynamiky (v tomto prípade prvého rádu), ale taktiež čas za ktorý sa má uhlová rýchlosť ustáliť na žiadanej hodnote (T_1).

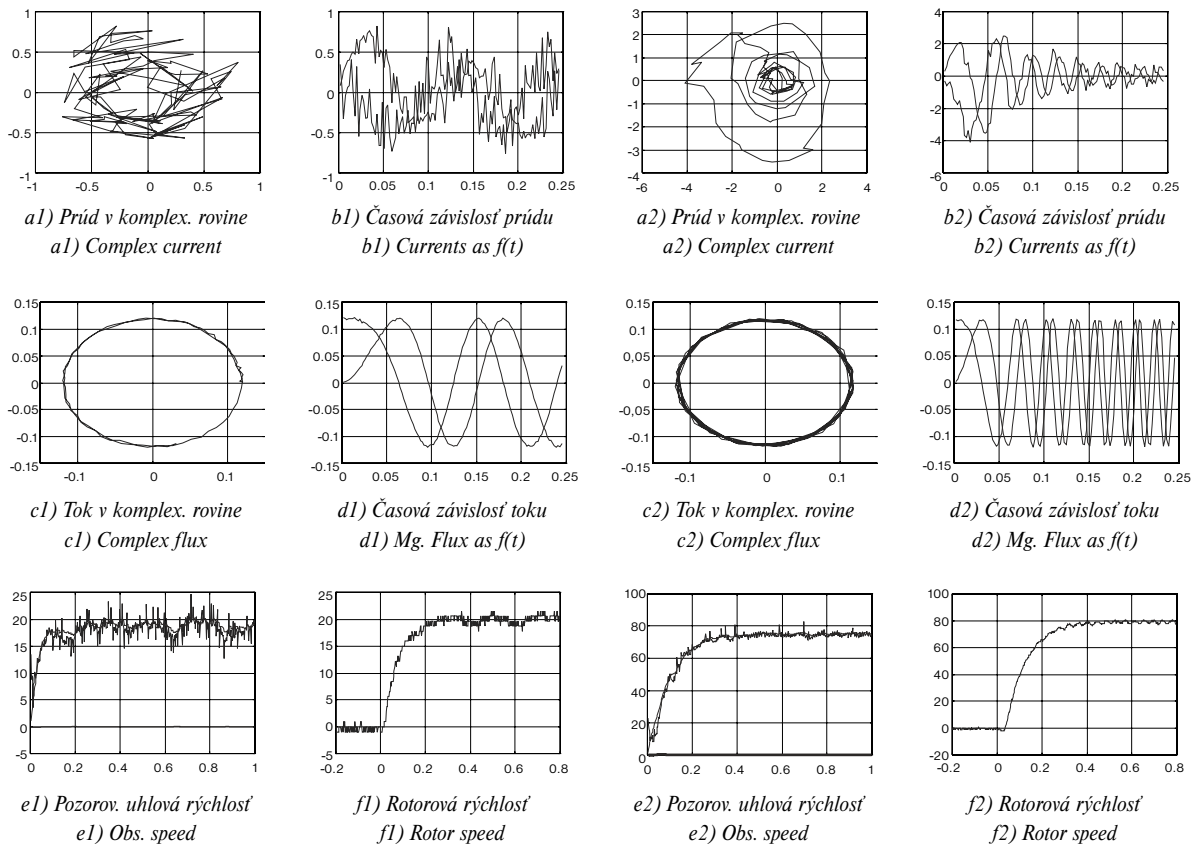
Predbežné experimentálne výsledky pre synchronný motor riadený s dynamikou druhého rádu bez záťaže sú uvedené na obrázku 4. Rozsah uhlovej rýchlosti, ktorý bol dosiahnutý je $\omega_{dem} = 20-80 \text{ rad/s}$ s predpísanou časovou konštantou predpisujúcou dynamiku v rozmedzí $T_1 = 0,05 \text{ a } 0,1 \text{ s}$. Pomocou tohto riadiaceho algoritmu je možné riadiť akceleráciu počas rozbehu takých elektrických pohonov, aké sú použité v aplikáciách pre žeriavy a výťahy. V týchto aplikáciách môžeme plne využiť výhody tohto typu riadenia.

Odozva uhlovej rýchlosti s dynamikou druhého rádu odpovedá funkcii s premenlivým tlmiacim koeficientom pre pretlmený $\xi = 2$, kriticky tlmený $\xi = 1$ a podtlmený $\xi = 0,5$ riadiaci systém ako je to zrejme z obrázku 5, kde $\omega_{dem} = 40 \text{ rad/s}$ a $T_1 = 0,1 \text{ s}$.

The experimental results for the idle running permanent magnet SM and first order dynamic are shown in Figure 3. The achieved control range of shaft angular speed is $\omega_{dem} = 20 - 80 \text{ rad/s}$ with prescribed time constant $T_1 = 0.05$ and 0.1 s . This control law enables the electric drive user to not only prescribe the first order dynamic till steady state is achieved but also time for steady state to be achieved can be prescribed.

The preliminary experimental results for the idle running permanent magnet SM and second order dynamic are shown in Figure 4. The achieved control range of shaft angular speed is $\omega_{dem} = 20-80 \text{ rad/s}$ with prescribed time constant $T_1 = 0.05$ and 0.1 s . This control law enables controlling of acceleration during starting conditions and is very desirable for such electric drives such as cranes and lifts which can benefit from this kind of control.

The second order dynamic speed responses as a function of various damping factor ξ for over-damped, $\xi = 2$, critically damped, $\xi = 1$ and under-damped $\xi = 0.5$ control system can be clearly followed from Figure 5, where $\omega_{dem} = 40 \text{ rad/s}$ and $T_1 = 0.1 \text{ s}$.

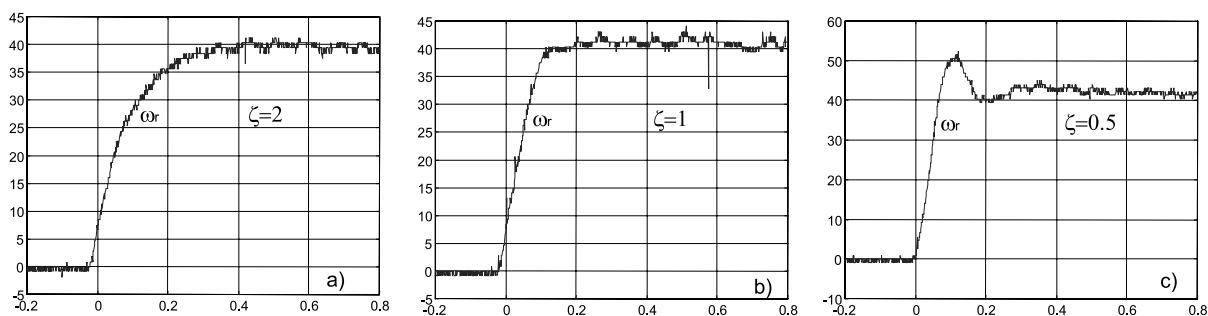


Obr. 4 Experimentálne výsledky pre SM riadený s dynamikou druhého rádu pri rozbehu kde

$$\omega_{dem} = 20 \text{ rad/s a } \omega_{dem} = 80 \text{ rad/s s } T_d = 0,05 \text{ a } 0,1 \text{ s.}$$

Figure 4 Experimental results for SM controlled with second order dynamic when

$$\omega_{dem} = 20 \text{ rad/s and } \omega_{dem} = 80 \text{ rad/s with } T_d = 0.05 \text{ and } 0.1 \text{ s.}$$



Obr. 5 Experimentálne výsledky pre SM riadený s dynamikou druhého rádu a rôznymi

$$\text{tlmiacimi koeficientmi, } \omega_{dem} = 40 \text{ [rad/s], } T_l = 0,1 \text{ s } \xi = 2,1 \text{ a } 0,5.$$

Figure 5 Experimental results for SM controlled with second order dynamic and various damping factor,

$$\omega_{dem} = 40 \text{ [rad/s], } T_l = 0.1 \text{ s } \xi = 2,1 \text{ and } 0.5.$$

Všetky experimenty sú prezentované v celom dosiahnutom rozsahu otáčok. Na obrázkoch sú ukázané statorové prúdy v komplexnej rovine a statorové prúdy v závislosti od času [priebeh a) a b)], vypočítaný rotorový tok v komplexnej rovine a rotorový tok ako funkcia času je na obrázkoch označený ako [c) a d)], odhad

All experiments are shown for the whole achieved speed range. All figures show complex stator currents and stator currents as a function of time [subplots a) and b)], computed complex rotor flux and rotor flux as a function of time [subplots c) and d)], observed the speed form pseudo-sliding mode observer

uhlovej rýchlosti získaný z pseudokľavého pozorovateľa a tiež i z filtračného pozorovateľa uhlovej rýchlosti spolu s odhadovaným záťažným momentom f) a skutočná rotorová uhlová rýchlosť je označená ako e).

5. Záver a odporúčanie pre ďalší výskum

Doterajší výskum navrhnujetej metódy pre riadenie pohonov so SMPM s vnútenou dynamikou vykazuje dobrú zhodu s teoretickými predpokladmi. Doteraz však nebolo overené správanie pohonu pri skokovej zmene záťažového momentu na hriadeľ motora. Doposiaľ boli všetky experimenty vykonané pre pohon so SMPM bez záťaže, avšak dosiahnuté výsledky sú povzbudivé a je veľmi pravdepodobné, že dôjde počas ďalšieho vývoja k ďalšiemu zlepšeniu parametrov pohonu. Nezanedbateľným faktom je, že vzniká odchýlka od ideálneho chovania, ktorá je daná hlavne nenulovým iteračným intervalom h , a časovým oneskorením pri odhade záťažného momentu na hriadeľ motora, čo je spôsobené hlavne chybou v určení parametrov motora a záťaže.

Z výsledkov doterajšieho výskumu je zrejmé, že tento typ riadenia je vhodný pre aplikácie vyžadujúce bezsnímačové riadenie otáčok so strednou presnosťou ($\approx 5\%$). Predmetom ďalšieho výskumu by mala byť metóda pre nastavenie počiatočnej polohy rotora pri rozbehu.

6. Dodatok

Parametre SM s permanent. magnetmi

Nominálny moment	$\Gamma_n = 2.3 \text{ Nm}$,
menovitá rýchlosť	$n_n = 3000 \text{ rpm}$,
menovitý prúd	$I_n = 3 \text{ A}$,
svorkové napätie	$U_n = 180 \text{ V}$,
napätie js. medziobvodu	$U_{dc} = 90 \text{ V}$.

Parametre náhradnej schémy SMPM:

indukčnosť v osi d	$L_d = 6.06 \text{ mH}$,
indukčnosť v osi q	$L_q = 5.73 \text{ mH}$,
tok permanent. magnetov	$\Phi_{pm} = 0.119 \text{ Vs}$,
statorový odpor	$R_s = 2.6 \Omega$,
moment zotrvačnosti	$J = 0.0035 \text{ kgm}^2$

Parametre IGBT - SKiP 32 NAB 12

Nominálne napätie	1200 V
Nominálny prúd (80 °C)	32 A
Prúdový snímač LEM	LTA 50P/SPI.

Podakovanie

Autori by týmto chceli vyjadriť podakovanie Slovenskej grantovej agentúry VEGA, za finančnú podporu výskumného projektu číslo 1/6111/99 a profesorovi Stephenovi J. Doddsovi z University of East London, UK za teoretické základy tu prezentovanej metódy riadenia.

Recenzenti: M. Žalman, B. Dobrucký

and observed the speed together with the estimated torque from the filtering observer - subplot f) and finally the real rotor speed as subplot e).

5. Conclusions and Recommendations for Further Research

The preliminary investigations of the proposed new control method for electric drives employing SMs with forced dynamics show good agreement with the theoretical predictions. The arrangement of load torque step demand was not realised yet. In spite of the experiments presented being achieved with an idle running SM, the results are encouraging and further improvement can be achieved. The significant, though not very large, departure from the ideal performance is due mainly to the non-zero iteration interval h , and time delay in load torque estimation as well as due to errors in the motor and load parameter estimation.

The control system as developed to date would be suitable for applications requiring sensorless speed control to moderate accuracy ($\approx 5\%$). Further research is required to investigate automatic shaft alignment for start-up conditions.

6. Appendix

Permanent Magnet SM parameters:

Nominal torque	$\Gamma_n = 2.3 \text{ Nm}$,
nominal speed	$n_n = 3000 \text{ rpm}$,
nominal current	$I_n = 3 \text{ A}$,
terminal voltage	$U_n = 180 \text{ V}$.
dc bus voltage	$U_{dc} = 90 \text{ V}$.

Parameters for equivalent circuit:

Direct inductance:	$L_d = 6.06 \text{ mH}$,
quadrature inductance:	$L_q = 5.73 \text{ mH}$,
permanent magnet flux	$\Phi_{pm} = 0.119 \text{ Vs}$,
stator resistance	$R_s = 2.6 \Omega$,
momentum of inertia	$J = 0.0035 \text{ kgm}^2$

Parameters of IGBT - SKiP 32 NAB 12

Nominal voltage	1200 V
Nominal current (80 °C)	32 A
Current sensors LEM	LTA 50P/SPI.

Acknowledgement

The authors wish to thank the Slovak Grand Agency VEGA, for financial support of the research project No. 1,6111/99 and Prof. Stephen J. Dodds of University of East London, UK for theoretical foundations of the presented methods of control.

Reviewed by: M. Žalman, B. Dobrucký

Literatúra - References

- [1] Utkin, V. A.: 'Method of separation of motions in observation problems', Automation and Remote Control, y. 1990, Vol. 44, No. 12, Part 1, pp. 300-308.
- [2] DODDS, S. J., UTKIN, V. A. and VITTEK, J.: 'Synchronous Motor Drive with Prescribed Closed-Loop Dynamics Employing a Two-Phase Oscillator', EDPE'96 Conference Proceedings, Vol.1, pp. 209-216, High Tatras, Slovakia, October 1-3, 1996.
- [3] UTKIN, V. I. : Sliding Modes in Control and Optimisation. Springer Verlag, Berlin 1992.
- [4] DODDS, S. J., VITTEK, J. and ALEXIK M.: 'A New Control Law Development by Simulation for Sensorless Synchronous Motor Drive with Prescribed Closed Loop Dynamics', MOSIS'96, Conference Proceedings, pp. 337-344, Krnov, Czech Republic, April 23-25, 1996.
- [5] DODDS, S. J., UTKIN, V. A. and VITTEK, J.: 'Self Oscillating Synchronous Motor Drive Control System with Prescribed Closed-Loop Speed Dynamics', 2nd EPE Chapter Symposium Proceedings, Vol.2, pp. 23-28, Nancy, France June 4-6, 1996.
- [6] SEMAN, S., VAŇKO, D, VITTEK, J.: „Theoretical Background for Senseless Control of Synchronous Motor Drive with Forced Dynamics“, Proceedings of TRANSCOM '99, Scientific Conference of University of Zilina, Zilina, June 1999, Section 3, pp. 33-36.
- [7] VAŇKO, D, SEMAN, S., VITTEK, J.: „Experimental Verification of Senseless Control of Synchronous Motor Drive with Forced Dynamics“, Proceedings of TRANSCOM '99, Scientific Conference of University of Žilina, Zilina, June 1999 Section 3, pp. 37-40

B. Sergelen - P. Tušla - J. Pavelka *

MATEMATICKÝ MODEL DVOCH PARALELNE SPOJENÝCH SYNCHRÓNNYCH MOTOROV

MATHEMATICAL MODEL OF TWO PARALLEL SYNCHRONOUS MOTORS

Príspevok popisuje matematický model pohonu, tvoreného dvoma paralelne spojenými synchronnými motormi. Okrem vzťahov je uvedená bloková schéma modelov v prostredí MATLAB a výsledky simulačných výpočtov pre prípad rozbehu motora priamym pripojením na sieť. Práca je prvou etapou vytvorenia matematického modelu motorov napájaných z jedného meniča kmitočtu prúdového typu.

The contribution describes the mathematical model of electrical drive composed of two parallel synchronous motors. Besides the equations there is mentioned block scheme in MATLAB and simulation results of the starting of two synchronous motors supplied from network.

The next stage of research work will be to create the mathematical model of synchronous motors supplied from one current type frequency converter.

1. INTRODUCTION

Variable speed drive with HV synchronous motor uses the HV current type frequency converter with same devices (thyristors) connected in series.

Studies prove that the real economical output power of these converters is higher than 3 MW. One of the possibilities to reduce the price of the drives is to use two or more small motors supplied by one converter. The experimental measurements showed that small oscillations could be detected.

The electrical equipment used in this current study consists of two parallel synchronous machines and one 6 kV current type frequency converter that operates in Brno, Czech Republic.

More detail studies of the oscillation cause and the methods for removing these are the subject of PhD thesis.

The results of the first stage of the study are mathematical models for the simulation of synchronous motors supplied from main voltage source.

2. THE MATHEMATICAL MODEL OF SALIENT POLE SYNCHRONOUS MACHINE

Simulating Salient pole synchronous machine, it is acceptable to make simplified assumptions. These assumptions cause an algebraization of armature equations and reduce the differential equation set of the model.

We assumed that the rotor magnetic paths and all of its electric circuits are symmetrical about both the pole and interpole axes for a salient-pole machine

The first assumption is that the stator windings are sinusoidally distributed along the air gap as far as mutual effects with the rotor are concerned. This assumption of sinusoidal distribution of the stator windings may be justified from the standpoint that in practically all synchronous machines, the windings are distributed so as to minimise all harmonics as much as is feasible. The principal justification comes from the comparison of performance calculated on that basis with actual performance obtained by test.

The second assumption is that the stator slots cause no appreciable variation of any of the rotor inductances with rotor angle.

Let us now assume that the stator is not cylindrical, the minimum reluctance being along the direct axis and the maximum reluctance along the quadrature axis. The inductances of the rotating coils and the mutual inductance between these and the stationary coils will now be functions of rotor position. We could expect the mutual inductance between the field winding and the rotor windings to be a sinusoidal function of angle as synchronous machines are designed to generate sinusoidal voltages.

After applying the phase and commutator transformations to the rotor windings as for the cylindrical machine, the situation is greatly simplified as the equivalent commutator rotor coils are magnetically stationary and, thus, inductance values are not functions of rotor position.

The voltage equations using the two phase's system of coils orthogonal phase transformation:

$$\begin{aligned}U_{\alpha} &= R_{\alpha} * I_{\alpha} + d\Psi_{\alpha} / dt \\U_{\beta} &= R_{\beta} * I_{\beta} + d\Psi_{\beta} / dt\end{aligned}$$

* Mgr. Byambaa Sergelen, Prof. Ing. Jiří Pavelka, DrSc., Ing. Petr Tušla

Department of Electrical Drivers and Traction, Faculty of Electrotechnical Engineering, CVUT Praha, Technická 2, CZ-166 27 Praha 6, Czech Republic, Phone: +420-2-2435 2149, 2435 2152, 2435 2134 Fax: +420-2-3119 972, e-mail: byamba@feld.cvut.cz, pavelka@feld.cvut.cz, tusla@feld.cvut.cz

$$\begin{aligned} U_f &= R_f * I_f + d\Psi_f / dt \\ 0 &= R_D * I_D + d\Psi_D / dt \\ 0 &= R_Q * I_Q + d\Psi_Q / dt \end{aligned}$$

The flux equations

$$\begin{aligned} \Psi_d &= \Psi_\alpha * \cos\gamma + \Psi_\beta * \sin\gamma \\ \Psi_q &= -\Psi_\alpha * \sin\gamma + \Psi_\beta * \cos\gamma \end{aligned}$$

The current equations

$$\begin{aligned} I_a &= I_\alpha \\ I_b &= -0,5 * I_\alpha + 0,866 * I_\beta \\ I_c &= -0,5 * I_\alpha - 0,866 * I_\beta \\ I_\alpha &= I_d * \cos\gamma - I_q * \sin\gamma \\ I_\beta &= I_d * \sin\gamma + I_q * \cos\gamma \\ I_d &= \Psi_d * d1 + \Psi_D * d2 + \Psi_f * d3 \\ I_D &= \Psi_d * d4 + \Psi_D * d5 + \Psi_f * d6 \\ I_f &= \Psi_d * d7 + \Psi_D * d8 + \Psi_f * d9 \\ I_q &= \Psi_q * q1 + \Psi_Q * q2 \\ I_Q &= \Psi_d * q3 + \Psi_Q * q4 \end{aligned}$$

(1)

Where, $d1, d2, d3, d4, d5, d6, d7, d8, d9, q1, q2, q3, q4$ are coefficients (more details see [3]). In simulation are used 22 general equations of the Synchronous machine [in per-units] with 26 variables. There are inputs: $U_\alpha, U_\beta, U_f, \omega$, outputs: $I_a, I_b, I_c, I_d, I_q, I_f, M_i$ and inner variables: $I_\alpha, I_\beta, I_D, I_Q, \gamma, \delta, \Psi_\alpha, \Psi_\beta, \Psi_D, \Psi_Q, \Psi_d, \Psi_f, M_d, M_t$ which are shown in Fig. 1.

(2)

The torque equation

$$M_i = 1.5 * (\Psi_d * I_q - \Psi_q * I_d) \quad (4)$$

The dynamic torque

$$M_d = M_i - M_t \quad (5)$$

The motion equation

$$\omega = 1/T_m \int M_d dt + \omega(0) \quad (6)$$

Load angle

$$\delta = \int S dt + \delta(0) \quad (7)$$

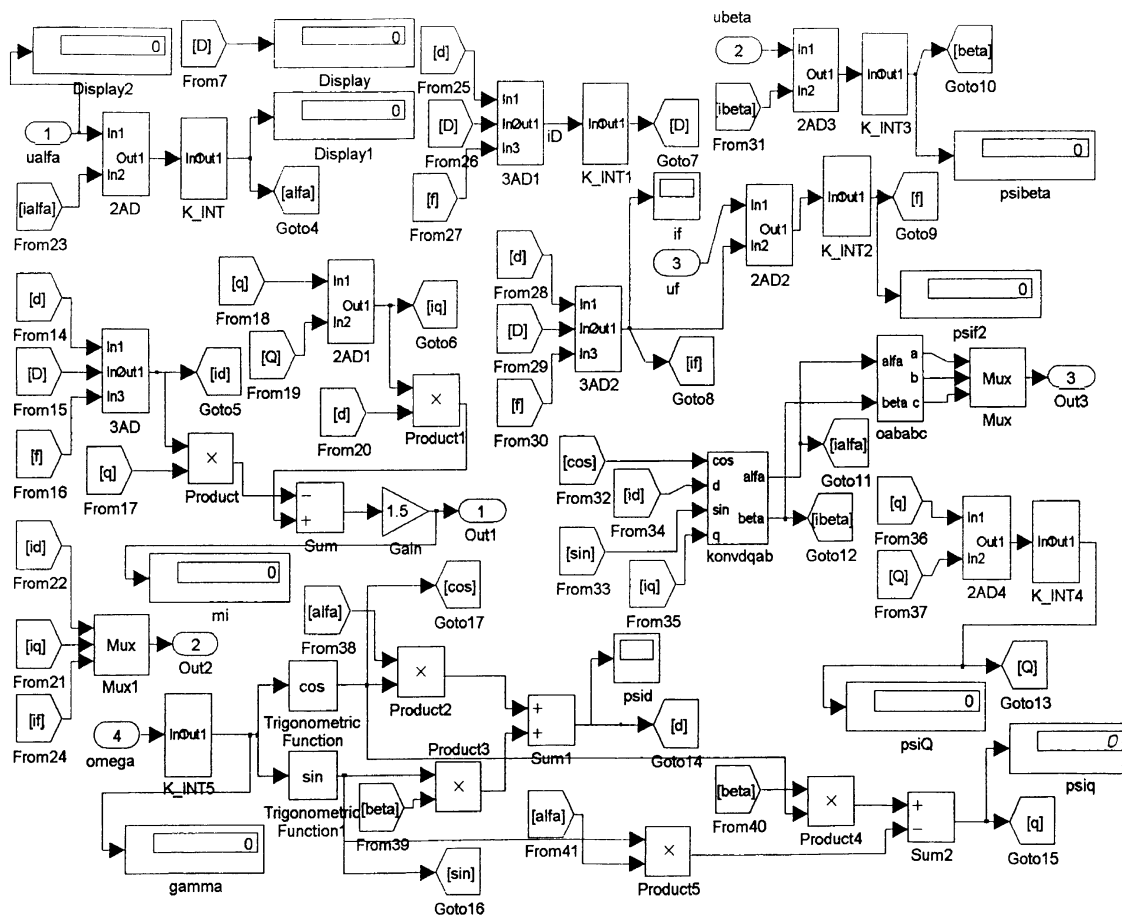


Fig. 1 Matlab model of Salient pole synchronous machine

where

$$S = (1 - \omega)$$

Rotating angle

$$\gamma = \int \omega dt + \gamma(0) \quad (8)$$

Computations have been made when synchronous machine is supplied by main voltage source.

The chosen computation model has been presented in Fig.1.

3. THE SIMULATION RESULTS OF THE STARTING OF TWO SYNCHRONOUS MACHINES

AC machines are supplied with balanced three-phase voltages and running at a constant speed away from synchronism. This condition includes the normal steady operation of an induction motor and is also of considerable importance in analysing the behaviour of both induction motors and synchronous motors during starting.

The analysis is based on Park's equations and applies directly to a synchronous machine with a damper winding on each axis in addition to the field winding.

In order to apply the analysis to the starting operation, it is necessary to make certain assumptions. The starting of motors is initiated by switching on the supply when the motor is at rest.

The starting conditions are thus a good deal more complicated for the synchronous motor than for the induction motors. It is possible to divide the start into two periods:

1. The exciter voltage in the field circuit is zero during the running-up period. The field winding is usually closed through a resistance during this first period and short-circuited in the field winding. This period is finished after some time and the motor is operated with a small slip.
2. The synchronising operation either switches in the exciter or, if the exciter armature has been included in the period alternator field circuit, switches on the exciter field.

We started two parallel synchronous machines during the first period.

The starting of a synchronous motor must therefore be considered in two parts: the running-up period can be dealt with in the same way as the torque that would be exerted if the motor

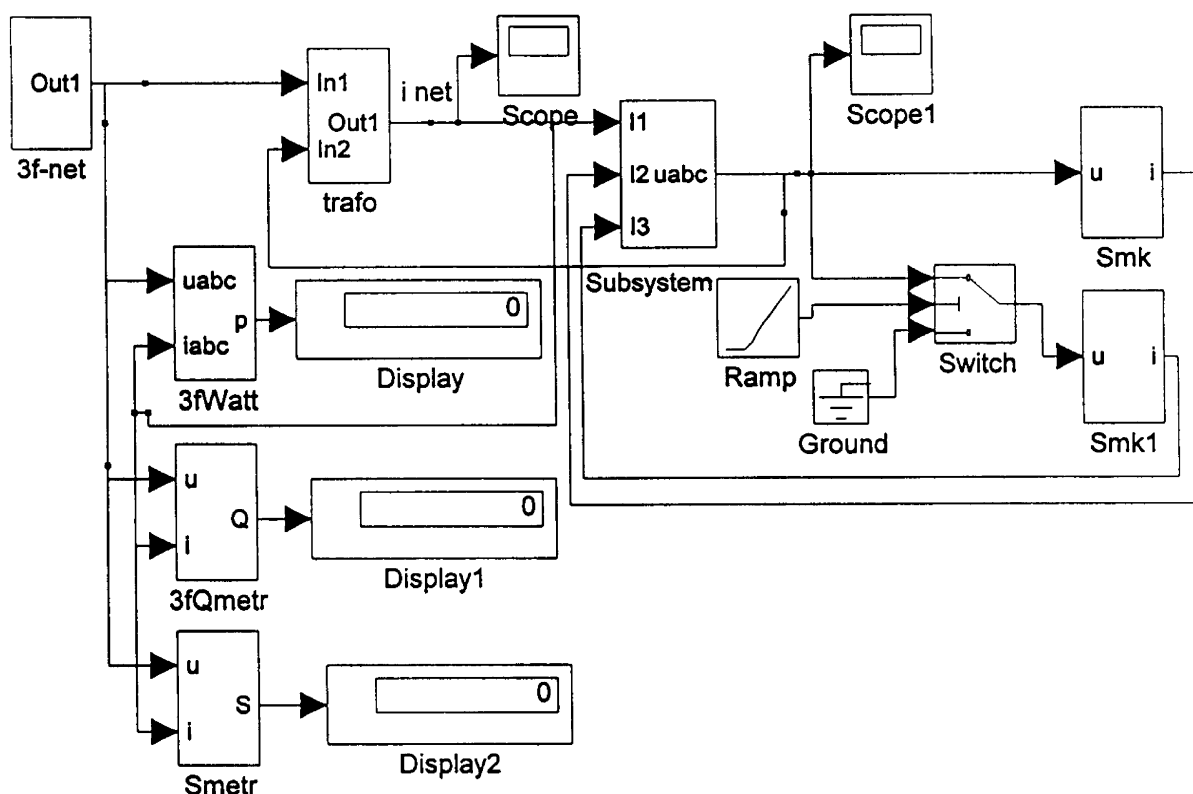


Fig. 2 Matlab model of two synchronous machines starting

4. THE SIMULATION RESULTS OF SHORT-CIRCUIT

It is necessary to understand the nature of the short-circuit currents of synchronous machines, particularly for large machines, in order to apply proper relaying and switchgear and to evaluate the winding stresses and shaft torque's incident to short circuits. In a large power system, there may be considerable interaction and swinging among the various machines following a severe system short circuit, and there may be voltage-regulator action. Short-circuit currents and torque of a salient pole synchronous machine are presented in Fig. 6.

5. SMALL CHANGES OF PARALLEL SYNCHRONOUS MACHINES

An important issue to address is when synchronous machines are paralleled; they are subjected to small oscillations.

When synchronous machines are paralleled it is necessary to "synchronise" them before closing the paralleling breaker. This means that machines must be brought to the same speed, the same phase position and the same voltage.

When two or more machines are operated in parallel, they are as if coupled together by elastic coupling just as in the case of a synchronous motor electrically connected to a generator. They must run at exactly the same main frequency as long as they are coupled, but their instantaneous speeds change in some band.

The simulation method can be applied to a small change of any kind, but in most practical problems the superimposed change oscillates sinusoidal at a given frequency. A distinction can be made between forced oscillations and free oscillations.

Forced oscillations occur when there is an externally applied torque or voltage, such as the low-frequency pulsation set up in a diesel engine driving a generator which causes all the quantities in the system to pulsate at the same frequency. The problem is to

determine the values of any mechanical stresses or voltage fluctuations, which may cause difficulties in operation.

Free oscillations occur without any externally applied impulse. They arise by a process of self-excitation either in the machine itself or as a result of closed-loop feedback circuits around the machine, such as a voltage regulator or a speed governor. In a completely linear system, which fortunately cannot exist, the oscillation would rise to infinity.

In a large power system, where many generators and motors are connected, the problem of stability is of great importance.

It can be studied by deriving the linear equations for small changes or small oscillations and determining whether or not the change dies away in time, thus restoring the system to its original state. Because of the nonlinearity, the coefficients in the linearized equations are different for every operating point with the result that the system is stable at some points and unstable at others.

To calculate the behaviour of the system, it is necessary to imagine a small disturbance and to determine whether the oscillation is sustained after the disturbance is removed.

The theoretical treatment must first establish the values of all variables in a basic steady state, in which some of coefficients of the linearized equations appear.

In the next stage of studies we can use the developed mathematical model to detail analysis of free oscillations of two parallel synchronous motors supplied from current type frequency converter. We can also use the field current control as the stabiliser for free oscillations.

6. CONCLUSION

We created a mathematical model of two Salient pole synchronous motors in parallel and we used our model for simulation of a short circuit and a starting of 2 parallel synchronous motors with one voltage source supply. The results of computations confirmed that the model is correct.

The study of Synchronous motors with current source supply and the cause of oscillation will be done in the next stage of the study.

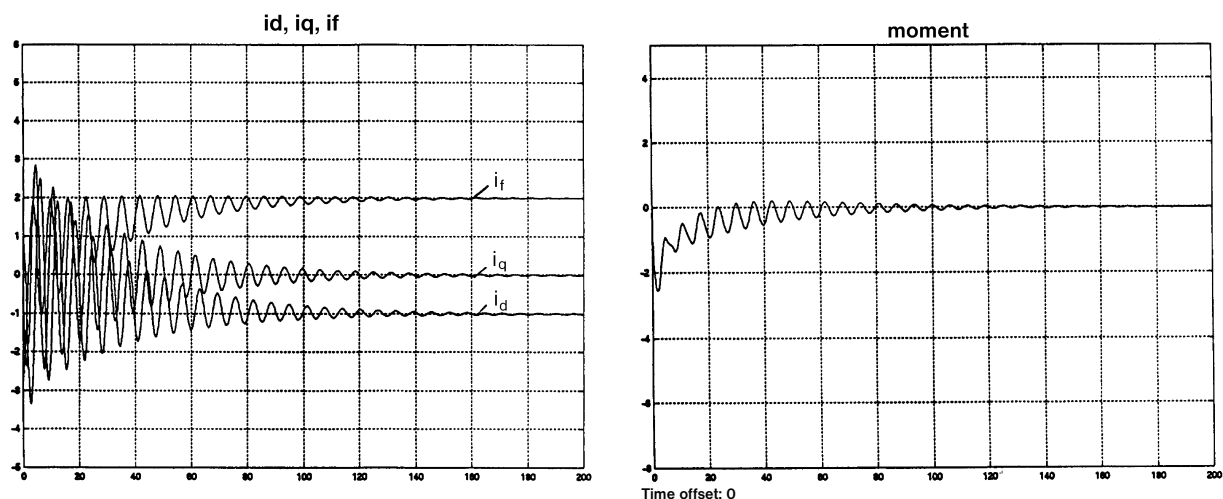


Fig. 6 Short-circuit operation

Literatúra - References

- [1] ADKINS, B. and HARLEY, R. G.: "The General Theory of Alternating Current Machines". Chapman and Hall, London 1975
- [2] CONCORDIA, C.: "Synchronous machines". General Electric Company, London 1951.
- [3] MORGAN, A.T.: "General theory of electrical machines". London 1979.
- [4] BOBON, A., KUDLA, J. and ZYWIEC, A.: "Mathematical models of synchronous generators used in analysis of dynamic behaviour of electric power systems", IWEM97 Prague, p. 7-15.
- [5] KUDLA, J.: "Influence of saturation effect of the main magnetic field in the dynamic properties of synchronous generators", IWEM97 Prague, p. 25-36.

Reviewed by: J. Timko, B. Dobrucký

Mária Franeková - Peter Nagy *

ŠIFROVACÍ SYSTÉM ZALOŽENÝ NA TECHNIKÁCH KOREKČNÝCH KÓDOV

CIPHERING SYSTEMS BASED ON THE ERROR-CORRECTING CODING TECHNIQUES

Článok poukazuje na možnosť použitia šifrovacieho algoritmu s použitím štandardných kódovacích techník z množiny lineárnych samoopravných kódov. Kvalita dešifrovacieho algoritmu je určená pre Hammingove (n, k) kódy. Zároveň je stanovené pre aké dimenzie Hammingových (n, k) kódov je uvedený algoritmus prakticky použiteľný. Uvedený princíp sa dá zovšeobecniť aj pre iné typy samoopravných kódov.

1 ÚVOD

Komunikačný systém, ako subsystém informačného systému, predstavuje potenciálny cieľ aktívnych a pasívnych útokov na informácie prenášané medzi jednotlivými časťami informačných systémov. Otázka zaistenia bezpečnosti prenášaných informácií je zvlášť významná vo verejných sieťach, ktoré sú v tomto smere považované za nedôveryhodné. Ochrana dát počas prenosu je preto veľmi dôležitým problémom, ktorým sa treba zaoberať.

Bezpečné služby podľa amerického štandardu „Trusted Network Interpretation“ sú klasifikované do troch skupín [5]:

- komunikačná integrita,
- odmietnutie služby,
- ochrana dát pred únikom.

Pracovná verzia pripravovaného telekomunikačného zákona pre Slovenské telekomunikácie sa tiež zaoberá problematikou ochrany informácií, sietí a prostredia (časť IV, § 26 „Systém zvýšenej miery utajenia a ochrany prenášanej informácie“). Cieľom novej telekomunikačnej legislatívy na Slovensku je dosiahnuť úroveň telekomunikačných služieb poskytovaných štátmi Európskej únie.

Dominantnými bezpečnostnými mechanizmami pri zabezpečení prenosu dát sú kryptografické algoritmy. Moderné šifrovacie systémy využívajú obvykle kombináciu symetrických a asymetrických algoritmov doplnených o certifikáty verejných kľúčov [6]. Zaujímavou možnosťou je použitie blokových samoopravných kódov na účely šifrovania. Výhodou tohto riešenia je existencia dostupných komerčných zariadení a zachovanie prenosovej rýchlosti aj napriek použitiu šifrovania, ako je tomu pri použití niektorých asymetrických šifrov.

This paper remarks on the possibility of the ciphering algorithm use based on the standard encoding techniques from the linear error - correcting coding area. The quality of deciphering algorithms is determined for (n, k) Hamming codes and the valid code word lengths are recommended for practical use. The presented principle can be generalised for another type of the algebraic codes.

1 INTRODUCTION

The communication subsystem as an important part of an information system is a neglected area for passive and active attacks against transferred information. Specifically, the public networks are regarded as non-trusted networks. This is why a solution for data security problems during transmission plays a very important role.

The network security services according to USA standard “Trusted Network Interpretation” are classified into three groups [5]:

- Communications Integrity,
- Denial of Service,
- Compromise Protection.

The draft of paragraph version of New Telecommunication Law solves the problem of information, networks and intermediate protection in Slovak Telecommunication, too (the part IV, §26 „System of increased rate of secrete and transmitted information protection“). The aim of the new telecommunication legislation in Slovakia is to achieve a level of telecommunication services provided in selected European Union (EU) members.

The dominant security mechanisms for data transmission are cryptographic algorithms that provide the security service as confidentiality, authentication and communications integrity. The modern cryptographic systems use the hybrid combination of symmetric and asymmetric algorithms with certification of public key [6]. The use of a block error - correcting coding in ciphering applications is an interesting possibility. The advantage of this coding is an availability of commercial coding equipment. The next advantage is a high code rate with ciphering use.

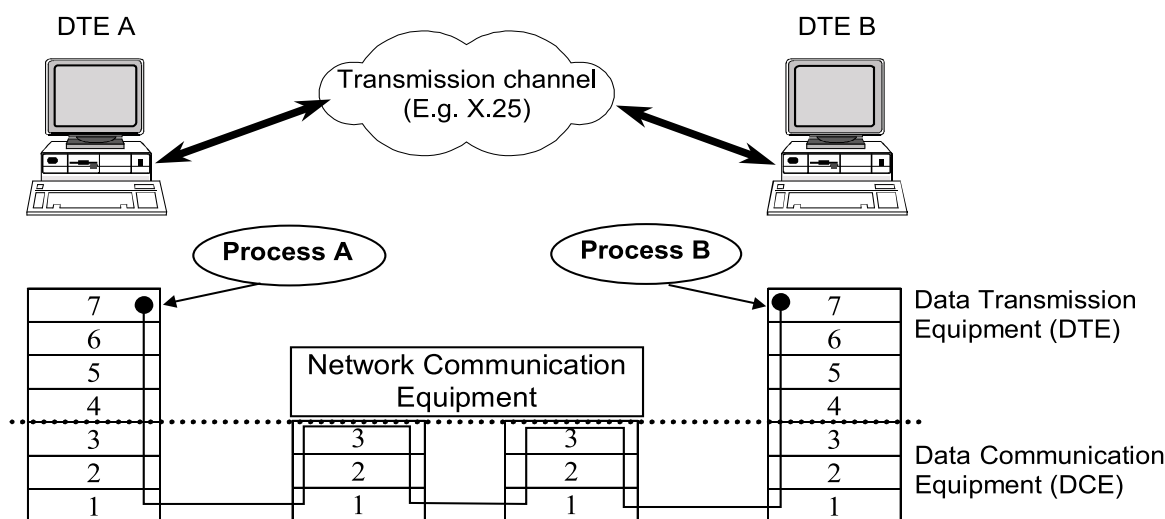
* Ing. Mária Franeková, PhD., Ing. Peter Nagy

Department of Information and Safety Systems, Faculty of Electrical Engineering, University of Žilina, Veľký diel, SK-010 26 Žilina, Slovak Republic, Phone +421-89-5133 248, E-mail frane@fel.utc.sk

Službu dôvernosti dát pri prenose podľa odporúčania ISO 7492-2 Security Architecture možno poskytnúť v druhej, tretej, štvrtej, šiestej alebo siedmej vrstve referenčného modelu OSI [2]. Šifrovanie dát v druhej vrstve referenčného modelu OSI je použiteľné len pre ochranu spojenia typu bod-bod. Výhodou tejto realizácie je transparentnosť dát pre všetky sieťové protokoly a aplikácie. Príklad komunikácie medzi dvoma koncovými stanicami v sieťach s rozhraním typu X.25 je znázornený schematickým modelom na obr. 1. V dolnej časti obrázku je znázornené, ktoré vrstvy modelu OSI sa podieľajú na komunikácii v závislosti na sledovaného prvku siete.

The confidentiality of data transmission according to recommendation ISO - 7498-2 Security Architecture is provided in the second, the third, the fourth, the sixth and the seventh layer of OSI (Open System Interconnection) [2].

The ciphering of data in the line layer of OSI can be used only for the protection of the connection end-to-end. The advantage of this realisation is the transparency of data for all network protocols and applications. The communication between entity A and B in networks with interface X.25 can be realised according to Figure 1. In the bottom of the picture the model shows which layers of OSI participate in communication according to followed element of network.



Obr. 1 Komunikácia medzi dvoma koncovými stanicami v sieti X.25
Fig. 1 Communication between DTE A and DTE B in X.25 network

Ak si komunikujúce stanice A a B žiadajú svoje dáta kryptograficky zabezpečiť, šifrovanie sa realizuje pred kanálovým kódovaním na strane vysielacej a dešifrovanie za kanálovým dekódovaním na strane prijímacej. Pre urýchlenie prenosu najmä u spojenia prostredníctvom modemu sa dáta pred šifrovaním najprv komprimujú vhodným algoritmom. Výhodou kompresie je aj skutočnosť, že komprimovaný šifrovaný text lepšie odoláva útokom zameraným na jeho dešifrovanie. V príspevku sa so zaradením kompresného kodéra neuvažuje. Ďalej sa predpokladá, že nebola neúmyselne narušená integrita dát v kanáli, pretože opisovaný šifrovací algoritmus možno použiť len pre kanál bez šumu. V prípade šumového kanála treba do prenosového reťazca zaradiť kanálový kodér.

2 VLASTNOSTI KRYPTOGRFICKÉHO SYSTÉMU NA BÁZE HAMMINGOVÝCH (n, k) KÓDOV

Odbornej verejnosti je dobre známy princíp kódovania, dekódovania, detekcie a korekcie chýb u lineárnych systematických (n, k) kódov [1], [4]. Základné princípy týchto kódov možno využiť aj na šifrovanie.

If the entities A and B require to keep privacy of information, the communications system must be expanded by a ciphering encoder before the error-correcting encoder at the transmitter side and the ciphering decoder after error-control coding at the receiver side. For the increasing of data rate (mainly by modem data transmission) it is necessary to use the data compression. The advantage of the compressed cipher text is its resistantcy against some cryptanalytic's attack. In the paper the authors do not solve problems of data compression. Further, the described algorithm is supposed to be applied only for the noiseless channel. For the noise channel for the elimination of noise must be channel code included.

2 PROPERTIES OF THE CRYPTOSYSTEM ON THE BASE OF HAMMING (n,k) CODES

Generally it is well known that principles of encoding, decoding, detection and correction of errors with linear systematic (n, k) codes use [1], [4]. The basic principles of these codes can be used also for ciphering.

Kódovanie zdrojovej k-tice $z = (z_1, z_2, \dots, z_k)$ lineárneho systematického kódu $k \times n$ sa realizuje prostredníctvom rovnosti:

$$u = z \cdot G, \quad (1)$$

kde G je generujúca matica $k \times n$ lineárneho systematického kódu, ktorá ho jednoznačne určuje.

Hammingove (n, k) kódy patria do množiny lineárnych kódov a pokiaľ ich použijeme na elimináciu šumu v kanáli, majú nasledujúce vlastnosti [4]:

- dĺžka kódu $n = 2^m - 1$,
- počet informačných prvkov $k = 2^m - m - 1$,
- počet zabezpečovacích prvkov $m = n - k$,
- minimálna Hammingova vzdialenosť medzi kódovými zlozkami $d_{min} = 3$ (v prípade perfektných kódov) a korekčná schopnosť $t = 1$.

Základná myšlienka použitia lineárnych samoopravných kódov (n, k) pre potreby šifrovania spočíva v „utajení“ alebo „zamaskovaní“ generujúcej matice G po vynásobení maticami S a P . Takto získame maticu K , ktorá predstavuje kľúč takéhoto kryptosystému:

$$K = S \cdot G \cdot P, \quad (2)$$

kde: S je ľubovoľná invertovateľná binárna matica typu $k \times k$,
 P je permutačná matica typu $n \times n$, ktorá vznikne z jednotkovej matice zámenou poradí riadkov a stĺpcov.

Tento systém možno zaradiť medzi systémy s verejným kľúčom. Súkromný (tajný) kľúč pozostáva z troch matic S , G a P a verejný kľúč z matice K . Verejný kľúč je spolu s algoritmom zverejnený.

Hammingove (n, k) kódy možno použiť na šifrovanie dát, ak sú dodržané nasledujúce podmienky:

- vysielač strana pozná maticu K (verejný kľúč),
- prijímač strana pozná typ Hammingovho (n, k) kódu, matice S , G a P (súkromný - tajný kľúč) a kontrolnú maticu H na korekciu náhodne generovaného chybového vektora.

Príslušné šifrovacie zobrazenie $T_k(z)$ takto definovaného kryptosystému je:

$$T_k(z) = z \cdot K + c, \quad (3)$$

kde c reprezentuje vektor dĺžky n náhodne generovaný vysielačom správy pre každý blok správy. Prijímač strana prijme signál, ktorý je reprezentovaný vektorom $y = T_k(z)$.

Dešifrovanie prebieha podľa nasledujúcich krokov [3]:

- nájdenie inverznej permutačnej matice P^{-1} a výpočet $y \cdot P^{-1}$,
- eliminácia chybového vektora c pomocou kontrolnej matice H , t. j. výpočet $(y \cdot P^{-1}) \cdot H^T$,
- nájdenie kódu $z \cdot S$ pomocou generačnej matice G ,
- nájdenie inverznej matice S^{-1} a výpočet originálneho vektora z .

The encoding of a plain text word $z = (z_1, z_2, \dots, z_k)$ is as follows:

$$u = z \cdot G, \quad (1)$$

where G is generating matrix of linear systematic code of the size $k \times n$ and u are the code words.

The Hamming (n, k) codes are the linear block codes with following properties:

- code word length is $n = 2^m - 1$,
- message length is $k = 2^m - m - 1$,
- check parity is $m = n - k$,
- minimal Hamming distance $d_{min} = 3$ (for perfect codes),
- error-correcting capability $t = 1$ in each code word.

The main idea of the use Hamming (n, k) codes for ciphering a plain text is based on the masking of the generating matrix G . Generating matrix is transformed by binary matrixes S and P to the matrix K according to:

$$K = S \cdot G \cdot P, \quad (2)$$

where: S is the binary convertible matrix of the side $k \times k$,
 P is the permutation matrix of the side $n \times n$, which it is created from the eye matrix by changing its rows and columns.

This system can be classified as the public key cryptosystem.

The private key consists of three matrixes S , G and P and the public key of the matrix K only, which is publicly known with the algorithm, too.

The Hamming (n, k) codes can be used as the cipher codes when the following conditions are kept:

- transmitting side knows the matrix K (public key),
- receiving side knows the type of Hamming (n, k) code, the matrixes G , S , P (private key) and the check matrix H for correction of random error vector.

Transformation of this cryptosystem $T_k(z)$ is given by

$$T_k(z) = z \cdot K + c, \quad (3)$$

where c is the n -bits error vector of weight $\leq t$, that is at random generated from the transmitting side for every code word. The receiving side receives the signal, which can be represented by vector $y = T_k(z)$

The deciphering process is realised according to the following steps [3]:

- determination of the inverse permutation matrix P^{-1} and calculation $y \cdot P^{-1}$,
- elimination of error vector c by check matrix H by calculation $(y \cdot P^{-1}) \cdot H$,
- determination of the code $z \cdot S$ by means of the G
- calculation the original vector z by the binary inverse matrix S^{-1} use.

3 ANALÝZA VÝPOČTOVEJ ZLOŽITOSTI ŠIFRY

Kvalita šifry je daná zložitou šifrovacieho a dešifrovacieho algoritmu. Zložitost šifrovacieho a dešifrovacieho algoritmu možno určiť z počtu cyklov priemerne potrebných na dešifrovanie kryptogramu. Čím je šifra zložitejšia, tým viac cyklov bude potrebných na jej prelomenie a to samozrejme zaberie viac času. Dnes je známych mnoho kryptoanalytických útokov [3]. Algoritmus kvalitnej šifry predpokladá len útok hrubou silou, t. j. vyskúšanie všetkých možných kombinácií kľúča.

Kvalita analyzovanej šifry spočíva v tom, že určenie spätnej šifrovacej transformácie $T_k(z)^{-1}$ nie je možné prostredníctvom výpočtu inverznej matice K^{-1} , pretože každý odosielaný blok správy je po zašifrovaní znáhodňovaný n -bitovým chybovým vektorom c . Vzhľadom na to je dešifrovanie bez znalosti tajnej časti kľúča aj pre malé dimenzie (n, k) výpočtovo zložitý problém, ktorý je obtiažne vyriešiť v reálnom čase. Druhá cesta rozlomenia šifry vychádza zo znalosti nielen kľúča K , ale aj algoritmu a znamená nájsť a vyskúšať všetky submatice P, S, G , ktoré sú súčasťou kľúča a na základe kontrolnej matice H eliminovať chybový vektor c .

Autori sa pokúsili určiť výpočtovú zložitost tohto problému pri použití Hammingových (n, k) kódov, pretože komerčných zariadení tohto typu (pre korekciu jednoduché chyby) sa v praxi vyskytuje najviac. Hodnoty sú uvedené pre dimenziu od $m = 3$ do $m = 13$ v tab. 1. Z tabuľky vidieť ako klesá redundancia r [%] u väčších dimenzií (od hodnoty $n = 1023$ je $r < 1$ %).

3 ANALYSIS OF CIPHER QUALITY

The cipher quality is given by the complexity of deciphering algorithm. The complexity of deciphering algorithm can be determined by the number of cycles that the algorithm needs for deciphering cryptogram in average. The complexity of the cipher is proportional to time for the breaking of deciphering algorithm. Many of cryptanalytic attacks are well known today [3]. Quality cipher algorithm assumes the brute force attack only. It means trying all combinations of key.

The quality of analysed cipher algorithm resides in determination of inverse ciphering transformation $T_k(z)^{-1}$. This determination is not able to be realised by inverse matrix K^{-1} , because for every transmitted code word is created the randomisation of cryptosystem by n -bits error vector c . In respect to it deciphering is complicated already for small (n, k) dimension and it is impossible to solve in real time operation.

The second way for breaking deciphering algorithm is based on the knowledge not only of the public key K and also algorithm. It means that potential hacker must find and test all submatrixes P, S, G (which can be the part of key K) and eliminate the error vector by check matrix H .

Authors tried to analyse the cipher quality of cryptographic system based on Hamming (n, k) codes because the commercial equipment with these types of codes (for correction of simply error) is very often used. A list of the valid Hamming code parameters with check parity m from $m = 3$ to $m = 13$ is provided in the Table 1. This table shows how redundancy r [%] decreases for larger dimension of n (for n larger than 1023 is redundancy less than 1 %).

Výpočtová zložitost šifry na báze Hammingových (n, k) kódov
Quality of cryptographic system based on Hamming (n, k) codes

Tab. 1

m	k	n	r [%]	n!	v_k	P_{RM}
3	4	7	42.86	5040	11811	20160
4	11	15	26.6	$1.30767 \cdot 10^{12}$	$5.71623 \cdot 10^{13}$	$7.68105 \cdot 10^{35}$
5	26	31	16	$8.22283 \cdot 10^{33}$	$4.56733 \cdot 10^{39}$	$9.05446 \cdot 10^{202}$
6	57	63	9.52	$1.98260 \cdot 10^{87}$	$3.05394 \cdot 10^{103}$	$3.21397 \cdot 10^{977}$
7	120	127	5.51	$3.01266 \cdot 10^{213}$	$2.51922 \cdot 10^{253}$	$1.96120 \cdot 10^{4334}$
8	247	255	3.17	$3.35085 \cdot 10^{504}$	$2.36007 \cdot 10^{595}$	$8.04651 \cdot 10^{18364}$
9	502	511	1.76	$6.79158 \cdot 10^{1163}$	$3.66854 \cdot 10^{1360}$	$0.0180495 \cdot 2^{2.52008 \cdot 10^5}$
10	1013	1023	0.97	$5.29153 \cdot 10^{2636}$	$1.13471 \cdot 10^{3050}$	$0.0180495 \cdot 2^{1.02617 \cdot 10^6}$
11	2036	2047	0.54	$8.16744 \cdot 10^{5890}$	$8.08367 \cdot 10^{6739}$	$0.0180495 \cdot 2^{4.1453 \cdot 10^6}$
12	4083	4095	0.29	-	$3.20101 \cdot 10^{14753}$	$0.0180495 \cdot 2^{1.66708 \cdot 10^7}$
13	8178	8191	0.16	-	-	-

Poznámka: Výsledky uvedené v tab.1 boli získané s využitím programového nástroja DERIVE; bežne dostupné programy (napr. MATLAB, EXCEL) dokážu vypočítať max. 170! a obdobné obmedzenia majú aj pre výpočet ďalších hodnôt, čo súvisí s problémom reprezentácie čísla väčšieho ako 10^{308} v pamäti počítača. Hodnoty označené pomlčkou sú programovým prostriedkom DERIVE nevyčísliteľné.

Note: The parameters shown in the table were calculated via the programme DERIVE. The commercial programmes (E.g. MATLAB, EXCEL) are able to compute values max. 170!. Similar limits are valid also for computation of further values, what causes the problem to represent a number larger than 10^{308} in computer memory. The values marked by symbol "-" are impossible to compute by DERIVE programme.

Výpočtovú zložitosť ovplyvňujú nasledujúce faktory:

A. výpočet inverznej permutačnej matice P^{-1}

Permutačná matica je veľkosti $n \times n$ bitov. Nájdenie všetkých permutačných matic je zložitý problém najmä pre väčšie dimenzie n , lebo počet kombinácií odpovedá hodnote $n!$. V tab. 1 je tento parameter vypočítaný maximálne pre kód (2047, 2036).

Po nájdení všetkých inverzných permutačných matic treba pre každý prijatý vektor y vyskúšať výpočet $y \cdot P^{-1}$.

B. eliminácia chybového vektora c

Chybový vektor n -bitový s váhou $w(c) \leq t$, kde t je počet korigovaných chýb. Celkový počet rôznych chybových vektorov $c \cdot P^{-1}$ pre slova dĺžky n potom je:

$$p = \binom{n}{0} + \binom{n}{1} + \dots + \binom{n}{t}. \quad (4)$$

Chybový vektor sa deteguje pomocou techniky známej z teórie korekčných kódov, na základe znalosti kontrolnej matice H veľkosti $n \times (n - k)$, ktorá sa určí z generujúcej matice G veľkosti $n \times k$ a jednotkovej matice I veľkosti $(n - k) \times (n - k)$. Výpočtom $(y \cdot P^{-1}) \cdot H^T$ sa zistí, v ktorom stĺpci matice je chyba a táto sa následne eliminuje. (Poznámka: H^T je transponovaná kontrolná matica.)

C. hľadanie pôvodného vektora $z \cdot S$

Ak G je generačná matica systematického kódu, je tento proces hľadania zjednodušený, pretože z priestoru možných kódových kombinácií V_n stačí sledovať zdrojový podpriestor V_k , v ktorom sa nachádzajú kombinácie informačnej časti. Počet takýchto možností je [3]:

$$v_k = \prod_{j=0}^{k-1} (2^{n-j} - 1) \cdot (2^{k-j} - 1)^{-1}. \quad (5)$$

D. hľadanie inverznej matice S^{-1}

Matica S je veľkosti $k \times k$ bitov a musí byť invertovateľná. Všetky kombinácie regulárnych matic S sa môžu pre nesystematicky vypočítať podľa [3]:

$$P_{RM} = 2^{k^2} \prod_{j=1}^k (1 - 2^{-j}) \cong 2^{k^2} \cdot 0,29. \quad (6)$$

kde k je dĺžka správy.

ZÁVER

Z tab. 1 vidieť, že už pre malé dimenzie Hammingových (n, k) kódov je počet kombinácií pri výpočte čiastkových častí kľúča značný. Výpočet všetkých kombinácií jednotlivých častí kľúča pre dimenzie od $(n, k) \rightarrow (511, 502)$ je obtiažne realizovateľný v reálnom čase. Pre nájdenie originálneho kľúča je potrebné všetky vypočítané kombinácie správne skombinovať, čo je tiež

The following factors influence the quality of deciphering algorithm:

A. calculation of inverse permutation matrixes P^{-1}

Permutation matrix P is of the side $n \times n$. The determination of all permutation matrixes P is a complicated problem mainly for larger dimension of code word n as the number of all combinations is n factorial. N factorial in Table 1 is computed maximally for (n, k) code (2047, 2036). After the determination of all inverse permutation matrixes P^{-1} it is necessary to calculate $y \cdot P^{-1}$ for all received vectors y .

B. elimination of error vector c

The error vector c is n -bits vector with the weight $w(c) \leq t$, where t is number of correcting errors. The total number of various errors vectors $c \cdot P^{-1}$ for code word of length n then is

$$p = \binom{n}{0} + \binom{n}{1} + \dots + \binom{n}{t}. \quad (4)$$

The error vector can be detected with the help error-correcting techniques. This algorithm is based on knowledge of the check matrix H of the side $n \times (n - k)$ which can be determined by generating matrix of the side $n \times k$ and from the eye matrix I of the side $(n - k) \times (n - k)$. The column of matrix with error is determined according to expression $(y \cdot P^{-1}) \cdot H^T$. In the next step the error is eliminated. (Note: H^T is a transposed matrix of H matrix).

C. determination of original vector $z \cdot S$

If G is generating matrix of systematic code, this process of determination of vector $z \cdot S$ is easier as it is enough to examine the combination of source subarea V_k from area of all combination V_n . Number of such possibilities is [3]:

$$v_k = \prod_{j=0}^{k-1} (2^{n-j} - 1) \cdot (2^{k-j} - 1)^{-1}. \quad (5)$$

D. determination of inverse matrixes S^{-1}

S is a matrix of the side $k \times k$ and must be inverse. All combination of regular matrixes S for non-systematic code can be determined according to [3]:

$$P_{RM} = 2^{k^2} \prod_{j=1}^k (1 - 2^{-j}) \cong 2^{k^2} \cdot 0,29. \quad (6)$$

where k is message length.

CONCLUSION

Table 1 shows that the number of key pieces combination is high already for relatively small code dimensions Hamming (n, k) codes. Computing combinations of all key pieces from dimension $(n, k) \rightarrow (511, 502)$ is realised problematically in real time operation. To find the original key, it is necessary combine the determined combination correctly, which it is time demanding problem, too.

časovo veľmi náročný problém. Možno konštatovať, že analyzovaný šifrovací systém (za predpokladu útoku hrubou silu) je výpočtovo zložitý.

Uvedený šifrovací systém je vhodný na použitie pre špecializované prenosy v úrovni linkovej vrstvy, kde sa vyžaduje rýchly prenos dát pri zaručenej dôvernosti prenášaných informácií. Výhodné by bolo, keby kodér-dekodér plnil okrem šifrovacej funkcie aj funkciu korekčnú (myslí sa korekcia chýb spôsobených šumom). Pre takúto aplikáciu predpokladáme možnosť využitia algoritmov na báze samoopravných kódov pre viacnásobné chyby akými sú napr. algoritmy BCH kódov. U týchto kódov sa zároveň zvyšuje odolnosť voči prelomeniu šifry aj pri použití iných kryptoanalytických útokov.

Táto práca bola riešená v rámci grantových projektov číslo:

- 1/5255/98 s názvom: „Teoretický aparát pre analýzu a syntézu systému protokolov komunikačného systému s osobitným sortimentom služieb“,
- 1/5230/98 s názvom: „Teoretický aparát pre analýzu a syntézu s definovanou úrovňou bezpečnosti“.

Recenzenti: D. Levický, P. Tomašov

We can say that the analysed cipher system is complex of computation (assuming only brute force attack). We would recommend its use in special applications for fast and confidential transmission in the line layer of the OSI.

If cipher-decipher algorithms had also the error-correcting coding function (i. e. elimination influences of channel), it would be a big advantage. For this application we assume using of multi-error correcting coding algorithms, e. g. algorithm of BCH codes, whose ciphering algorithm is more resistant against the other cryptanalytic attacks.

This work is a part of grant research projects:

- 1/5255/98 with the title “Theoretical apparatus for analysis and synthesis of communication system protocol with special service set”,
- 1/5230/98 with the title: “Theoretical apparatus for analysis and synthesis of system with defined level of safety”.

Reviewed by: D. Levický, P. Tomašov

LITERATÚRA - REFERENCES

- [1] CLARC, G. C., CAIN, J. B.: Error Correcting Coding for Digital Communications, Plenum Press, New York, 1988
- [2] DOBDA, L.: Ochrana dat v informačných systémech, GRADA, Praha, 1998
- [3] GROŠEK, O., PORUBSKÝ, Š.: ŠIFROVANIE, GRADA, Praha, 1992
- [4] KONVIT, M.: Teória oznamovania, ALFA, Bratislava, 1989
- [5] NOVÁK, L.: Duhová série (Rainbow Series), Hodnocení informační bezpečnosti, Seminár AFOI, Praha, 1995, str. III-1 - III-15
- [6] STAUDEK, J.: Kryptografie a bezpečnost, LanCom, február 1998, str. 14 - str. 22

Petr Kadaník *

NFO RIADENIE OTÁČOK ASYNCHRÓNNEHO MOTORA BEZ POUŽITIA MECHANICKÉHO SNÍMAČA RÝCHLOSTI

NFO SPEED CONTROL OF INDUCTION MOTOR WITHOUT USING SHAFT ENCODER

V príspevku je popísaný systém riadenia asynchrónneho motora bez použitia mechanického snímača polohy či otáčok rotora. Riadiaci systém je založený na princípe tzv. prirodzeného riadenia (natural field orientation -NFO). Táto metóda umožňuje určiť aktuálnu pozíciu priesotorového vektora magnetického poľa vo vnútri motora, čo je predpoklad pre jeho vektorové riadenie, len zo známych statorových napätí a prúdov. Všetky výpočty veličín potrebných pre otáčkovú reguláciu sú vykonávané na základe matematického modelu asynchrónneho stroja. Tiež sú prezentované výsledky simulácie navrhnutého systému a pokusné realizácie na mikroprocesorovo riadenom elektrickom pohone s IGBT stridačom.

This article focuses on the design and analysis of a speed-sensorless vector control of induction motor based upon a Natural Field Orientation (NFO). This method allows high-dynamic vector control of PWM VSI fed induction motor. The main merit of NFO is given by no requirement on any speed or position sensor. The presence of a tachogenerator or optical shaft encoder is commonly undesirable. These transducers significantly increase the costs and reduce the reliability and robustness of the overall system. The NFO method doesn't employ computationally extensive algorithms such as Model Reference Adaptive System or methods based on Kalman filter. Simulation results from a model-based computer-aided design approach using MATLAB/SIMULINK software will be presented.

1. Introduction

Induction motor (IM) enjoys many advantages over DC motor, including better power to weight ratio, lower inertia and costs (fewer maintenance requirements). Unfortunately, IM has a nonlinear and a highly interactive multivariable control structure which presents an involved control task. However, the dynamic behaviour of IM can be viewed in a manner analogous to DC motor provided the machine is modelled in an appropriate manner and decoupled control of torque and flux current components can then be achieved. Such control is termed vector or field-oriented control, and its implementation allows the IM to develop dynamic operating characteristics comparable to a DC motor.

With vector control, the object is to control IM in the same way as DC motor, and thus obtain their good dynamic response. DC machines essentially have stationary and orthogonal field and armature fluxes. Vector controllers develop similar flux components in a rotating 2-axis ($d - q$) coordinate system. These two components maintain orthogonality and are controlled independently in all situations by control of their corresponding stator current components.

To realise such control, a mathematical transformation is used to represent the 3-phase stator currents in an equivalent rotating 2-axis co-ordinate system. In 3-phase form, the stator currents (i_a, i_b, i_c) are stationary in space with directions defined by the stator windings along $a - b - c$ axes. Once in space phasor

form, it is convenient for IM analysis to express the phasor in terms of 2-axes rather than the original 3. A stationary 2-axis reference frame is represented by windings α and β . In rotating 2-axes form, the stator currents are resolved into direct (d) and quadrature (q) axis components with the d -axis fixed to the machine flux (Fig. 1). Hence the $d - q$ axes rotate in space at synchronous speed.

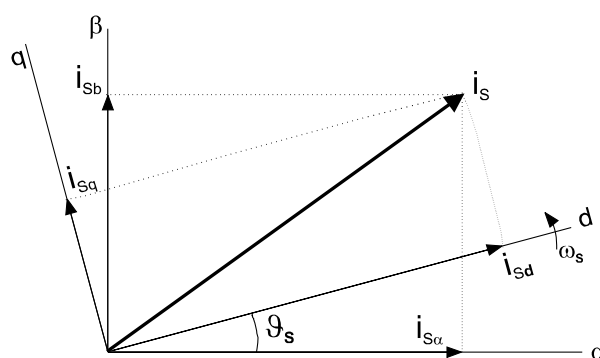


Fig. 1 Stator current vector i_s and his components in stationary ($\alpha - \beta$) and in rotating ($d - q$) 2-axes reference frame

With stator currents in $d - q$ form, the torque expression of the IM is analogous to that of the DC machine. For the DC

* Ing. Petr Kadaník

Department of Electrical Drives & Traction, Czech Technical University, Faculty of Electrotechnical Engineering, Technická 2, Prague 6, Czech Republic, Phone: +420-2-2435 2812, Fax: +420-2-311 99 72, e-mail: kadanik@feld.cvut.cz

machine, the torque $M \approx I_f I_a$; where the field current I_f can be held constant, and the armature current I_a is used to control machine torque. For IM, $M \approx I_d I_q$; where the d-axis current I_d corresponds to field current I_f , and the q-axis current I_q corresponds to armature current I_a . Control of I_d and I_q therefore allows DC machine performance to be obtained from induction machines.

The transformation from stationary ($\alpha - \beta$) reference frame to synchronously rotating ($d - q$) reference frame (and the inverse from $d - q$ to $\alpha - \beta$) requires the instantaneous angular position ϑ_s of the machine flux (hence the d -axis) with respect to the reference stator winding.

It is difficult to detect motor flux and, therefore, it is usually calculated in a mathematical model from measured stator currents and rotor speed. In such a case, the IM must be equipped with a speed sensor.

However, speed or position sensor still represents a considerable part of the total costs of the electrical drive. Moreover, the robustness of the system is also reduced by this sensor. In a large majority of industrial applications, inverter-fed AC drives with standard IM are used. These drives operate with a simple open-loop control and don't require any mechanical sensor. However, they are only suitable for applications demanding low dynamic performance.

2. Principle of NFO

The basics of Natural Field Orientation (NFO) were firstly introduced by Ragnar Jönsson from Sweden and patented as "Method and apparatus for controlling an AC induction motor by indirect measurement of the air gap voltage" in 1994.

NFO is based on the same elementary theory and ideas as vector control. However, the problem of keeping track of the magnetic field position has been solved in a "natural" way. The control system does not try to measure or estimate the magnetic field. Instead, it assumes that the motor will generate a proper magnetic field as long as it gets correct control signals^[2]. The main assumption for getting correct control is to maintain magnetic flux constant. If this simple requirement is fulfilled there will always be correct field orientation.

A simple equation for induced (or back-emf) voltage can be obtained from modified equivalent IM's circuit^[1]: $U_i = j\omega_s L_m I_m$ (evident DC machine analogy). It is obvious that the quotient U_i/ω_s should be kept constant because this will keep the amplitude of I_m constant, too. This condition is satisfied by estimating voltage U_i and making the frequency ω_s proportional to U_i . Motor flux angular position is then achieved by ω_s integration. This knowledge is the basis for NFO control. The simplified NFO control scheme is shown in Fig. 2.

The induced voltage U_i cannot be measured directly because it exists inside the motor. But it is possible to measure the terminal voltage U_s and the stator current I_s and then calculate U_i according to Ohm's law. This is made in the stator-fixed ($\alpha - \beta$) coordinates. The results of the measuring and calculation are a rotating vector of induced voltage U_i , which is immediately transformed to field coordinates ($d - q$). In the field coordinates the induced voltage components U_{id} and U_{iq} are DC voltages. For the calculation of synchronous speed ω_s , only quadrature component U_{iq} is used because U_{id} should be zero if the parameters of the motor model are set correctly (see diagram on Fig. 3).

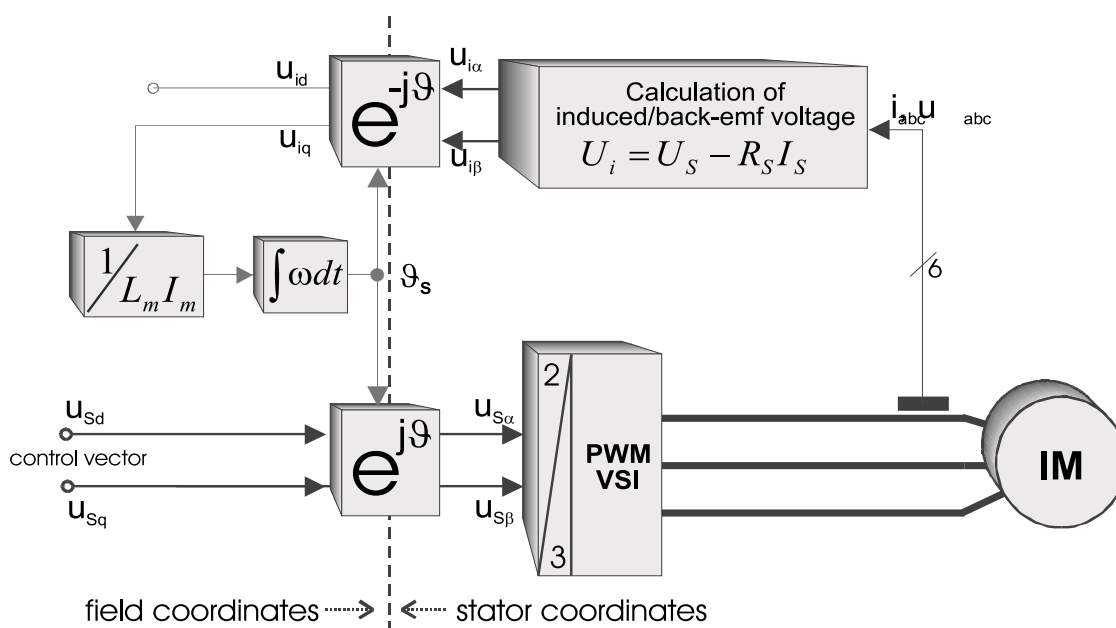


Fig. 2 Simplified NFO Control scheme

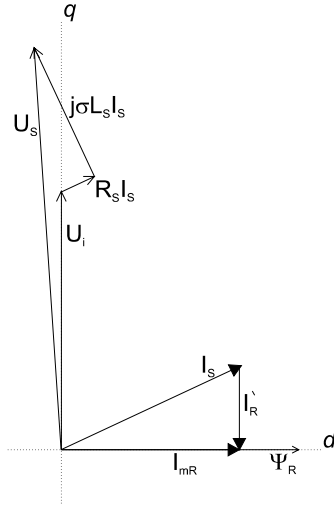


Fig. 3 Phasor diagram for Fig. 4

3. Induction motor model

An induction motor, under simplifying assumptions, may be described by a set of non-linear equations. In our case, it is suitable to use the equations in the rotor-flux reference frame ($d - q$).

The rotor flux reference frame rotates at speed ω_s (and angle ϑ_s) with respect to the stator reference, and the d -axis is fixed to the rotor flux space phasor Ψ_R . Then Ψ_{Rq} must be zero, and

$$-R = \Psi_{Rd} + j\Psi_{Rq} = \Psi_{Rd} \quad (1)$$

The equivalent rotor magnetising current i_{mR} is defined as [1]

$$i_{mR} = i_s + \frac{L_R}{L_m} i_R = \Psi_{Rd} \frac{L_R}{L_m} \quad (2)$$

according to the modified equivalent circuit of IM (Fig. 4). Space relations between the quantities of the equivalent circuit are shown in Fig.3.

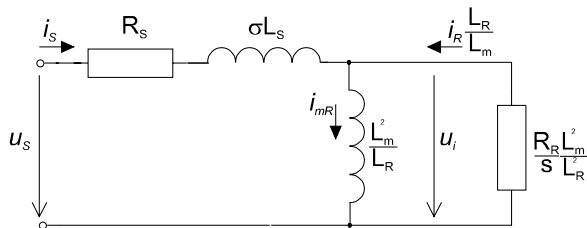


Fig. 4 Modified equivalent circuit of IM

Then the IM's voltage equations in the rotor flux reference frame can be written as

$$u_{sd} = R_s i_{sd} + \sigma L_s \frac{di_{sd}}{dt} - \omega_s \sigma L_s i_{sq} + (1 - \sigma) L_s \frac{di_{mR}}{dt} \quad (3)$$

$$u_{sq} = R_s i_{sq} + \sigma L_s \frac{di_{sq}}{dt} + \omega_s \sigma L_s i_{sd} + (1 - \sigma) L_s \omega_s i_{mR} \quad (4)$$

$$0 = \frac{R_R}{L_R} L_m (i_{mR} - i_{sd}) + L_m \frac{di_{mR}}{dt} \quad (5)$$

$$0 = -\frac{R_R}{L_R} L_m i_{sq} + (\omega_s - \omega) L_m i_{mR} \quad (6)$$

The developed electromagnetic torque of IM with p_p poles pairs is given by

$$m_i = \frac{L_m}{L_R} p_p \Psi_{Rd} i_{sq} \quad (7)$$

The following equations for back-emf voltage U_i can be written

$$u_{id} = u_{sd} - R_s i_{sd} - \sigma L_s \frac{di_{sd}}{dt} + \omega_s \sigma L_s i_{sq} \quad (8)$$

$$u_{iq} = u_{sq} - R_s i_{sq} - \sigma L_s \frac{di_{sq}}{dt} - \omega_s \sigma L_s i_{sd} \quad (9)$$

Comparing eq.(3, 4) and (8, 9) gives (with simplified assumption: $i_{mR} = \text{const}$, $\sigma = 0$) expression for stator frequency calculation

$$\omega_s = \frac{u_{iq}}{(1 - \sigma) L_s i_{mR}} = \frac{u_{sq} - R_s i_{sq}}{L_s i_{mR}} \quad (10)$$

For rotor speed, with using eq. 5, 6 and 10, it can be written

$$\omega = \frac{u_{iq} - R_R i_{sq}}{L_s i_{mR}} \quad (11)$$

The block scheme shown in Fig. 2 represents the NFO computing core executing the rotor speed ω and the rotor flux position ϑ_s calculation. This scheme uses measured stator currents and voltages ($i_{s\alpha}, i_{s\beta}, u_{s\alpha}, u_{s\beta}$) in stator reference frame and q -component of stator current in rotor flux reference frame and magnetising current i_{mR} from a superior control system as input values.

4. Speed control with estimated speed signal

The rotor speed and motor flux angular position are estimated using the NFO computing core, and it is introduced into a standard rotor field oriented control system with induction machine.

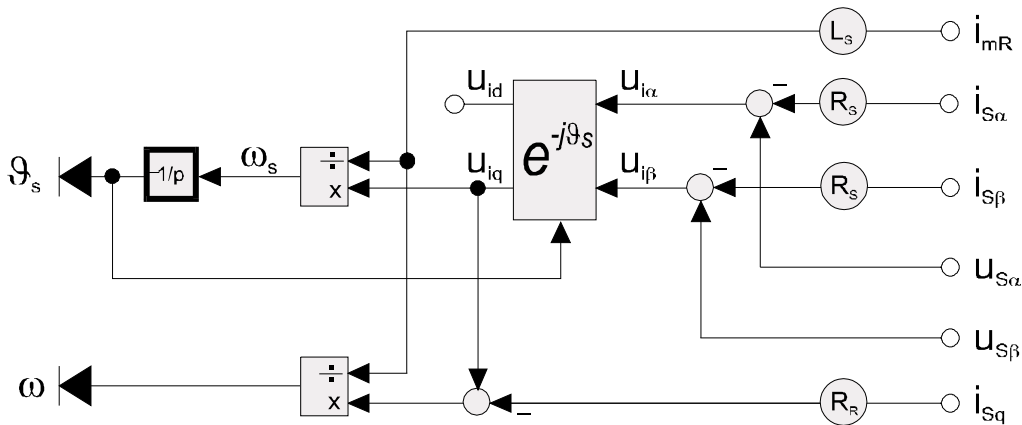


Fig. 5 NFO Computing Core

Feedback magnetising current signal i_{mR} is estimated using equation (5). PI controllers are used for speed and currents control loops.

The electrical signals serving as input to the NFO Control in Fig. 6 are the stator voltages and currents as represented by the orthogonal set $u_{S\alpha}, u_{S\beta}, i_{S\alpha}, i_{S\beta}$ of AC quantities. The flux is set as a reference quantity i_{mR}^* , that may be subject to change for field weakening.

Executing the integration of ω_s (to get flux angle) in field coordinates reduces the effect of integrator drift at low stator frequency to a normal offset that is common with analogue signal processing.

5. Simulation Results & Conclusions

The proposed algorithm was verified by computer simulation (MATLAB/Simulink) and it was found to perform well in both transient and steady states.

For the simulation the MATLAB/Simulink software was used. The parameters of induction motor were: $P_n = 4$ kW, $U_n = 220$ V, $I_n = 9.2$ A, $R_S = 1.25$ Ω , $R_R = 1.32$ Ω , $L_S = L_R = 0.136$ H, $L_m = 0.12$ H, $M_n = 40$ Nm, $p_n = 3$, $n_n = 960$ rpm.

In Fig. 7 starting, reversing and loading transients for 4 kW IM are presented.

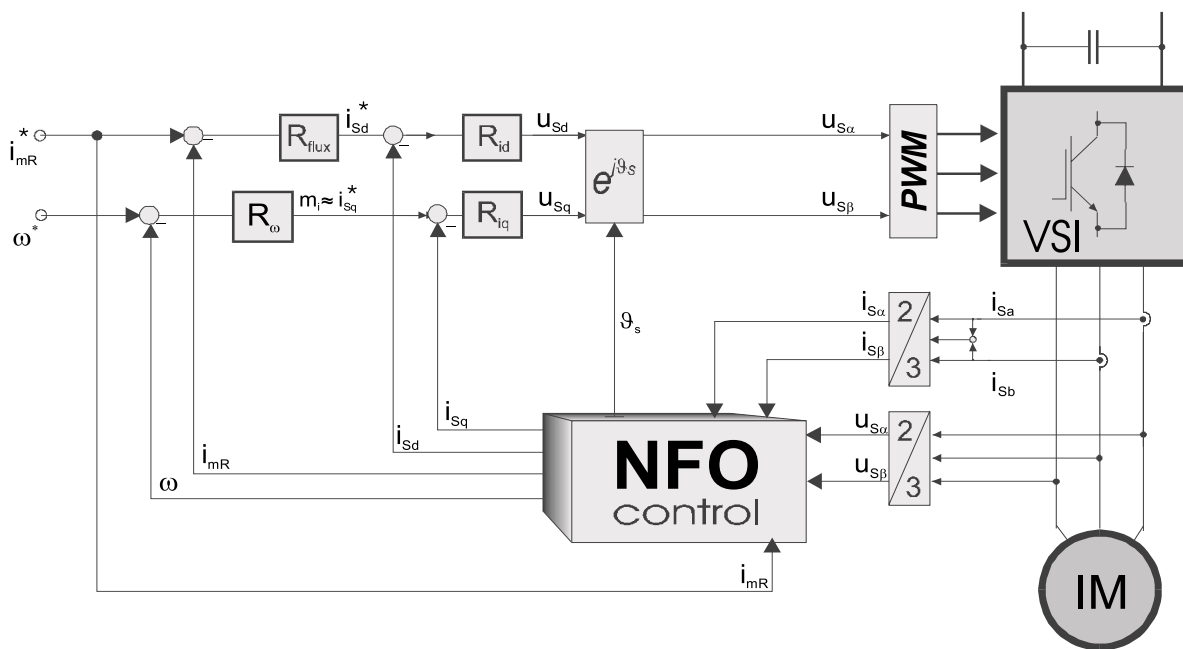


Fig. 6 Proposed scheme for speed-sensorless control of IM based on NFO algorithm

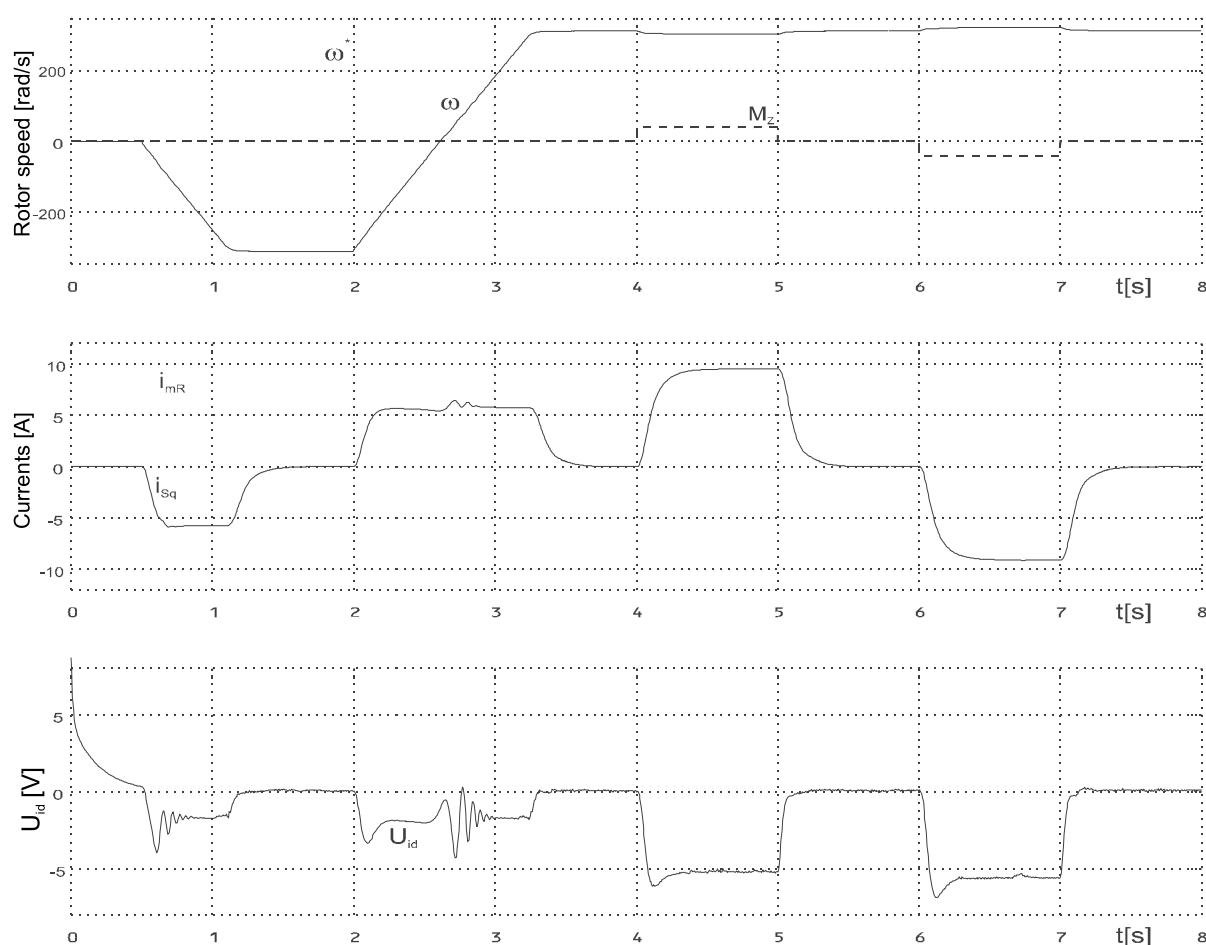


Fig. 7 Simulation results for 4 kW Induction motor

The U_{id} deviation from zero value (see the 3-rd graph in Fig. 7) can be integrated with a relatively long time constant and used as a compensating signal for the stator resistance parameter in motor model.

The basic NFO Control version used for simulation in this paper may be augmented in various ways for attaining still higher levels of accuracy and performance.

6. Proposed experimental structure

The aims of the next steps will include the finishing brand new 3-phase IGBT inverter.

For this purpose the integrated intelligent IGBT module MiniSkiip 82AC06 and IGBT driver SKHI60 Semidriver manufactured by SEMIKRON. Stator currents measuring is done by LEM LTS 25-NP. The information of the stator voltages can be obtained by measuring (voltage transformers, LEM LV 25-P) or by reconstruction from the sensed pulses width of PWM

voltage on the terminals (TTL signal) and measured DC-link voltage UD.

NFO Control algorithm will be implemented firstly using NFO Controller DemoBoard (based on INTEL87C196MC) - see Fig. 8 - and then using Texas Instruments DSP TMS320F240.

References

- [1] NOVOTNY, D. W. - LIPO, T. A.: Vector Control and Dynamics of AC Drives, New York 1996
- [2] JÖNSSON, R.: Natural Field Orientation (NFO) Provides Sensorless Control of AC Induction Servo Motors, PCIM Magazine, June 1995
- [3] JÖNSSON, R. - LEONHARD, W.: Control of induction motor without a Mechanical sensor based on the principle of Natural Field Orientation, IPEC '95, April 1995, Yokohama

Reviewed by: M. Žalman, B. Dobrucký

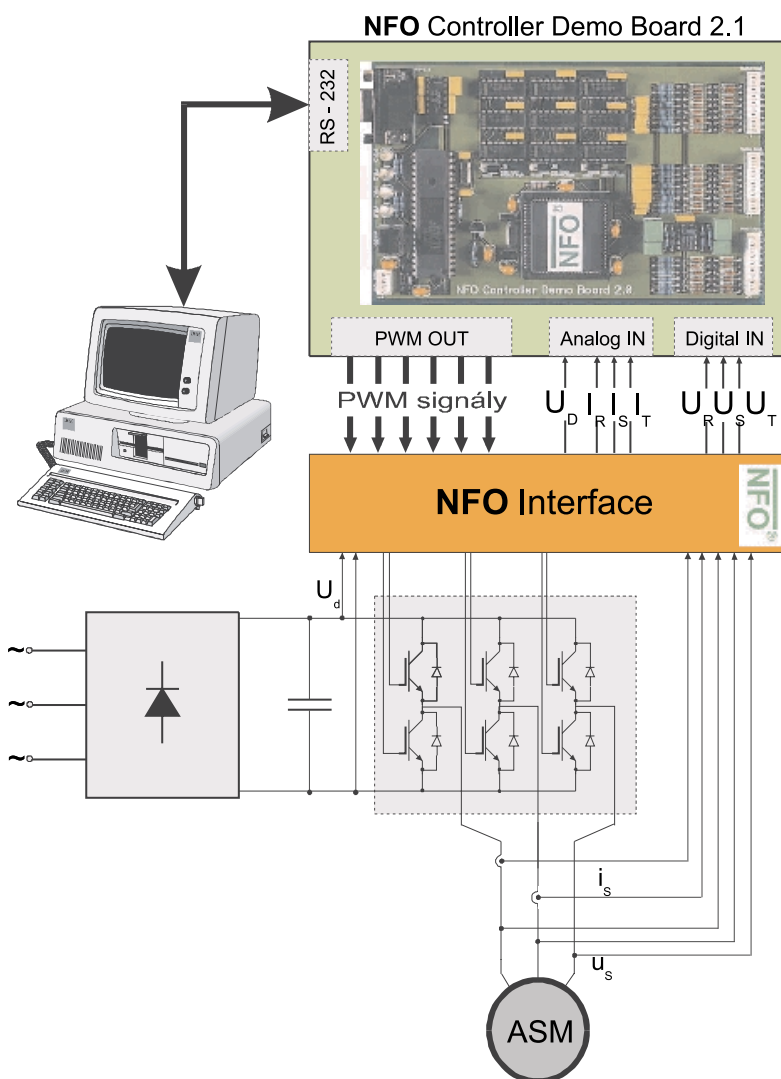


Fig. 8 Proposed experimental workstation

Blanka Paulinyová - Marian Mikulík - Daniela Zvarková *

PRÍSPEVOK K RIEŠENIU TLAKOVÝCH STRÁT VÝMENNÍKA TEPLA

CONTRIBUTION TO THE SOLUTION OF PRESSURE LOSSES OF A HEAT EXCHANGER

Článok sa zaoberá výpočtom tlakových strát tepelných výmenníkov a ich jednotlivých častí. Riešené sú tlakové straty miestne aj dĺžkové v prierezoch kruhových aj rôzne tvarovaných. Sú uvedené rôzne alternatívy zapojenia viacerých rúrkových výmenníkov tepla. Môžu byť použité teplotnosné médiá kvapalné aj plyné, ako aj rôzne chladivá. Použitím tohto výpočtu je možné dimenzovať čerpadlá alebo ventilátory, čo má priamu spojitosť s prevádzkovými a investičnými nákladmi.

Tlakové straty, ktoré vznikajú pri prúdení skutočných tekutín potrubím a výmenníkmi tepla, možno rozdeliť na straty trením a straty vradenými (miestnymi) odporami. Straty trením vznikajú v celom objeme prúdiacej tekutiny (t. j. v celom prietochom priereze a na celej dĺžke potrubia), straty vradenými odporami sa obmedzujú len na tú časť, kde dochádza k narušeniu prúdu (k deformácii rýchlostného profilu).

Tlakové straty možno počítať z dvoch základných vzťahov:

$$a) \Delta p_1 = \lambda \frac{1}{d_e} \cdot \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}], \quad (1)$$

pre výpočet tlakových strát rovnej časti dĺžky l [m] (dĺžkovej straty) a vnútorného prierezu d_e [m].

$$b) \Delta p_m = \Sigma \xi \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}], \quad (2)$$

pre určenie miestnych odporov tvarových kusov, vstupov a výstupov rúrok výmenníka tepla z rúrkovnice, zmeny prierezu a pod., kde:

$\Sigma \xi$ - súčet všetkých miestnych odporov,

w - stredná rýchlosť prúdu [$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$],

ρ - špecifická hustota prúdiacej tekutiny [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$],

λ - súčiniteľ trenia [-],

d_e - ekvivalentný priemer rúrky, u nekruhového priemeru

$$d_e = \frac{4S}{U}, \text{ u kruhového prierezu } d_e = d,$$

kde: S - plocha [m^2],

U - obtekaný obvod [m].

This paper tells deals with the calculation of pressure losses of heat exchangers and its individual parts. Local and length pressure losses in circular sections and also sections of different shape are dealt with. There are different alternatives of tubular heat exchangers connection. Liquid and gaseous heat carrying agents and various coolants can be used. It is possible to dimension pumps or ventilators by this calculation. Operation and investing charges also depend on that.

Pressure losses that are built up in real fluid flow through a pipeline and heat exchangers can be divided into losses by friction and local resistance.

Losses by friction are built up in the whole volume of flowing fluid (that means the losses by local resistance are limited only to that part where there is current impaired in the whole through-flow section and pipeline length).

Pressure losses can be calculated from two basic relations:

$$a) \Delta p_1 = \lambda \frac{1}{d_e} \cdot \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}], \quad (1)$$

for calculation of pressure losses of the straight part of length l [m] (length losses) and inside diameter d_e [m].

$$b) \Delta p_m = \Sigma \xi \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}], \quad (2)$$

for determination of local resistance of formed pieces, fittings inlet and outlet of tube of heat exchanger from the tube plate, section change and so on. Where:

$\Sigma \xi$ - the total of all local resistance,

w - the middle speed of flow,

ρ - specific density of flowing fluid,

λ - coefficient of friction,

d_e - equivalent diameter of the tube, with not circular section

$$d_e = \frac{4S}{U}, \text{ with circular section } d_e = d,$$

where: S - surface [m^2],

U - by passed circuit [m].

* Ing. Blanka Paulinyová, PhD., Ing. Daniela Zvarková, PhD., Ing. Marián Mikulík,

Department of Heat and Hydraulic Machines, Faculty of Mechanical Engineering, University of Žilina, Veľký diel, 010 26 Žilina, Slovak Republic, Phone: ++421-89-5252541, e-mail: pauliny@fstroj.uct.sk, zvarkova@fstroj.uct.sk, mikulik@fstroj.uct.sk

Celková tlaková strata bude tvorená súčtom tlakovej straty miestnej aj dĺžkovej:

$$\Delta p = \left(\lambda \frac{1}{d} + \sum \xi \right) \cdot \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}]. \quad (3)$$

Tlaková strata dĺžková

Hodnota súčiniteľa trenia λ [-] závisí od druhu prúdenia, teda od hodnoty Reynoldsovo čísla a od drsnosti stien potrubia.

Pri laminárnom prúdení, $Re < 2320$ nemá drsnosť potrubia na tlakové straty trením žiaden vplyv a súčiniteľ trenia λ závisí len od hodnoty Re .

Platí však:

$$\lambda = \frac{64}{Re}, \quad (4)$$

kde $Re = \frac{wd_e}{\nu}$, pričom:

w - rýchlosť prúdenia tekutiny [m.s^{-1}],

d_e - ekvivalentný priemer potrubia [m],

ν - kinematická viskozita prúdiacej kvapaliny [$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$].

Pri vyšších hodnotách Reynoldsovo čísla spočiatku závisí súčiniteľ trenia predovšetkým od hodnoty Re . Jeho vplyv však postupne klesá, až pri veľkých hodnotách Re ($Re > 10000$ - turbulentné prúdenie) postupne zmizne. Súčiniteľ λ potom závisí len od pomernej drsnosti rúrok. Tlakovú stratu môžeme ovplyvniť len drsnosťou potrubia. Zmena viskozity sa v tomto prípade neuplatní.

Pre turbulentné prúdenie sa v literatúre uvádza viac rovníc, napr. pre hladké rúrky do $Re = 8 \cdot 10^4$ našiel Blasius empirický vzťah:

$$\lambda = 0,3164 \cdot Re^{-0,25}. \quad (5)$$

Hermanov vzťah platí až do hodnoty $Re = 1,5 \cdot 10^6$:

$$\lambda = 0,0054 + Re^{-0,3}. \quad (6)$$

Teoreticky odvodil rovnicu pre súčiniteľa trenia v hladkých rúrkach Prandtl. Jeho vzťah upravený do explicitného tvaru platí s max. chybou 1 % do $Re = 108$:

$$\lambda = \frac{0,309}{\left(\log \frac{Re}{7} \right)^2}. \quad (7)$$

Potrubie možno považovať za hydraulicky hladké, ak platí:

$$\frac{k}{d} \leq \frac{30}{Re^{0,875}}, \quad (8)$$

Total pressure loss is given by total of local and length loss:

$$\Delta p = \left(\lambda \frac{1}{d} + \sum \xi \right) \cdot \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}]. \quad (3)$$

Length pressure loss

Value of the coefficient of friction λ [-] depends on the kind of flow, the value of the Reynold's number and roughness of pipeline walls.

The roughness of pipeline in laminar flow $Re < 2320$ does not have an influence on pressure losses by friction. The coefficient of friction depends only on the Re value.

It is valid that:

$$\lambda = \frac{64}{Re}, \quad (4)$$

where: $Re = \frac{wd_e}{\nu}$, where:

w - the speed of fluid flowing [m.s^{-1}],

d_e - equivalent diameter of pipeline [m],

ν - kinematic viscosity of fluid [$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$].

With a higher value of the Reynold's number, the coefficient of friction depends mainly on value Re . Its influence gradually declines in high values of Re ($Re > 10000$ - turbulent flow). It gradually disappears. Coefficient λ depends then only on the relative roughness of tubes. Pressure loss can be influenced only by the roughness of the pipeline. There is no change of viscosity in this case.

There are the equations for turbulent flow mentioned in literature. For example, for the smooth tubes to $Re = 8 \cdot 10^4$, Blasius found the empiric relation:

$$\lambda = 0,3164 \cdot Re^{-0,25}. \quad (5)$$

Herman's relation is valid to value $Re = 1,5 \cdot 10^6$:

$$\lambda = 0,0054 + Re^{-0,3}. \quad (6)$$

He derived theoretically the Prandtl equation for the coefficient of friction in the smooth tubes. His relation remade to explicit form is valid with the maximal mistake 1% to $Re = 108$:

$$\lambda = \frac{0,309}{\left(\log \frac{Re}{7} \right)^2}. \quad (7)$$

A pipeline can be considered as hydraulically smooth if:

$$\frac{k}{d} \leq \frac{30}{Re^{0,875}}, \quad (8)$$

kde: k - skutočná drsnosť stien potrubia [m],
 d - priemer prietochného prierezu [m].

Hodnoty skutočnej drsnosti k pre rôzne druhy rúrok sú uvedené v tab. 1.

Hodnoty absolútnej drsnosti potrubia k [mm] Tab. 1

Druh potrubia		Drsnosť stien k [mm]
Ťahané rúrky medené	technicky hladké	0,00135 až 0,00152
Sklenné a z plastov	hladké	0,00162
Bezšvové oceľové rúrky	nenatrené - nové natrené - nové natrené - po dlhšej dobe prevádzky	0,015 0,0305 0,152
Potrubie z oceľového plechu	válcovaný plech galvanizované po dlhšej dobe prevádzky	0,04 až 0,10 0,008 1,0 až 2,0
Liatinové nové	nenatrené natrené	0,015 až 0,305 0,061 až 0,152
Betónové kanály	hladené drsne	0,3 až 0,8 1,0 až 3,0
Železobetonové	hladené drsne	0,1 až 0,15 0,2 až 0,8
Gumové hadice		0,1 až 0,3
Pogumované hadice	veľmi drsné	0,2 až 0,3
Kožené hadice	kvalitné	0,15
Tehlové rúrky	glazované	0,610 až 3,048
Štrkové múrivo		6,096 až 15,24
Ôanové alebo konopné hadice	obyčajné alebo pogumované	0,5 až 0,8
Tehly		2,0
Stavebný kameň		8,0 až 15,0

V rúrkach s drsným povrchom stien sú odpory prúdenia väčšie než v rúrkach hladkých. Spôsoby výpočtu hodnoty λ sú rôzne, napr. podľa Zimmermana-Galavicez platí:

$$\lambda = \lambda_o + \frac{8.6 \cdot 10^{-4}}{d_e^{0.28}} \cdot \left(\log \frac{R_e}{10^{5.5} \cdot d^{1.1}} \right), \quad (9)$$

kde λ_o je súčiniteľ trenia pre hladké rúrky. Tento vzťah dobre vyhovuje pre oceľové rúrky.

Tlaková strata miestna

Tlakové straty miestnym odporom vznikajú pri prúdení tekutín časťami potrubia (oblúkom, kolenom, odbočkami, posúvačmi, ventilmi a pod.), kde dochádza k miestnemu narušeniu (rozvíreniu prúdu).

where k - real roughness of pipeline walls,
 d - diameter of through-flow section,

The values of the real roughness k for different types of tubes are shown in Tab. 1.

Values of absolute roughness of pipeline k [mm] Tab. 1

Type of pipeline		Roughness of walls
Stretched copper tubes	Technically smooth	0.00135 - 0.00152
Glass and from plastic	Smooth	0.00162
Seamless steel tubes	Uncoated - new Coated - new after longer period of operation	0.015 0.0305 0.152
Pipeline from steel plate	Rolled plate Galvanized after longer period of operation	0.04-0.10 0.008 1.0-2.0
Cast-iron new	Uncoated Coated	0.25-0.305 0.061-0.152
Concrete canal	Smooth Rough	0.3-0.8 1.0-3.0
Ferro-concrete	Smooth Rough	0.1-0.15 0.2-0.8
Rubbercoated hoses	Very rough	0.2-0.3
Leather hoses	High-quality	0.15
Brick tubes	Smooth	0.610-3.048
Gravel masonry		6.096-15.24
Flax or hemp hoses	Common or rubber-coated	0.5-0.8
Bricks		2.0
Building stone		8.0-15.0

The resistance of flow is higher in the tubes with a rough surface than in smooth tubes. However, the ways of calculation of λ value are different, for example, by Zimmermann-Galavicz:

$$\lambda = \lambda_o + \frac{8.6 \cdot 10^{-4}}{d_e^{0.28}} \cdot \left(\log \frac{R_e}{10^{5.5} \cdot d^{1.1}} \right), \quad (9)$$

where λ_o is the coefficient of friction for the smooth tubes. This relation is suitable for steel tubes.

Local pressure loss

Pressure losses by local resistance are built up in fluid flow in special parts of a pipeline (bend, branch pipe, valve, ...) where there is local dislocation of flow.

Hodnoty súčiniteľa trenia λ pre hydraulicky drsné potrubia.

Tab. 2

Relatívna drsnosť $\epsilon = k/d$	Súčiniteľ trenia λ
0,00002	0,00901
0,00005	0,01054
0,00010	0,01197
0,00020	0,01371
0,00050	0,01669
0,00100	0,01961
0,00200	0,02339
0,00250	0,02485
0,00500	0,03033
0,01000	0,03785
0,02000	0,04858
0,02500	0,05299
0,05000	0,07142

Pre jednotlivé prípady sa tlaková strata vypočíta zo vzťahu:

$$\Delta p_m = \xi \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}], \quad (10)$$

kde ξ je bezrozmerný súčiniteľ vradeného odporu.

Veľkosť miestnych odporov ξ u niektorých armatúr.

Tab. 3

Druh odporu	ξ	Druh odporu	ξ
Uzatvárací ventil	4 - 7	Redukcia - zúženie plynulé	0,1
Výtlačný ventil kompresora	5 - 7	Redukcia - zúženie náhle	1,0
Sací ventil kompresora	12 - 15	Posúvač	0,3 - 1,0
Vtok z nádrže do rúrky	1,7	Oblúk $R = 2,5d$	0,14
Rozdeľovač (výstup)	0,5	Oblúk $R = 1,0d$	0,3
Zberač (vstup)	1,0	Oblúk $R = 0,5d$	2,0
Ventil priamy	10	Ventil šikmý	3,5

Súčinitele ξ jednotlivých vradených odporov sa algebraicky spočítajú. Miestne odpory možno vyjadriť tiež ekvivalentnou dĺžkou potrubia l_e . Celkový odpor prúdenia alebo odpovedajúci priemer potrubia možno určiť zväčšením skutočnej dĺžky potrubia o súčet ekvivalentných dĺžok, podľa vzťahu:

$$\lambda \frac{l_e}{d} \cdot \frac{w^2}{2} \rho = \xi \frac{w^2}{2} \rho, \quad (11)$$

$$\text{kde: } l_e = \frac{\xi d}{\lambda}. \quad (12)$$

Ekvivalentná dĺžka l_e závisí tiež od hodnoty Reynoldsovo čísla R_e , lebo závisí od hodnoty súčiniteľa trenia ξ , ktorý je funk-

Values of friction coefficient λ for hydraulically rough pipelines.

Tab. 2

Relative roughness $\epsilon = k/d$	Coefficient of friction λ
0.00002	0.00901
0.00005	0.01054
0.00010	0.01197
0.00020	0.01371
0.00050	0.01669
0.00100	0.01961
0.00200	0.02339
0.00250	0.02485
0.00500	0.03033
0.01000	0.03785
0.02000	0.04858
0.02500	0.05299
0.05000	0.07142

For individual cases the pressure loss is calculated from the relation:

$$\Delta p_m = \xi \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}], \quad (10)$$

where ξ is dimensionless coefficient of the local resistance.

Size of local resistance ξ in some cases.

Tab. 3

Type of resistance	ξ	Type of resistance	ξ
Closing valve	4-7	Reduction - continuous tapering	0.1
Delivery valve of compressor	5-7	Reduction - sudden tapering	1.0
Sucking valve of compressor	12-15	Gate valve	0.3-1.0
Inlet from the tank to tube	1.7	Bend $R = 2.5 d$	0.14
Distributor (outlet)	0.5	Bend $R = 1 d$	0.3
Collector (inlet)	1.0	Bend $R = 0.5 d$	2.0
Globe valve	10	Skew valve	3.5

Coefficient ξ of an individual local resistance is algebraically summed up. The local resistance can also be expressed by an equivalent length of pipeline l_e . The total resistance of flow or its diameter of pipeline can be determined by the rise of the real length of pipeline about the total of equivalent lengths by the relation:

$$\lambda \frac{l_e}{d} \cdot \frac{w^2}{2} \rho = \xi \frac{w^2}{2} \rho, \quad (11)$$

$$\text{where: } l_e = \frac{\xi d}{\lambda}. \quad (12)$$

Equivalent length l_e also depends on the value of the Reynold's number R_e because it depends on the value of coefficient

ciou R_e . Součinitel vradených odporov λ závisí len na geometrického tvare odporovej časti potrubia, bez ohľadu na to, aké médium prúdi v danom priemere.

Celková tlaková strata

Výsledná tlaková strata pri prúde média potrubím je daná súčtom tlakovej straty miestnej a dĺžkovej:

$$\Delta p = \left(\lambda \frac{1}{d} + \Sigma \xi \right) \cdot \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}]. \quad (13)$$

Všetky údaje v hydraulických odporoch platia len pre izotermické prúdenie tekutiny. S vplyvom zmeny teploty (neizotermické) prúdiaceho média sa počíta len s tým, že všetky veličiny potrebné pre výpočet (rýchlosť, špecifická hmotnosť, kinematická viskozita) sa vzťahujú na strednú teplotu média. Táto analýza však nie je veľmi správna, presný výpočet odporu je nemožný. Pri neizotermickom prúde musíme počítať s prirodzeným ťahom pôsobením nahor a brániacim nútenému pohybu ohrievanej kvapaliny nadol. Pri opačnom prúde kvapaliny sa tento odpor znižuje. V takýchto prípadoch, ak je to možné, je najlepšie zistiť odpor experimentálne.

Výpočet tlakových strát pri prúde vo vnútri rúrok

Tlaková strata trením v kruhovej rúrke sa počíta zo vzťahu (1). Pri kruhovej rúrke je hodnota ekvivalentného priemeru $d_e = d$.

Celková tlaková strata prietoku kvapalinou vnútornou rúrkou výmenníka tepla sa počíta podľa vzťahu:

$$\Delta p = \left(\lambda \frac{1}{d_1} + \Sigma \xi \right) \cdot \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}], \quad (14)$$

kde $\Sigma \xi$ je súčet miestnych odporov pri vstupe a výstupe do výmenníka tepla a prietokom cez jednu rúrkou.

Výpočet tlakových strát pri prúde na vonkajšej strane rúrok

Pri výmenníku rúrka v rúrke (obr. 1.) môžeme tlakovú stratu počítať zo vzťahu:

$$\Delta p_C = \Delta p_1 + \Delta p_2 \quad [\text{Pa}], \quad (15)$$

kde: Δp_1 - tlaková strata trením dĺžkovými aj miestnymi odpormi pri pozdĺžnom obtekaní medzirúrkového priestoru [Pa] podľa vzťahu (13),

Δp_2 - tlaková strata nábehovej časti pri prúde kvapaliny šikmo k rúrke [Pa], pričom

pre hodnotu Δp_3 platí: $\Delta p_2 = 2\psi(\varphi) \cdot \Delta p_{90^\circ}$ [Pa], (16)

of friction λ which is the function of R_e . The coefficient ξ depends only on geometrical shape of resistance part of pipeline. There is no regard to the kind of the medium which flows in the section.

Resultant pressure loss

The resultant pressure loss with a medium flowing through a pipeline is given by the total of the local and length loss :

$$\Delta p = \left(\lambda \frac{1}{d} + \Sigma \xi \right) \cdot \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}]. \quad (13)$$

All data in a hydraulic resistance are valid only for isothermal fluid flow. With the influence of temperature change (not isothermal flow) of the flowing medium, it is calculated that all quantities needed for calculation (speed, specific weight, kinematic viscosity) refer to the middle temperature of the medium. This analysis is not very proper. Proper calculation of resistance is impossible. With the non-isothermal flow we must calculate with a natural draught that appeals upwards and resists the positive movement of heated fluid downwards. In such cases, if possible, it is better to estimate the resistance experimentally.

Pressure losses calculation in flow inside of pipelines

Pressure loss by friction in a circular tube is calculated from the relation (15). The value of the equivalent diameter in circular tube $d_e = d$.

Total pressure loss with fluid flow through the inside tube of a heat exchanger is calculated by the relation

$$\Delta p = \left(\lambda \frac{1}{d_1} + \Sigma \xi \right) \cdot \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}]. \quad (14)$$

where $\Sigma \xi$ is the total of the local resistances in inlet and outlet of heat exchanger and the flow through one pipe.

The calculation of pressure losses with flow on outside of tubes

Pressure loss in the exchanger tube in tube (fig. 1) can be calculated from the relation:

$$\Delta p_C = \Delta p_1 + \Delta p_2 \quad [\text{Pa}], \quad (15)$$

Where: Δp_1 - pressure loss by friction by length and local resistance with longitudinal by - pass of intertubes space [Pa] - by relation (13)

Δp_2 - pressure loss of start - up part with fluid flow skew to tube [Pa],

Value: $\Delta p_2 = 2\psi(\varphi) \cdot \Delta p_{90^\circ}$ [Pa], (16)

kde: Δp_{90° - tlaková strata nábehovej časti pri prúde kolmo ku zväzku rúrok [Pa],
 $\psi(\varphi)$ - opravný súčiniteľ, ktorý je funkciou uhla nábehu prúdenia na zväzok rúrok.

Hodnoty opravného súčiniteľa
v závislosti od uhlu nábehu φ .

Tab. 4

φ	90°	80°	70°	60°	50°	40°	30°	20°	10°
$\psi(\varphi)$	1,00	1,00	0,95	0,83	0,69	0,53	0,38	0,24	0,15

Zo vzťahu (13) za ekvivalentný priemer d_e dosadzujeme hodnotu (obr. 1):

$$d_e = \frac{4S}{U} = \frac{4\left(\frac{\pi d_2^2}{4} - \frac{\pi d_1^2}{4}\right)}{\pi d_2 + \pi d_1} = \frac{d_2^2 - d_1^2}{d_2 + d_1}. \quad (17)$$

Where: Δp_{90° - pressure loss of start - up part in flow perpendicular to tubes bunch [Pa],
 $\psi(\varphi)$ - corrective coefficient, which is function of angle of start-up flow to tubes bunch.

Values of corrective coefficient

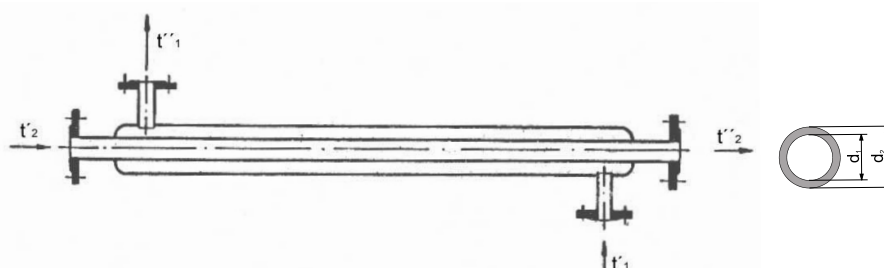
in dependence on the angle of start-up φ .

Tab. 4

φ	90°	80°	70°	60°	50°	40°	30°	20°	10°
$\psi(\varphi)$	1.00	1.00	0.95	0.83	0.69	0.53	0.38	0.24	0.15

Equivalent diameter from the relation (13) is:

$$d_e = \frac{4S}{U} = \frac{4\left(\frac{\pi d_2^2}{4} - \frac{\pi d_1^2}{4}\right)}{\pi d_2 + \pi d_1} = \frac{d_2^2 - d_1^2}{d_2 + d_1}. \quad (17)$$

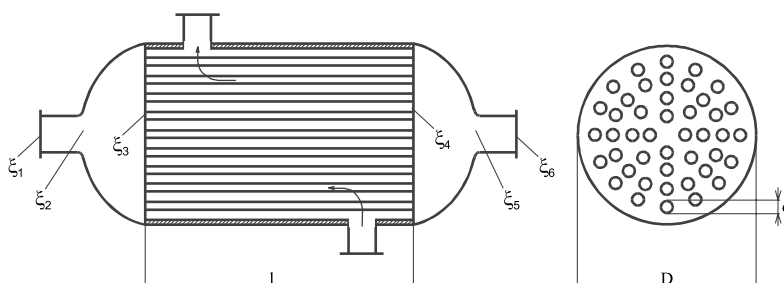


Obr. 1 Prúdenie kvapaliny v medzikruhovom priereze

Fig. 1 Fluid flow in annular section

Pri výmenníku tepla s rúrkovou sústavou so vstavanými usmerňovacími deliacimi plechmi by bolo možné považovať prúdenie na vonkajšej strane rúrok za niekoľkonásobný šikmý prúd s niekoľkonásobným ohybom.

Flow on the outside of the tubes could be considered with a multi-skew flow with a multi - bend in a heat exchanger with built in direct parting plates.



Obr. 2 Výmeník tepla s rúrkovou sústavou

Fig. 2 Heat exchanger

V tomto prípade je možné považovať prúdenie za pozdĺžne okolo zväzku rúrok so šikmým nábehom a šikmým výstupom. Za ekvivalentný priemer d_e sa potom dosadzuje (obr. 2):

In this case, it can be said that the flow is longitudinal around tubes bunch with skew start-up and skew outlet.

The equivalent diameter d_e in this case is as in the (Fig. 2):

$$d_e = \frac{4S}{U} = \frac{4\left(\frac{\pi D^2}{4} - n \frac{\pi d_2^2}{4}\right)}{\pi D + n \pi d_2} = \frac{D^2 - n d_2^2}{D + n d_2}, \quad (18)$$

kde: n - počet rúrok [-],
 D - vonkajší priemer rúrky [m].

V medzirúrkovom priereze spravidla vychádza laminárne prúdenia ($Re < 2300$) a súčiniteľ trenia λ určíme zo vzťahu (3). Rýchlosť prúdenia kvapaliny w [m.s⁻¹] sa určuje z najužšieho prierezu medzi rúrkami. Pri prúdení kvapaliny kolmo ku zväzku rúrok sa odpor považuje za odpor vzniknutý z miestnych odporov a počíta sa podľa vzťahu:

$$\Delta p = \Sigma \xi \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}]. \quad (19)$$

Odpovedajúci súčiniteľ miestneho odporu celého výmenníka možno získať zo vzťahu pre striedavé rúrky:

$$\text{pre } S_q / d_2 < S_i / d_2 \quad \xi = (4 + 6,6.m).Re^{-0,28}, \quad (20)$$

$$\text{pre } S_q / d_2 > S_i / d_2 \quad \xi = (5,4 + 3,4.m)Re^{-0,28}, \quad (21)$$

$$\text{pre rúrky v zákryte: } \xi = (6 + 9.m) \cdot \left(\frac{S_q}{d}\right)^{-0,23} \cdot Re^{-0,26}, \quad (22)$$

kde m je počet rúrok za sebou v zákryte v smere prúdenia.

Rýchlosť w - odpovedá najmenšiemu prietokovému prierezu medzi rúrkami. Reynoldsovo číslo sa počíta pre priemernú teplotu kvapaliny a vonkajší priemer rúrky.

Pri určení tlakovej straty v rúrkach, ktoré sa od seba líšia priemerom, a teda aj rýchlosťou prúdenia, určí sa tlaková strata ako súčet strát v jednotlivých úsekoch.

To znamená, že ak je za sebou sériovo zapojených dva alebo viac výmenníkov tepla (obr. 3), celkovú tlakovú stratu vypočítame zo vzťahu (23).

$$d_e = \frac{4S}{U} = \frac{4\left(\frac{\pi D^2}{4} - n \frac{\pi d_2^2}{4}\right)}{\pi D + n \pi d_2} = \frac{D^2 - n d_2^2}{D + n d_2}, \quad (18)$$

where: n - number of tubes [-],
 D - diameter of heat exchanger [m].

Laminar flow is ($Re < 2300$) in intertube diameter.

The coefficient of friction is determined from the relation (3).

The speed of fluid flow w (ms⁻¹) is taken from the lowest section between tubes.

In fluid flow perpendicular to the tubes bunch is the resistance considered as the resistance composed of local resistances. It is calculated from the relation:

$$\Delta p = \Sigma \xi \frac{w^2}{2} \rho \quad [\text{Pa}]. \quad (19)$$

The proper coefficient of local resistance of the whole exchanger can be gained from the relation for alternating tubes:

$$\text{for } S_q / d_2 < S_i / d_2 \quad \xi = (4 + 6,6.m).Re^{-0,28}, \quad (20)$$

$$\text{for } S_q / d_2 > S_i / d_2 \quad \xi = (5,4 + 3,4.m)Re^{-0,28}, \quad (21)$$

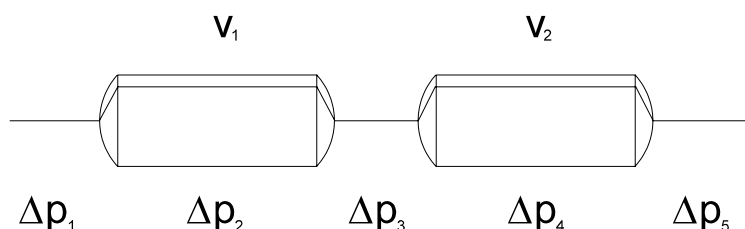
$$\text{for pipes in parallel: } \xi = (6 + 9.m) \cdot \left(\frac{S_q}{d}\right)^{-0,23} \cdot Re^{-0,26}, \quad (22)$$

where: m is number of tubes placed one by one in lining up in flow direction. Speed refers to the lowest flow section between tubes.

Re is calculated for the average temperature of fluid outside diameter of the tube.

In determination of pressure loss in tubes which are different from each other (diameter, flow speed), pressure loss is determined as the total of losses in individual sections.

That means if two or more heat exchangers are connected in Fig. 3 serial one by one, the total pressure loss is calculated by the relation (23):



Obr. 3 Schéma sériového zapojenia výmenníkov tepla
Fig. 3 Heat exchanger serial schematic diagram

$$\Delta p_C = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \dots + \Delta p_n \quad [\text{Pa}], \quad (23)$$

kde: Δp_C - celková tlaková strata [Pa],
 $\Delta p_1 - \Delta p_5$ - dĺžková a miestna tlaková strata spojovacích
 potrubí a výmenníkov tepla.

Celková tlaková strata vo výmenníkoch sa počíta cez 1 rúrku (stačí určiť pretečené množstvo a rýchlosť prúdenia cez jednu rúrku). Ak sú výmenníky zapojené paralelne (obr. 4) označuje sa tlaková strata len cez jeden výmenník tepla (V_1), presnejšie len cez jednu rúrku. Predpokladom však je, že oba výmenníky tepla sú rovnakej veľkosti a konštrukcie. Výslednú tlakovú stratu možno potom určiť podľa vzťahu (24).

$$\Delta p_C = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 + \Delta p_4 + \Delta p_5 \quad [\text{Pa}]. \quad (24)$$

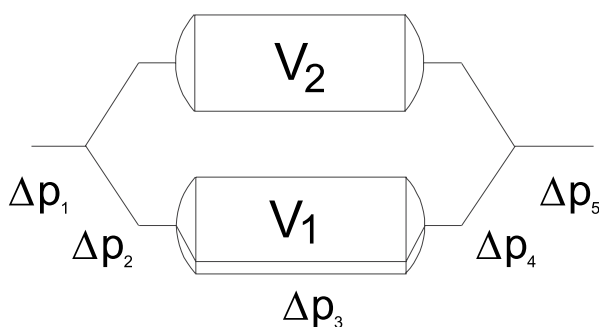
$$\Delta p_C = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \dots + \Delta p_n \quad [\text{Pa}], \quad (23)$$

where: Δp_C - total pressure loss [Pa],
 $\Delta p_1 - \Delta p_5$ - length and local pressure loss of connecting
 pipelines and heat exchangers.

Total pressure loss in exchangers is calculated through 1 tube (it is enough to determine overflowing quantity and flow speed through one tube).

If exchangers are connected in parallel (Fig.4), the pressure loss is determined only through one heat exchanger (V_1), to be exact - only one tube. Supposing that both exchangers are the same size and construction, the resultant pressure loss is determined by the relation (24).

$$\Delta p_C = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 + \Delta p_4 + \Delta p_5 \quad [\text{Pa}]. \quad (24)$$



Obr. 4 Schéma paralelného zapojenia výmenníkov tepla
 Fig. 4 Connection of heat exchangers - parallel

Pomocou takto vypočítanej tlakovej straty môžeme potom dimenzovať ventilátor alebo čerpadlo podľa toho, aké médium preteká výmenníkom tepla.

Rýchlosť prúdenia pretekajúceho média má vplyv na intenzitu prenosu tepla a teda aj na veľkosť teplotnej plochy, náklady na túto plochu a príkony čerpadla alebo ventilátora. Pri malej rýchlosti sa znižuje príkon a teda sa znižujú prevádzkové náklady a zväčšuje sa plocha výmenníka tepla a investičné náklady. Najvhodnejšia rýchlosť z ekonomického hľadiska je, samozrejme, tá, pri ktorej súčet investičných a prevádzkových nákladov dosahuje najnižšie hodnoty.

Recenzenti: J. Bašta, K. Honner

With pressure loss calculated like this a ventilator or pump can be dimensioned, depending on what medium is flowing in the exchanger.

The flow speed of the flowing medium has independence on heat transfer intensity and also on heat carrying surface size, costs for this surface, and pump and fan power inputs. In low speed, power input is lowered and so operation costs are lower and the surface of heat exchanger and investment costs is increasing. The most appropriate speed from economical point of view is, of course that where the total of investment and operational costs reaches the lowest values.

Reviewed by: J. Bašta, K. Honner

Literatúra - References

- [1] CIKHART, J.: Výmenníky tepla v tepelných sítích, SNTL Praha 1970
- [2] CIHELKA, J.: Vytápění, větrání a klimatizace, SNTL Praha 1985
- [3] GUTKOWSKI, K.: Chladicí technika, SNTL Praha 1982
- [4] KOLÁŘ, V.: Hydraulika průmyslových armatur, SNTL Praha 1979

Peter Kriššák - Igor Strážovec - Jozef Božek *

MERANIE HYDRAULICKÉHO SYSTÉMU PROSTREDNÍCTVOM LABVIEW

THE MEASUREMENT OF CLOSE HYDROSTATIC CIRCUIT BY LABVIEW

Vo väčšine prípadov sa môže personálny počítač (PC) v priemysle vyrovnávať tradičným meracím a riadiacim prístrojom, nezávisiac na type oddelenia, ktoré ho použije. Rozsiahla kapacita PC dovoľuje vytvárať personálne, flexibilné systémy s väčšou možnosťou implementácie než tradičné nástroje. Už raz vytvorený systém je ľahké upraviť pre rozdielne aplikácie bez zakúpenia nového prístroja. V predkladanom článku je prezentovaný merací systém uzavretého hydrostatického obvodu založený na personálnom počítači a jeho statické a dynamické charakteristiky namerané prostredníctvom grafického programovacieho softvéru LabView.

In most cases, the personal computer (PC) can emulate traditional measurement and automation control instruments in industry, no matter which departments use it. The PC's extensive capabilities enable to create personalized, flexible systems with more possible implementations than traditional tools. Once a system is created, it is easy to change it for different applications without buying new equipment. In this paper, a computer based measurement system of close hydrostatic circuit and its static and dynamic characteristics acquired by application of LabView graphical programming software is presented.

1 Úvod

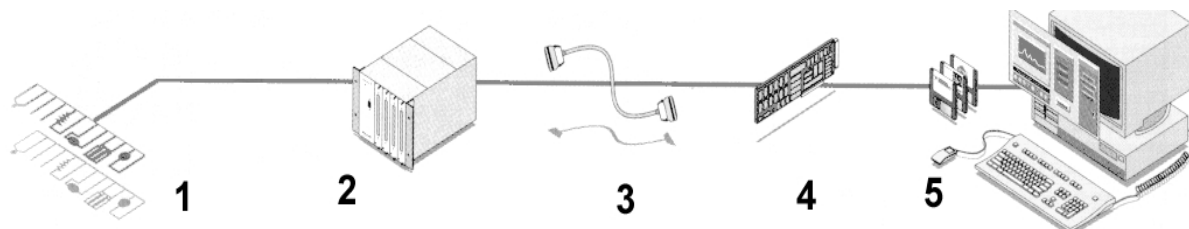
Meranie dát (DAQ) je jednou z možností použitia personálneho počítača v laboratórnom výskume, v priemyselnom riadení alebo testovaní a meraní. DAQ ponúka nespočítateľné množstvo aplikácií s jedinou doskou vsunutou do PC. Veľkou výhodou je možnosť vyvinúť aplikácie na spracovanie rôznych typov meraní (ako nízke a vysoké elektrické napätie, elektrický prúd, napätie, teplota, frekvencia a pod.), ktoré by boli len ťažko uskutočniteľné tradičnými meracími prístrojmi [3]. Získanie výsledkov z počítačového systému merania dát závisí od každého z nasledovných elementov:

- Snímače
- Zariadenia na úpravu signálu a káble pre prenos signálu
- Hardvér pre meranie dát
- Softvér pre hardware a aplikačný software
- Personálny počítač

1 Introduction

Data acquisition (DAQ) is one possibility using a personal computer for laboratory research, industrial control or test and measurement. DAQ offers countless applications with one board plugged into computer. The added benefits mean to develop applications to make all types of measurement (such as low voltage, high voltage, current, strain, temperature, frequency, etc.) that would be difficult to implement with traditional measurement hardware [3]. Obtaining results from PC based data acquisition system depends on each of these system elements:

- Transducers
- Signal Conditioning and Cables
- Data acquisition (DAQ) hardware
- Driver and application software
- Personal computer



Obr. 1 Príklad typického DAQ systému
Fig.1 The typical DAQ System

* Ing. Peter Kriššák, doc. Ing. Igor Strážovec, PhD., Ing. Jozef Božek

Department of Heat and Hydraulic Machines, Faculty of Mechanical Engineering, University of Žilina, Slovak Republic,
Phone: +421-89-513 2867, +421 0903 512 609, E-mail: peter_krissak@kths.utc.sk

Na obr. 1 sú znázornené elementy typického počítačového systému pre meranie dát. Signály prúdiace do a z testovanej jednotky sú prenesené prostredníctvom snímačov 1, zariadenia na úpravu signálu 2, kábel 3 a zasunutej DAQ dosky 4 do personálneho počítača 5, kde sú spracované pre ďalšiu analýzu.

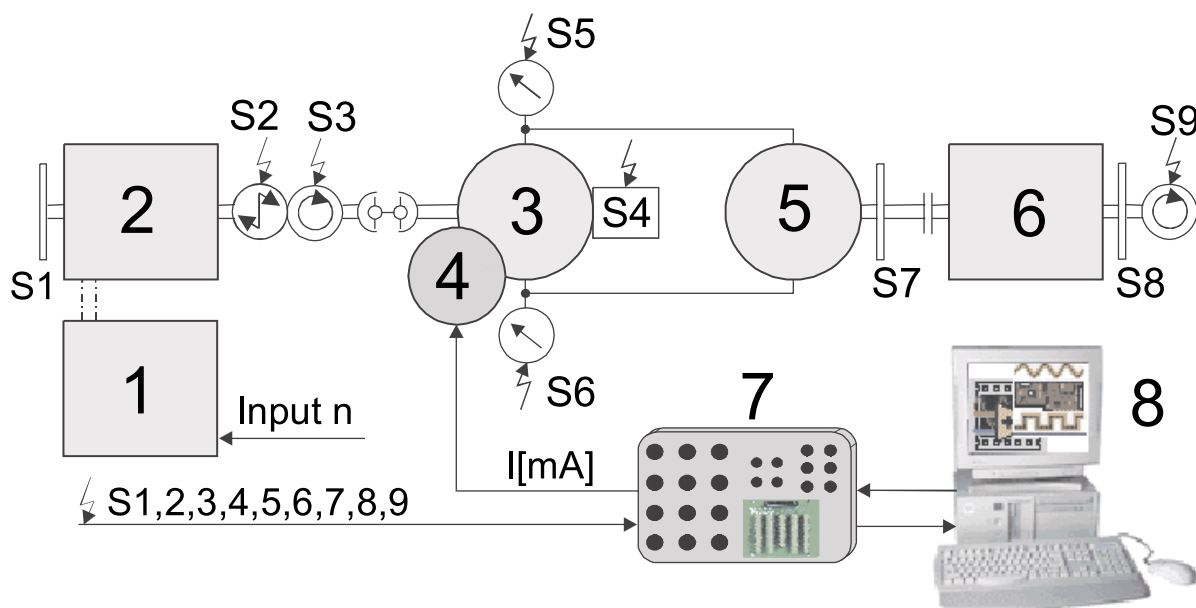
2 Opis meranej sústavy

Meraný hydraulický systém založený na počítači je zostavený z elementov, ktoré sú znázornené na obr. 2. Hydrogenerátor (3) je poháňaný dynamo - elektrickým pohonom (1, 2). Pracovná kvapalina je v uzavretom obvode prenášaná hadicami do hydromotora (5), ktorý je zaťažovaný brzdou Schenk (6). Servovalec (4) mení veľkosť prietoku v hydrostatickom obvode. Snímače S3, S2 merajú krútiaci moment a vstupné otáčky hydrogenerátora, S4 je snímač polohy dosky hydrogenerátora, S5 a S6 merajú tlak vo vysokotlakovej a nízkotlakovej vetve uzavretého hydraulického obvodu, S9 je snímač výstupných otáčok hydromotora. Snímače S1, S7, S8 sú porovnávacie snímače otáčok hydromotora. Signály zo snímačov prúdia prostredníctvom káblov do zariadenia pre úpravu signálov (7) prepojeného s personálnym počítačom (8).

Fig. 1 presents elements of the typical data acquisition computer based measurement system. Signals flowing to and from the unit under test are transferred through transducers 1, signal conditioning 2, cable 3 and plug-in DAQ board 4 to computer 5 where they are processed for analysis.

2 Plant description

The computer based measurement of hydraulic system is built-up from elements which are displayed in Fig. 2. The hydraulic pump (3) is driven by dynamoelectric drive (1, 2). The fluid is transferred by hoses in close circuit to the hydraulic motor (5) which is loaded by brake Schenk (6). Servo-valve (4) changes the volume of flow in close hydrostatic circuit. Sensors S2, S3 measure the input revolve and torque to hydraulic pump, S4 is a displacement sensor for hydraulic pump plate, S5 and S6 measure pressure in the high and low pressure part of close hydraulic circuit, S9 is output revolve sensor. Sensors S1, S7, S8 are comparison revolve sensors. Signals from sensors flow through cables to signal conditioning (7) connected with a personal computer (8).



Obr. 2 Meranie hydraulického systému založené na personálnom počítači
Fig. 2 The computer based measurement of hydraulic system

Snímače konvertujú merané fyzikálne veličiny (tlak, prietok, teplota, otáčky a pod.) na elektrické signály vstupujúce do meračích prístrojov, zosilňovačov a pod., kde dochádza k úprave signálu.

Ako I/O zariadenie je pre meranie dát použitá ISA autokonfiguračná doska AT-MIO-16E-10 [1], [3]. Technológia E série je štandardná architektúra pre široký rozsah aplikačných požiadaviek. Hlavné charakteristiky AT-MIO-16E-10 sú vzorkovanie 100 kS/s,

Transducers convert measured values (pressure, overflow, temperature, revolution, etc.) to input electricity signals of measure equipment, amplifiers etc., where signals are modified.

ISA plug-in DAQ Board AT-MIO-16E-10 is used as a data acquisition I/O device [1], [3]. The E Series technology is a standard architecture for a wide range of application requirements. Main characteristics of AT-MIO-16E-10 are

16 unipolárnych alebo 8 bipolárnych 12-bitových analógových vstupov, dva 12-bitové analógové výstupy, digitálny trigger, dva 24-bitové čítače/časovače.

Softvér má široký rozsah funkcionality od ovládačov pre špecifické hardware zariadenia až po aplikačný software balík pre vývoj kompletného systému merania a automatizácie. National Instruments NI-DAQ *Driver Software* je časťou servisnej vrstvy merania a automatizácie, ktorá integruje všetky NI DAQ produkty. NI-DAQ izoluje užívateľa od priameho špecifikovania príkazov pre hardvér a poskytuje jednoduché, ale účinné programovanie *Application Programming Interface (API)*. NI-DAQ API zaisťuje úplný prístup k funkciám hardware a zaisťuje súbežnú funkčnosť vnútri a cez dosku. Pretože funkcie DAQ hardvér sú prístupné prostredníctvom ovládača, NI-DAQ je dôležitý ako samotný hardvér [3]. Ako aplikačný softvér je použitý LabVIEW [4]. LabVIEW poskytuje intuitívne grafické programovacie prostredie pri vysokej produktivite, ideálnej pre simuláciu a rýchle testovanie myšlienok. Je vhodný pre ľudí neoboznámených s tradičnými programovacími technikami a kombinuje jednoduchú ovládateľnosť s flexibilitou výkonného programovacieho jazyka [2], [4].

3 Aplikačný program pre meranie hydraulického systému

Po otvorení LabVIEW sa objaví čistý neoznačený čelný panel. Každý program obsahuje rovnaké toolbar príkazových tlačidiel a indikátorov stavu pre beh a ladenie virtuálneho nástroja (VI). Tiež obsahuje možnosti výberu písma a jeho úpravy a nástroje pre editovanie VI. Program sa tvorí výberom a prepojením ikon pomocou nástrojovej a editovacej palety. Čelný panel môže obsahovať numerické ovládače, Boolean vypínače, posuvné ovládače, otáčavé gombíky, grafy, indikátory a podobne.

Čelný panel virtuálneho prístroja (VI) pre meranie charakteristik hydrostatického prevodu je znázornený na obr. 3. Veľkosť elektrického prúdu do servoventila je regulovaná prostredníctvom otáčavého gombíka alebo nastavením hodnoty pomocou prírastkových tlačidiel digitálneho ovládača v časti A. V prípade použitia otáčavého gombíka sa nastavená hodnota objaví aj v zobrazovacom poli digitálneho indikátora. Digitálny ovládač pre výber meraných vstupných kanálov prírastkovými tlačidlami, digitálny indikátor vstupných kanálov a digitálny indikátor výstupného kanála je v časti B. Blok C má význam z hľadiska nastavenia rýchlosti generovania hodnôt a čítania nameraných hodnôt za sekundu (*Scan and update rate*). *Scan backlog* informuje o počte dát ostávajúcich v bufferi po ukončení VI. *Input a Output buffer size* určuje veľkosť bufferov, do ktorých sa ukladajú namerané a generované hodnoty. Nula znamená, že pre meranie je generovaná iba jedna perióda signálu. Veľkosť vstupného a výstupného buffera, kde sa merané a generované hodnoty ukladajú, môže byť menená prírastkovými tlačidlami digitálnych ovládačov. Farby a okamžité hodnoty napätia jednotlivých kanálov zobrazuje blok E. Graf v časti D zobrazuje priebeh meraných veličín jednotlivých kanálov vo voltoch. Paleta F je určená pre úpravu grafu, prípadne pre doplnenie informácií. Možnosti úpravy zahŕňujú legendu,

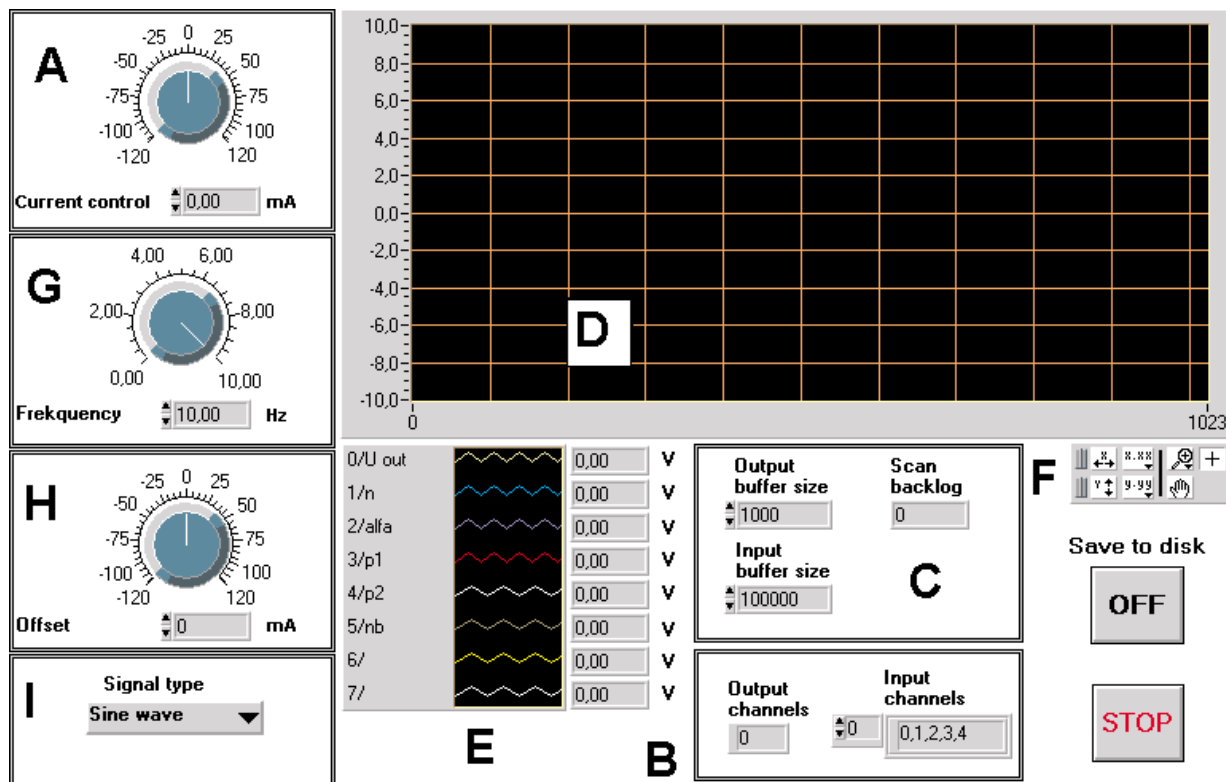
sampling rate 100 kS/s, 16 single-ended or 8 differential 12-bit analog inputs, two 12-bit analog outputs, digital trigger, two 24-bit counters/timers.

The software has a broad range of functionality. From device drivers of specific hardware interfaces to application software packages for developing complete measure and automation systems. The National Instruments NI-DAQ *Driver Software* is the portion of the Measurement and Automation Services Layer that integrates all NI's DAQ products. The NI-DAQ isolates user from the hardware-specific register commands and it gives a simple yet powerful programming *Application Programming Interface (API)*. The NI-DAQ API ensures comprehensive access to hardware functions and delivers concurrent functionality within and across board. Because the DAQ hardware functions are accessed through the driver, NI-DAQ is as important as the hardware itself [3]. LabVIEW [4] is used as a application software. LabVIEW offers intuitive graphical programming environment for high productivity development ideal for simulation and quick tests of ideas. It is good for people not familiar with traditional programming techniques and it combines easily the use of graphical development with flexibility of powerful programming language [2], [4].

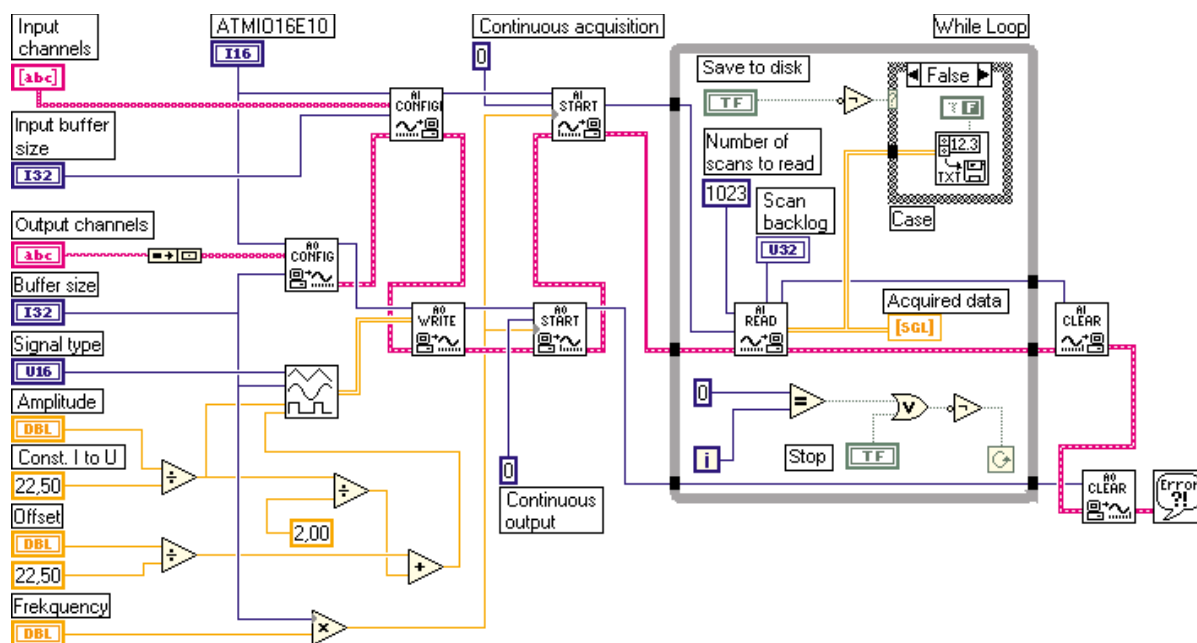
3 The application program for measurement of hydraulic system

After the opening of LabVIEW, a blank, untitled front panel appears. Each program contains the same toolbar of command buttons and status indicators for running and debugging VIs. It also contains font options and alignment and tools for editing VIs. The program is produced by icons selected and connected with tools and controls palette. The front panel can contain numeric controls, Boolean switches, slide controls, knob controls, graphs and indicators, etc.

The front panel of the virtual instrument (VI) for measure of hydrostatic transmission characteristics is presented in Fig. 3. Current intensity to the servo valve is regulated by knob control or increment buttons of digital control in part A. When knob control is used, the current value is represented in digital control as well. The digital control for the selection of the measured input channels by increment buttons, input channels digital indicator and output channel digital indicator is represented in part B. Increment buttons of *Scan and update rate* digital control (part C) set speed of generating values and reading measured values per second. The *Scan backlog* represents the amount of data remaining in the buffer after VI complete. Zero means that only one period of signal is generated for the measure. The *Input and Output buffer size*, where the measured and generated values are stored, can be changed by increment buttons of digital controls. Measured values appear in digital indicators (part E). The selected color assignment to each measured channel is represented in part E. The graph (part D) represents directly measured values of individual channels in voltage. Part F is a palette used to customize a graph to match own data display requirements or to display more information. Features available for graphs include a legend, zoom, a tool for rescale axes, etc. The



Obr. 3 Čelný panel virtuálneho prístroja
Fig. 3 The front panel of virtual instrument



Obr. 4 Blokový diagram
Fig. 4 The block diagram

lupu, nastavenie rozsahu súradnice x , y a pod. V bloku G sa nastavuje frekvencia zvoleného periodického signálu. Blok H umožňuje posunúť strednú hodnotu, okolo ktorej kmitá generovaný signál (nastavenie *Offset*). Výber tvaru generovaného (sínus, píla, trojuholník, obdĺžnik alebo konštantný signál) ponúka blok I . Tlačidlo *Save to disk* je určené na zápis nameraných napätí po ukončení behu programu na hard disk PC. Na zastavenie behu programu, v ktoromkoľvek okamihu, slúži tlačidlo *STOP*.

Zároveň s čelným panelom sa vytvára blokový diagram, ktorý je ekvivalentom programu. Pre každý objekt vložený do čelného panelu, existuje terminál zobrazený v blokovom diagrame (obr. 4). Terminály sú spolu spájané pre názornosť toku dát vnútri blokového diagramu. Označenie vo vnútri terminálu hovorí, aký číselný formát prechádza z prvku čelného panela do terminálu a cez neho ďalej do blokového diagramu alebo naopak. Číselný formát a jeho presnosť je možné meniť na reálne číslo, komplexné číslo, celé číslo s jednoduchou alebo dvojnásobnou presnosťou. Terminál sa spája s ďalšími prvkami (operátormi, konštantami a pod.) Pre plnohodnotnú funkciu programu je potrebné použiť do blokového diagramu aj podprogramy SubVI, ktoré sú nezávislými programami prepojenými konektorom. V našom programe sú použité SubVI, ktorých úloha je nasledovná:

- *AI Config* konfiguruje analógové vstupné operácie pre špecifikovanú skupinu kanálov (počet a skupinu kanálov, limity napätia, zosilnenie). Tento VI konfiguruje hardvér a vyhradí bufer pre buferované vstupné operácie.
- *AO Config* konfiguruje výstupné kanály, limity napätia a veľkosť buferu pre analógové výstupné operácie.
- *AI Start* nastavuje skenovaciu rýchlosť, počet skenov na jedno meranie, trigerovacie podmienky (použitie externého spúšťačieho signálu) a následne spustí meranie. V našom prípade boli ponechané predvolené hodnoty: meranie bez trigerovania, kontinuálne meranie bez obmedzenia počtu skenov na jedno meranie.
- *AO Start* vyberie nastavené hodnoty napätia z vyrovnávacej pamäte, nastaví rovnakú zapisovaciu rýchlosť ako *AI Start* a potom spustí generovanie riadiaceho signálu.
- *AI Read* číta zadaný počet dát zo vstupného buferu. V našom prípade číta *AI Read* 1000 hodnôt zo vstupného buferu.
- *AI Clear* a *AO Clear* vyprázdni po ukončení merania vstupné a výstupné úlohy spojené z *taskID*.
- Správny smer behu programu je zabezpečený pomocou identifikátora *taskID*, ktorým sú spojené SubVI patriace jednému typu úlohy (AI, AO...). Každý SubVI môže začať pracovať až vtedy, ak má na svojich vstupoch platné dáta. Paralelne môžu pracovať rôzne typy úloh, ale v danom type úlohy musia jednotlivé SubVI pracovať sériovo, napríklad SubVI *AI Start* začne pracovať až po ukončení činnosti *AI Config*, čo je zabezpečené práve identifikátorom *taskID*.
- *Error* oznámi, ak sa počas behu programu vyskytne chyba pri prekročení limitných podmienok, pri zápise na disk a pod.

4 Experimentálne výsledky

Na obr. 5 a obr. 6 sú uvedené príklady nameraných statických charakteristik hydraulického systému. Vpravo je zachytený vzťah

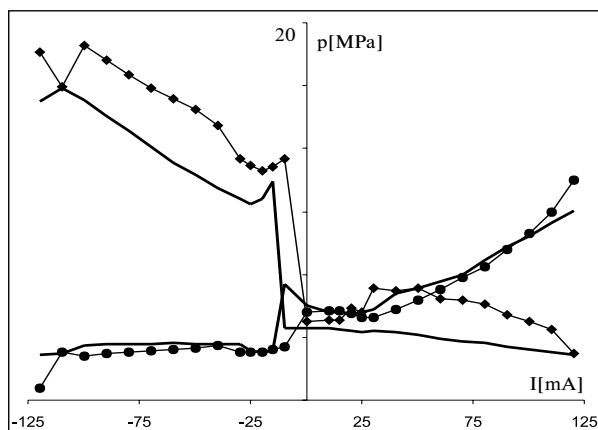
frequency of periodic signal is selected in part G . Part H enables to slide median around generated signal is oscilated (offset setting). The waveform of the generated signal (sine wave, sawtooth, triangle wave, square wave or constant signal) is offered in part I . Measured values are written, after completion of program run, to the PC memory by option of *Save to Disk* rectangular button. The *Stop* rectangular button attends on stop of running program in any time.

The front panel has an accompanying block diagram which is the equivalent of a program. For each object that is inserted into the front panel, there exists a terminal displayed in the block diagram (Fig.4). Terminals are wired together to show the flow of data within the block diagram. The quotation inside of terminals means the type of data format which flow from the component of front panel through the terminal to the block diagram or vice versa. It is possible to change the data format and its precision and it can be real number, complex number or integer with simple or double precision. The terminal is connected with other components such as operator, constant, etc. For full-valued function of the program, it is necessary to use subroutines (SubVI) in a block diagram. SubVI are independent programs connected by the connector. Subroutines used in our virtual instrument to measure the static characteristic have the following significance:

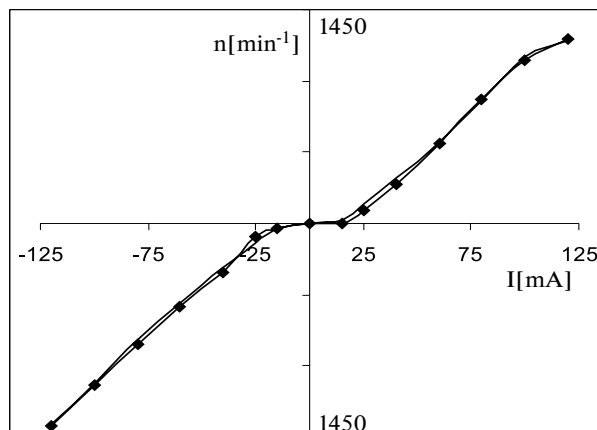
- *AI Config* configures an analog input operation for a specified set of channels (number and group of channels, limits of voltage, gain). This VI configures the hardware and allocates a buffer for a buffered analog input operation.
- *AO Config* configures the output channel list, limits of voltage and allocates a buffer for analog output operation.
- *AI Start* sets the scan rate, the number of scans to acquire and the trigger conditions (external start signal) and then starts an acquisition. We use default values: continuous acquisition without the trigger and limitation the number of scans per one measurement.
- *AO Start* sets the update rate and then starts the generation of control signal.
- *AI Read* reads given data from a buffered data acquisition. In our case *AI Read* reads 1000 values of data from input buffer.
- *AI Clear* and *AO Clear* clears the analog input and output task associated with *taskID*.
- The identifier *taskID* connects group SubVI just to one kind of task (AI, AO...). Each SubVI starts the run only in case of valid data on input and the identifier *taskID* ensures the run of Sub VI in serial mode (SubVI *AI Start* starts the run after finish of process *AI Config*). Parallel running is accepted for different kind of tasks.
- *Error* informs the user if an error appears during the run of program (overflow limits conditions, corrupt save to disk, etc.).

4 Experimental results

Figure 5 and Figure 6 present examples of measured static characteristics of hydraulic system. On the right side is the relation between the rate of maximum output revolution and the



Obr. 5 Charakteristika tlakov
Fig. 5 Pressure characteristics



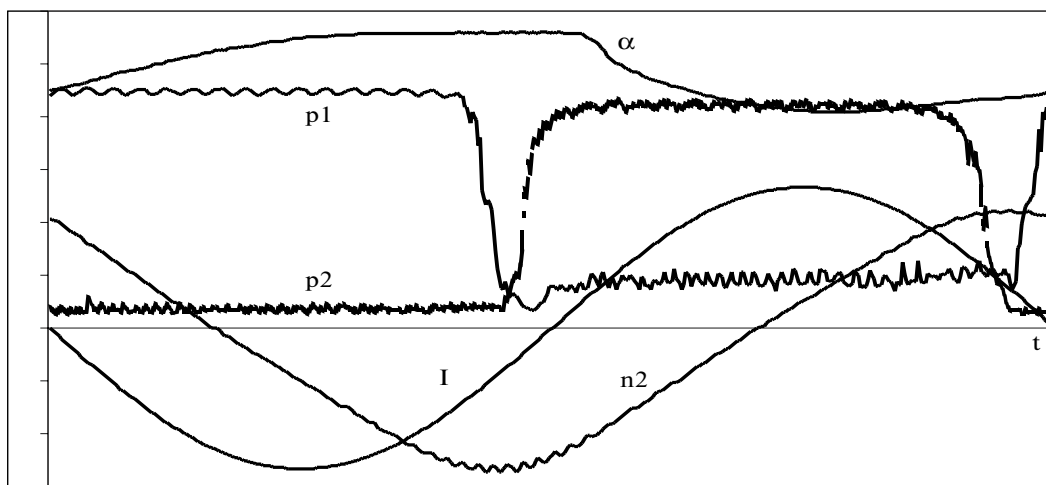
Obr. 6 Otáčková charakteristika
Fig. 6 The revolution characteristic

medzi výstupnými otáčkami hydromotora n_2 meranými snímačom S9 a vstupným elektrickým prúdom I [mA]. Graf vľavo reprezentuje pomer maximálneho tlaku s tlakmi p_1 a p_2 vo vysokotlakovej a nízkotlakovej časti obvodu v závislosti od vstupného elektrického prúdu I [mA]. Meranie bolo vykonané pri vstupných otáčkach hydrogenerátora 1450 min^{-1} . Vstupný elektrický prúd sa menil po 20 mA v rozmedzí +120 mA až -120 mA (krivky preložené bodmi) a -120 mA až +120 mA (krivky bez preložených bodov). Výsledky ukazujú uspokojivú zhodu s hodnotami meranými prístrojmi v minulosti [5], [6].

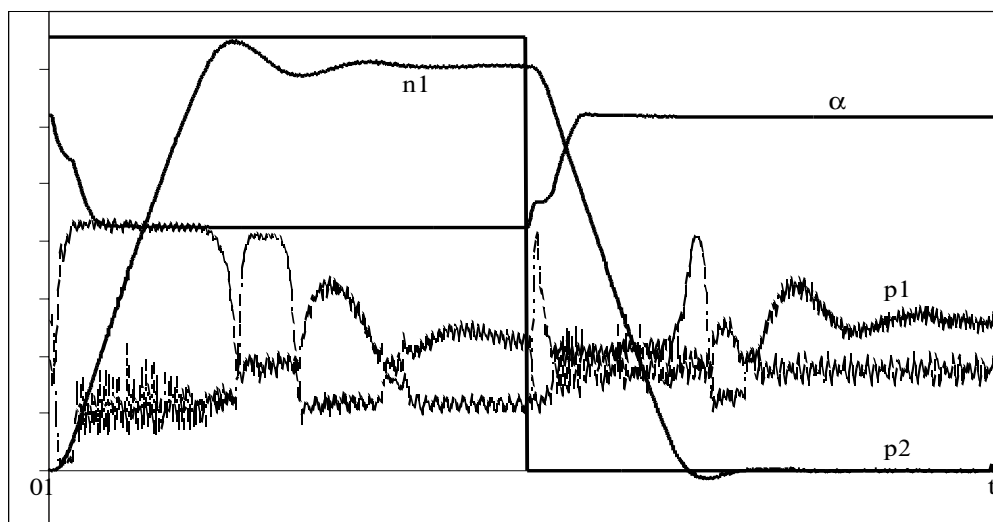
Obr. 7 a obr. 8 reprezentujú grafické príklady meraných dynamických charakteristík hydraulického systému. Na prvom je odozva hydraulického systému na sinusový signál. Znáznornené sú priebehy tlakov p_1 a p_2 , výstupných otáčok hydromotora n_2 a polohy dosky hydrogenerátora α . Meranie bolo vykonané pri vstupných otáčkach hydrogenerátora 1450 min^{-1} , vstupnom prúde +20 mA a frekvencii 0,2 Hz. Nasledujúci graf reprezentuje odozvu

output revolution n_2 , measured by sensor S9, and the input current I [mA]. The graph on the left represents the rate of maximum pressure and pressures p_1 and p_2 with an input current I [mA]. The measurement was taken under input hydraulic pump revolve 1450 min^{-1} . The input current was changed from +120 mA to -120 mA (curves with points) and -120 mA to +120 mA (curves without points) in 20 mA intervals. Results show satisfactory comparison with values measured by traditional instruments in the past [5], [6].

Figure 7 and Figure 8 present graph examples of measured dynamic characteristics of the hydraulic system. The first is the sine wave response of the hydraulic system. Present are pressures p_1 and p_2 , output revolutions of hydromotor and pump plate displacement α . The measurement was taken under input hydraulic pump revolve 1450 min^{-1} , input current +20 mA, frequency 0.2 Hz. The second graph represents the step response



Obr. 7 Odozva hydraulického systému na sinusový signál
Fig. 7 The sine wave response of hydraulic system



Obr. 8 Odozva hydraulického systému na jednotkový skok
Fig. 8 The step response of hydraulic system

na jednotkový skok. Meranie bolo vykonané pri vstupných otáčkach hydrogenerátora 1450 min^{-1} , vstupnom prúde - 85 mA a frekvencii $0,05 \text{ Hz}$. Výsledky sú podkladom pre analýzu hydraulického systému a prípravu riadiaceho programu v prostredí LabVIEW.

5 Závery

Dnešný personálny počítač sa stáva výkonným, viacúčelovým laboratórnym nástrojom, ktorý môže nahradiť drahé, zastaralé a poruchové zariadenie. V uvedenom článku je opísaná jedna z možností použitia softvéru produktu LabVIEW spoločnosti National Instrument na meranie tlaku hydraulického systému, vstupných a výstupných otáčok a polohy dosky hydrogenerátora. Vďaka počítačovo založenému systému merania je riešenie presne prispôbené potrebám daného meraného systému s rýchlou a jednoduchou možnosťou zmeny parametrov. Je tiež možné zostaviť nespočítateľné množstvo prístrojov. LabVIEW sa stáva v laboratóriu pomôckou, ktorá v porovnaní s tradičným spôsobom merania zvyšuje produktivitu experimentovania. Tento článok je súčasťou grantovej úlohy VEGA No.1/4268/97.

Recenzenti: F. Drkal, K. Honner

of hydraulic system. The measurement was taken under input hydraulic pump revolve 1450 min^{-1} , input current -85 mA and frequency 0.2 Hz . Results are base for analysis of hydraulic system and preparation of LabVIEW control program.

5 Conclusions

Today, the personal computer has become a powerful, multipurpose laboratory tool that can replace expensive, outdated, easily broken equipment. This paper described one of the possibilities of using a software product LabVIEW from National Instrument Company to measure the pressure of a hydraulic system, input and output revolutions and displacement of pump plate. Through the power of this computer based tool, a solution is exactly suited to the measured system needs with fast and easy possibility to change parameters. With LabVIEW, it is possible to build an infinite number of instruments on the personal computer. Compared with a similar traditional measurement, using LabVIEW in the laboratory makes research more productive. This paper is part of the scientific grant VEGA No.1/4268/97.

Reviewed by: F. Drkal, K. Honner

Literatúra - References

- [1] STRÁŽOVEC, I., KRIŠŠÁK, P.: Využitie multifunkčnej karty AT-MIO16 v experimentálnej oblasti. In. XIX. Seminár ASŘ 96, VŠB TU Ostrava, 1996, p. 7/1-7/5.
- [2] STRÁŽOVEC, I., KRIŠŠÁK, P., BOŽEK, J.: Grafické programovanie v LabVIEW. In. Zborník „XVII. Medzinárodnej vedeckej konferencie katedier mechaniky tekutín a termomechaniky“, Herľany 1998, p.179-182.
- [3] National Instruments Corporation: Measurement and Automation Catalogue. Printed in USA, 1999.
- [4] National Instruments Corporation: LabVIEW - User Manual. Printed in USA, 1997.
- [5] LACK, T., GERLICI, J.: Automatizovaný zber a vyhodnocovanie dát pri skúškach spaľovacích motorov. In: XXV. konference kateder a pracovišť spaľovacích motorů českých a slovenských vysokých škol, str. 205 - 210, Praha 1994.
- [6] JANDAČKA, J.: Riadenie hydrostatického pohonu mobilného pracovného stroja. KDP, VŠDS Žilina, 1993

Jana Novomeská - Peter Patek *

ANALÝZA CASH FLOW RIEČNEJ NÁKLADNEJ LODE PROJEKTOVANEJ PRE MOŽNOSŤ TLAČENIA ČLNOV

CASH FLOW ANALYSIS OF RIVER CARGO SHIP PROJECTED FOR POSSIBILITY OF PUSHING TOWAGE

Príspevok sa zaoberá analýzou cash flow riečnej nákladnej lode vo vzťahu k technickým parametrom pri sólo plavbe, ako aj v konfiguráciách s člmi DE. Vstupom je koncepcia pohonu pre dosiahnuteľné rýchlosti na analýzu ACF lode počas nasadenia na danú plavebnú reláciu. Vyhodnotené výsledky analýz obratovosti a výsledného ACF plavidla, ako aj súlodia MNL + čln DE pri zadanych nákladových tarifikách, a to v závislosti od stavebnej ceny lode.

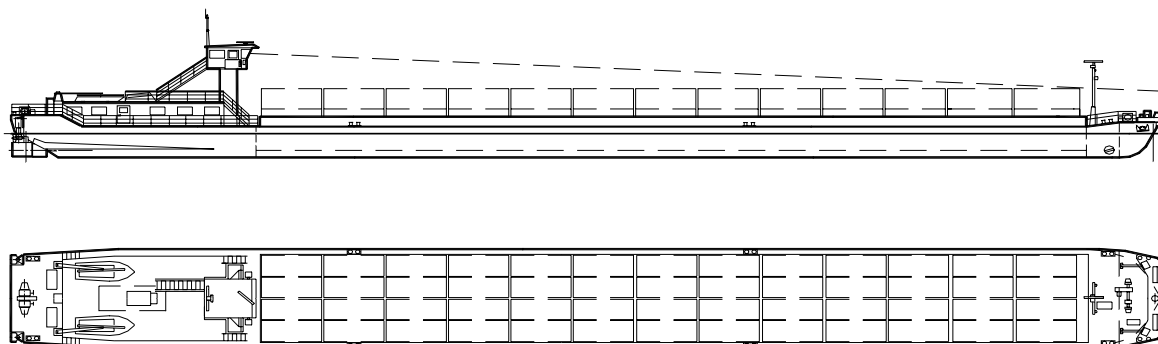
This work deals with river cargo ship analysis of effectiveness relating to technical parameters of single navigation and in configuration with barges DE. Input comes from the propulsion conception for reachable speeds for ACF of the ship analysis during the ordering for a specific relation. Evaluated are results of rate of turnover and final ACF of the vessel, as well as analyses of a group of vessels by specific freight rates independent of the building price of the ship.

1. Úvod

Pri projektovanej príprave nákladnej lode pre európske vodné cesty v Slovenských lodeniciach, a. s., Komárno bolo potrebné riešiť jej ekonomickú efektívnosť vo vzťahu k stavebnej cene, prevádzkovému nasadeniu a riešeniu propulzie [1]. Štúdia [2] bola výsledkom úzkej spolupráce lodeníc, prevádzkovateľa - Slovenská plavba a prístavy, a. s., Bratislava, VÚD Bratislava a univerzitných pracovísk STU v Bratislave a ŽU v Žiline. Posudzovanie efektívnosti nákladnej lode je komplexná technicko-ekonomická problematika, ktorá odráža vplyv technického riešenia na cash flow plavidla na zadanych plavebných reláciách [3].

1. Introduction

For the cargo ship project prepared for European waterways in Slovak Shipyard, Komárno, it was necessary to solve its economic effectiveness in relation to building price, operation and propulsion design [1]. Study [2] was the result of close cooperation of shipyards, operator - Slovak Navigation and Ports (SPaP), Transport Research Institute (VÚD) and workplaces of the Slovak University of Technology and University of Žilina. Effectiveness considerations of cargo ship are complex technical and economic problems that reflect the influence of technical solutions with the cash flow of the vessel at specific navigating routes [3].



Obr. 1 Celková dispozícia riečnej nákladnej lode Danubius [4]

Fig. 1 Complete disposition of river cargo ship Danubius [4]

* Ing. Jana Novomeská, Doc. Ing. Peter Patek, CSc.

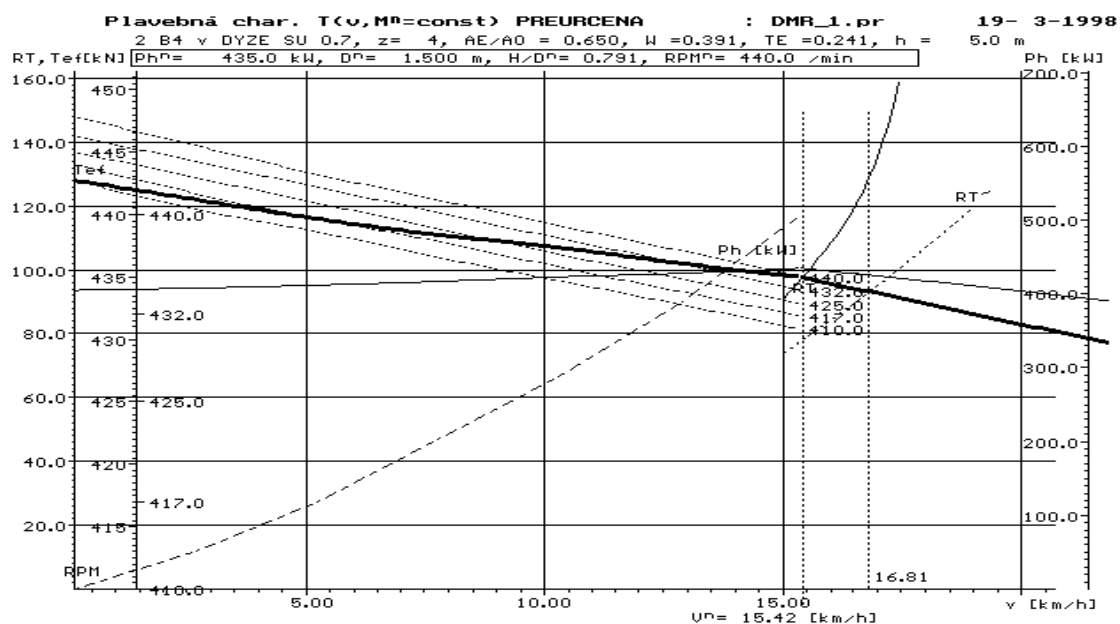
Department of Water Transport, Faculty of Operation and Economics of Transport and Communications, University of Žilina, Moyzesova 20, 010 26 Žilina, Slovak Republic, Phone: +421-89-5133 328, E-mail: novomeska@fpedas.utc.sk
Department of Combustion Engines and ships, Faculty of Mechanical Engineering, Slovak University of Technology, Nám.Slobody 17, 812 31 Bratislava, Slovak Republic, Phone: +421-7-5729 6379

2. Návrhové rýchlosti

Na vyhodnotenie obratovosti a prepravnej kapacity je treba poznať prevádzkovú rýchlosť plavidla na predpokladaných vodných cestách v spojitosti so stavom naloženia plavidla a parametrami výkonu a propulzie. Pretože išlo o projektované plavidlo, bolo potrebné vyhodnotiť aj otázku voľby počtu vrtúľ, resp. motorov, ako aj hlavné parametre propulzie v úvodnom štádiu projektovania [3], čo vyústilo do konečného návrhu pohonu. Hlavné technické charakteristiky a usporiadanie projektovaného plavidla je možné nájsť v príspevku [4].

2. Design speeds

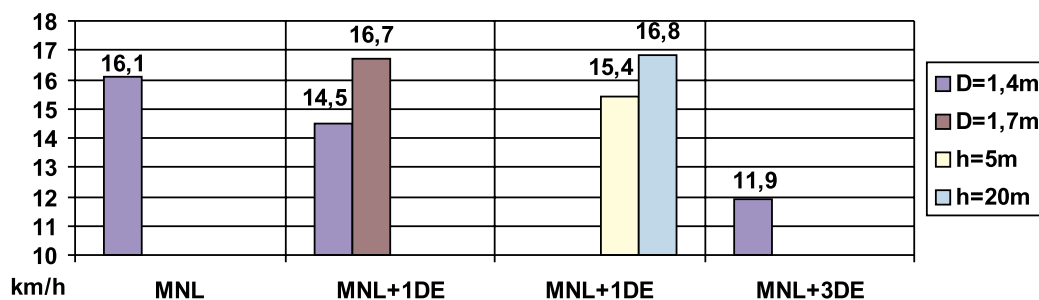
For the evaluation of the rate of turnover and transport capacity it is necessary to know the operational speed of the vessel at presumed waterways in context with the condition of the load of the vessel and the parameters of power and propulsion. As we considered the designed vessel, it was also necessary to evaluate in the first part of the projection [3] the query of the number of propellers (or engines) and also the main parameters of propulsion. That evaluating has led to the final project of ship propulsion. The main technical characteristics and arrangement of the designed vessel can be found in [4].



Obr. 2 Plavebná charakteristika a určenie návrhovej rýchlosti na hĺbke 20 m
Fig. 2 Navigation characteristic and design speed estimation at depth 20 m

Výpočet rýchlosti dosahovanej na hĺbke 20 m, čo už možno prakticky považovať za neobmedzenú rýchlosť, je vidieť podľa plavebnej charakteristiky na obr. 2. Dosiahnuteľné rýchlosti pre jednovrtulový variant pre hriadeľový výkon 950 kW s motorom

Speed calculation at depth 20 m (practically considered as an unlimited speed) can be seen as a navigation characteristic in Fig. 2. Achieved speeds for single-propeller variant for shaft power 950 kW with Deutz engine and for double-propeller variant



Obr. 3 Rýchlosti pre niektoré konfigurácie lode, resp. loď + čln [3]
Fig. 3 Speeds for some ship + barge configurations [3]

Deutz a pre dvojvrtuľový variant 2 x 436 kW s motormi Caterpillar sú zhrnuté v nasledujúcom diagrame obr.3 [2].

3. Analýza cash flow

Štruktúra vyhodnotenia ekonomickej efektívnosti a ziskovosti prevádzky plavidla v zásade vychádza z obvyklých charakterových štúdií používaných na bilancovanie efektívnosti námorných lodí v projekčnom štádiu pre finančné účely v lodeniciach. Zostavená metodika je závislá od plavebnej relácie - trasy s predpokladanými tovarovými prúdmi. Možnosti a objemy prepokladaných preprav tovarov sú výsledkom marketingového prieskumu VÚD Bratislava. Ide o plavebné smery po Dunaji medzi Bratislavou a západnou Európou a Bratislavou a Čiernym morom (ako aj späť). Z tohto hľadiska bolo zadáných päť plavebných trás aj s prepokladanými perspektívnymi druhmi tovarových prúdov, ktorých príklad je v nasledujúcej tabuľke 1.

2x436 kW with Caterpillar engines are summarized in the following diagram Fig.3 [2].

3. Cash flow analysis

The structure of evaluating the economic effectiveness and profitability of vessel operation principally issues from the usual feasibility studies. These are used for evaluating the effectiveness of seaworthy ships in projecting times in shipyards for financial purposes. Designed methods depend on navigating relation -the route with presumed goods flows. Possibilities and capacities of presumed transports of goods are the results of marketing research of VÚD Bratislava. It concerns the navigating routes on the Danube between Bratislava and western Europe, Bratislava and the Black Sea and back. From this view, 5 navigating routes were ordered with presumed perspective kinds of goods flows (example in Table 1).

Příklad trás a predpokladané druhy tovarov

Tab. 1

Trasa	Kód	Vzdialenosť	Druh tovarov
Bratislava - Rotterdam - Bratislava	BRB	1620 km	hutný materiál, ruda, chemikálie, TEU
Bratislava - Nurnberg - Bratislava	BNB	645 km	hromadné náklady, Ro-Ro
Bratislava - Constanca - Bratislava	BCB	1640 km	hut. a valc. mat., ruda, TEU, tek. substr.
Bratislava - Vidin - Bratislava	BVB	1076 km	Ro-Ro, TEU
Bratislava - Osijek - Bratislava	BOB	503 km	chemické substráty

Routes and presumed kinds of goods example

Tab. 1

Route	Code	Distance	Kind of goods
Bratislava - Rotterdam - Bratislava	BRB	1620 km	metallurgic material, ore, chemicals, TEU
Bratislava - Nürnberg - Bratislava	BNB	645 km	bulk cargo, Ro-Ro
Bratislava - Constanca - Bratislava	BCB	1640 km	metal. a roller mat., ore, TEU, liq. bulk cargo
Bratislava - Vidin - Bratislava	BVB	1076 km	Ro-Ro, TEU
Bratislava - Osijek - Bratislava	BOB	503 km	chemical cargo

Východiskovými parametrami analýz efektívnosti sú prepravné tarify (FR) pre dané predpokladané plavebné relácie a druhy tovarov. Ich veľkosti sa tu berú ako dané, zodpovedajúce súčasnému stavu prepravných taríf. Príklad je vidieť na tabuľke 3 a celkove v [1].

Štruktúrne celý výpočet SEAKEY CARGO SHIP ECONOMICS pozostáva z dvoch sekcií a je znázornený v nasledujúcej tabuľke 2. Prvá sekcia sa týka identifikácie lode a prípadne člnov, ich technických údajov a cien, trasy a operačných dní - prvá strana. Druhá sekcia je vlastný výpočet efektívnosti - všetky ostatné strany. Táto sekcia sa skladá z dvoch častí, a to z výpočtu efektívnosti v prvom roku nasadenia lode do prevádzky a výpočtu akumulovaného Cash Flow (ACF) počas desiatich rokov prevádzky. Štruktúra príjmov a výdavkov sa zachováva podľa prvého roku, pritom príjmy a výdavky sú prepočítané cez samostatné miery inflácie. Štruktúra kapitálových výdavkov vychádza z rovnakých predpokladov: predbežné náklady sú nulové, pôžička na

The initial parameters of effectiveness analyses are freight rates (FR) for presumed navigating routes and kinds of goods. The specific sizes freight rates are taken as they reply to the contemporary state of freight rates in common. An example can be seen in Table 3, summarized in [1].

Structurally, calculation SEAKEY CARGO SHIP ECONOMICS consists of 2 sections (demonstrated in following Table 2). The first section concerns ship identification; if any barges, their main particulars and prices, route and operating days. This is shown at the first page. The second section is the effectiveness calculation. This is shown at the other pages. This section consists of 2 parts: first year effectiveness calculation of ship operation and Accumulated Cash Flow (ACF) calculation during 10 operating years. The structure is preserved according to the first year, while income and costs are recounted through separated inflation rates. Capital costs structure are issued from the same presumptions: preliminary costs are zero, loan for the ship covers

loď je na celú hodnotu ceny pri 10 %-nom ročnom zúročovaní s dobou splatnosti 10 rokov. Odpisové sadzby sa týkajú lode aj člnov. Operačné doby sú štatistické údaje, ktoré vychádzali zo súčasného prehľadu prevádzky Divízie riečnej dopravy SPaP. Kanálové poplatky zahŕňali poplatky za plavbu kanalizovanými úsekmi. Tieto sa vzťahovali k tona prepravovaného nákladu a pri TEU a Ro-Ro ku kusom. Pre metodiku výpočtu potom všetky vstúpili jednotne vo vzťahu k tonám.

Z dôvodu operatívosti a rýchlych prepočtov bol celý priebeh výpočtu efektívnosti zostavený pomocou tabuľkového procesoru Lotus 1-2-3(.wk4) /Excel(.xlw) do tabuliek. Tým boli vygenerované súbory, ktorých označenie pre prehľadnosť uvádzané v hlavičke vychádza z názvu príslušnej trasy a príslušnej konfigurácie, napr. brb_0.wk4 (MNL sólo Bratislava - Rotterdam - Bratislava) alebo bcb_3k.wk4 a podobne [3]. Výpočet ACF za 10 rokov vychádza z ceny lode 4 mil. USD pre všetky prípady trás a konfigurácií a pri 75 %-nom vyťažení plavidiel. Ročná kapacita zodpovedá plnému vyťaženiu plavidiel - tabuľka 2 a diagramy na obr. 4.

the whole amount of the price with interest 10 % p.a. with expire date 10 years. Depreciation rates concern both ship and barges. Operating days are statistic data that is issued from the present summary of operation of River Transport Division of SPaP. Channel dues cover dues for sailing through the channel leg. These are related to the tonnage of shipping cargo and for TEU and Ro-Ro to cargo unit. For calculation methods all of them enter consistently in relation to tons.

To be operative and to get quick calculations the whole course of effectiveness calculation is made up by means of spreadsheet Lotus 1-2-3(.wk4) /Excel(.xlw). There were files created and for a better view their denotation in the heading issues from the relevant route and relevant configuration, e.g. brb_0.wk4 (MNL solo Bratislava-Rotterdam-Bratislava) and so on [3]. ACF calculation in 10 years issues from ship size 4 million USD for every case of routes and configurations and for load factor 75 %. Annual capacity replies to full loading - Tab. 2 and diagrams in Fig. 4.

Analýza CF nákladnej lode s jedným člnom na trase Bratislava - Rotterdam a späť

Tab. 2

CF analysis of cargo ship with 1 barge at route Bratislava - Rotterdam and back

Tab. 2

SEAKEY CARGO SHIP ECONOMICS

brb_1.xlw

SHIP IDENTIFIKATION:

River cargo ship 2200 t

Project 90-12/309

SHIP MAIN PARTICULARS:

River cargo ship 2200 t

TECHNICKÉ ÚDAJE LODE:

Deadweight:	2500 ton	Propulsion Power:	1125 kW
Cargo Payload:	2200 ton	Averg. speed:	19 kmph
Gross Tonnage:	2200 GT	Auxiliary Power:	260 kW
Length AO:	109.5 m	Currency:	M USD
Beam:	11.4 m	Building Price:	5.5 MUSD
Draught:	2.7 m	Start of Operat.:	1998

534658

BARGE MAIN PARTICULARS:

DEIIb

Cargo Payload:	1600 ton	Number:	1
Length AO:	76.5 m		
Beam:	11.3 m	Actual price:	0.2 MUSD
Total Cargo Payload:	1600 ton	Total price:	0.2 MUSD

CARGO CAPACITY

Number of Units

Unit Volume

Unit Weight

Cargo Volume

Cargo Weight

USD/ton

FREIGHT RATE

Cargo1:	GeneralCargo	1	2200	2200	26.3
Cargo2:		1	1600	1600	26.3
Cargo3:					
Cargo4:					
Total Cargo Payload:				3800 t	

FREIGHT RATE (AVRG):

26.30 USD/ton

ROUTE AND SCHEDULE: Bratislava - Rotterdam - Bratislava			
Operating days per year.:	364 days	Distance:	1620 km
Schedule	OUT	BACK	TRIP
Average Speed:	12 km.p.h.	13 km.p.h	12.5 km.p.h
Time at River:	135.0 hours	124.6 hours	259.6 hours
Time at Ports:	120.0 hours	120.0 hours	240.0 hours
Time at Home:	72.0 hours	72.0 hours	144.0 hours
Time per Leg:	327.0 hours	316.6 hours	643.6 hours
Operating Days:	13.6 days	13.2 days	26.8 days
Number of trips:	13.6 per year	13.6 per year	13.6 per year
Cargo per year:	51579 ton	51579 ton	103157 ton

SEAKEY CARGO SHIP ECONOMICS

Cargo Revenue

CARGO LOAD FACTORS AND FARES in USD 1998						
Category	OUT			BACK		
	FR[USD/t]	LF%	USD/unit	FR[USD/t]	LF%	USD/unit
Cargo1: General Cargo	26.3	75	43 395	26.3	75	43 395
Cargo2:	26.3	75	31 560	26.3	75	31 560
Cargo3:						
Cargo4:						
Total Cargo			74 955			74 955

CARGO UNITS CARRIED PER YEAR 1998					
	OUT		BACK		TOTAL
	per Trip	Total	per Trip	per Trip	
Cargo1: General Cargo	0.75	10.2	0.75	10.2	20.4
Cargo2:	0.75	10.2	0.75	10.2	20.4
Cargo3:					
Cargo4:					
Total Cargo	20.4		20.4		40.7

FREIGHT REVENUE PER YEAR					
	OUT		BACK		TOTAL
	tons	USD	tons	USD	tons USD
Cargo1:	22 396	589 014	22 396	589 014	44 792 1 178 029
Cargo2:	16 288	428 374	16 288	428 374	32 576 856 748
Cargo3:					
Cargo4:					
CARGO GROSS REVENUE:	38 684	1 017 388	38 684	1 017 388	77 368 2 034 777

COST OF SALES				
	OUT		BACK	TOTAL
Fare Dilution %				
Commissions %	3	30 522	30 522	61 043
Advertising %				
Total Cost of Sales	3	30 522	30 522	61 043

CARGO NET REVENUE:	986 867	986 867	1 973 734
---------------------------	---------	---------	-----------

SEAKEY CARGO SHIP ECONOMICS

Operating Expenses

SHIP PERSONNEL PAYROLL		Onboard	Ashore	An.Salary	Soc.cost %	Payroll
Deck and Engine	Officers:	2	1	5 400	38	22 356
	Crew:	4	1.5	2 700	38	20 493
Additional Crew	Repair					
Total Payroll		6	2.5			42 849

CONSUMABLES AND SUPPLIES	USD/dayman	USD/trip	
Provisions	37	4621	62 728
Hotelsupply			
Total Consumables and Supplies		4621	62 728

PORT, CHANNEL CHARGES AND CARGO HANDLING	Ports/Leg	USD/GRT	USD/Unit
Dues and Charges	1	0.8	47 778
Cargo Handling	1	0.4	30 947
Channel Dues	1	2.32	179 494
Total Port, Channel,..Costs			258 219

BUNKER AND LUB. OIL		At River		At Port		FO	LO
		Load %	kW	Load%	kW	g/kWh	g/kWh
Propulsion	Out	85	956			200	1
	Back	85	956			200	1
Aux.Power	Avrg.	50	130	60	156	210	1
Total Consumption		Ton/trip	Ton/year		USD/ton		USD
Propulsion		49.7	673.9		180		121 308
Aux.Power		28.2	382.4		180		68 831
Boilers					180		
Lub.Oil		0.2	3.4		1000		3 370
Total Bunk. & Lub.Oil							193 509

SHIP EXPENSES	% of.brg.p.	% of.ship.p.	BARGE	SHIP
Maintance	0.7	0.7	1 400	38 500
Insurance	0.5	0.5	1 000	27 500
Other				
Total Ship Expenses			2 400	66 000

SHORE SIDE EXPENSES		Pers. No.		7			
				%	%	BARGE	SHIP
Wages							
Social cost							
Office cost							
Administration				10	10	240	62 330
Total Shore Side Expenses						240	62 330

SEAKEY CARGO SHIP ECONOMICS

SUMMARY OF OPER. INCOME AND COSTS

Profitability of Operation

Evaluated year: 1998
Cargo total: 77 368 tons per year

CARGO REVENUE	Freight Rate	Total Income
Cargo Gross Revenue	49 970	2 034 777
Cost of Sales	1 499	61 043
CARGO NET REVENUE:	48 471	1 973 734

OPERATING EXPENSES			
Daily Running Costs:	Payroll	1 052	42 849
	Ship Expenses	1 680	68 400
Total Daily Running Costs		2 732	111 249
Voyage costs:	Bunker & Lub. Oil	4 752	193 509
	Consumables and Supplies	1 540	62 728
	Port & Cargo Handling	6 341	258 219
Total Voyages Costs:		12 634	514 456
Total Shore Side Expenses		1 537	62 570
TOTAL OPERATING EXPENSES:		16 903	688 275

OPERATING INCOME	31 568	1 285 458
-------------------------	---------------	------------------

CAPITAL COST ESTIMATE							
SHIP				BARGES			
Newbuilding Price:		5.5 MUSD		0.2 MUSD			
	LOAN	Amount	Interest		Depreciation		First Year
	years	% of price	%	Cost/year	Years	Cost/year	cost
SHIP	10	100	10	550 000	15	187 000	737 000
BARGE					15	13 800	13 800
CAPITAL COST:		100		550 000		200 800	750 800

FIRST YEAR CASH BALANCE	per cargo unit	
OPERATING INCOME	31 568	1 285 458
FIRST YEAR CAPITAL COST	18 438	750 800
NET CASH FLOW (first year)	13 130	534 658

FREIGHT RATE	49 970	USD per cargo unit
	26.3	USD per ton
TIME CHARTER RATE	73 599	USD per operating day

SEAKEY CARGO SHIP ECONOMICS

Cash Flow Calculation

Annual inflation rates		Average load factor	
Income:	2 %	Cargo:	75 %
Costs:	2 %		

ANNUAL CASH FLOW					
Year	1997	1998	1999	2000	2001
Income		1	1.02	1.04	1.06
Costs		1	1.02	1.04	1.06
Oper. Revenue	-	1 973 734	2 013 208	2 053 472	2 094 542
Oper. Expense	-	688 275	702 041	716 082	730 403
Operating Income	-	1 285 458	1 311 167	1 337 391	1 364 139
Capital Costs:					
Loan - Amount		5 500 000	4 950 000	4 400 000	3 850 000
Payment		550 000	550 000	550 000	550 000
Interest		550 000	495 000	440 000	385 000
Depreciation Ship		187 000	379 500	379 500	379 500
Barge		13 800	13 800	13 800	13 800
Prepayments:					
Amount					
Interest					
TOTAL CAPITAL COSTS		750 800	888 300	833 300	778 300
Start Up Cost.etc					
Net CashFlow:	-	534 658	422 867	504 091	585 839
Accumulated CF		534 658	957 526	1 461 617	2 047 455

Year	2002	2003	2004	2005	2006	2007
Income	1.08	1.10	1.13	1.15	1.17	1.20
Costs	1.08	1.10	1.13	1.15	1.17	1.20
Operating Revenue	2 136 433	2 179 161	2 222 745	2 267 200	2 312 544	2 358 794
Operating Expense	745 011	759 912	775 110	790 612	806 424	822 553
Operating Income	1 391 421	1 419 250	1 447 635	1 476 588	1 506 119	1 536 242
Capital Costs:						
Loan - Amount	3 300 000	2 750 000	2 200 000	1 650 000	1 100 000	550 000
Payment	550 000	550 000	550 000	550 000	550 000	550 000
Interest	330 000	275 000	220 000	165 000	110 000	55 000
Depreciation Ship	379 500	379 500	379 500	379 500	379 500	379 500
Barge	13 800	13 800	13 800	13 800	13 800	13 800
Prepayments:						
Amount						
Interest						
TOTAL CAPITAL COSTS	723 300	668 300	613 300	558 300	503 300	448 300
Start Up Cost. etc						
Net CashFlow:	668 121	750 950	834 335	918 288	1 002 819	1 087 942
Accumulated CF	2 715 577	3 466 527	4 300 861	5 219 149	6 221 968	7 309 910

Trasy, prepravné kapacity a ACF

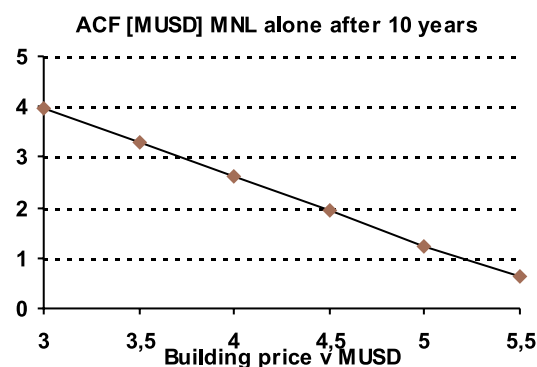
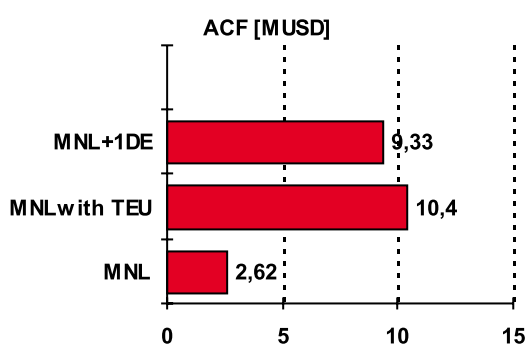
Tab. 3

Trasa zostava	Súbor	Ročná kapacita [t]	Ročná návratnosť	Priemerné FR [USD/t]	ACF po 10 r. [MUSD]
Bratislava - Rotterdam - Bratislava					
MNL, hromadný náklad	BRB_0	63250 t	14,4	26,30	2,62
MNL, TEU transport	BRB_0K	61990 t	14,4	43,25	10,40
MNL + 1 čln DE, hromadný náklad	BRB_1	103160 t	13,6	26,30	9,33

Routes, transport capacity and ACF

Tab. 3

Route configuration	File	Capacity per year [t]	Returns at year	Average FR [USD/t]	ACF after 10y [MUSD]
Bratislava - Rotterdam - Bratislava					
MNL, general cargo	BRB_0	63250 t	14.4	26.30	2.62
MNL, TEU transport	BRB_0K	61990 t	14.4	43.25	10.40
MNL + 1 barge DE, general cargo	BRB_1	103160 t	13.6	26.30	9.33



Obr. 4 ACF v MUSD počas 10 rokov na trase Bratislava - Rotterdam - Bratislava

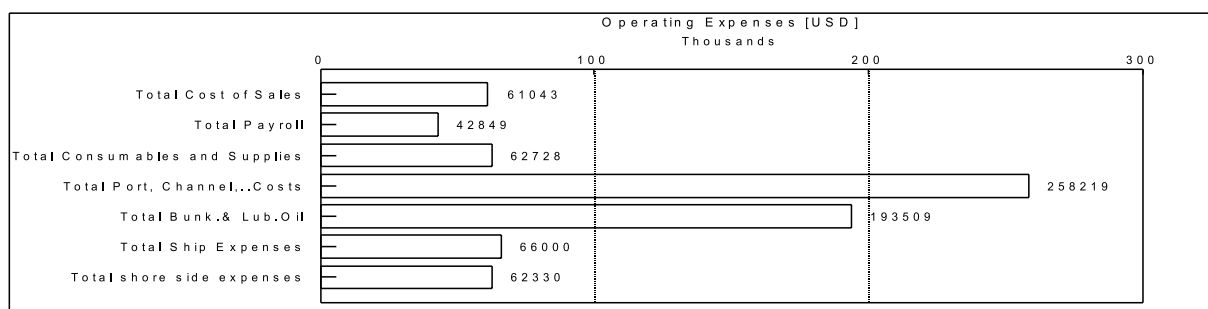
Fig.4 ACF in MUSD for 10 years at the route Bratislava - Rotterdam - Bratislava

4. Zhrnutie

Analýza cash flow prepráv umožňuje určovať výnosnosť plavidla, resp. súladia pre zadanú plavebnú reláciu a predpokladané tovarové prúdy. Tu uvedené výsledky pre jednotlivé trasy zodpo-

4. Conclusions

Transportation cash flow analysis facilitates determine the rate of return determining of ship or group of vessels for the navigating route and presumed goods flows. The mentioned



Obr. 5 Štruktúra prevádzkových nákladov MNL + 1DE na trase Bratislava - Rotterdam - Bratislava

Fig. 5 Structure of operating expenses of MNL + 1DE vessel at the route B-R-B.

vedajú zadaným konkrétnym vstupným údajom usporiadaným v položkách tabuliek. V prípade odlišných hodnôt je potrebné uskutočniť nové prepočty, čo však zostavené modely jednoducho umožňujú. ACF prepráv je silne závislý od prepravnej relácie a prepravných sadzieb. Všeobecne je vidieť na diagramoch obr. 4, že pri vhodnom nasadení bude plavidlo výnosné pri konkurencieschopnej cene pohybujúcej sa okolo 3 - 4 mil. USD.

Cash flow lode je podmienený obratovosťou. Obratovosť závisí od operačnej rýchlosti a od ďalších dôb potrebných na prekládku, údržbu a pod. To súčasne potvrdzuje oprávnenosť projektu na možnosť tlačenia a vyvážovania člnov do súlodia, použitie lámaného spriahla a s tým súvisiace dimenzovanie propulzno-kormidelného systému.

Recenzenti: J. Klepoch, P. Žarnay

results reply to concrete input data arranged in the tables. In the case of different values, it's necessary to realize new recounts the compiled models allow for. Freight ACF strongly depends on freight route and FR. Fig.4 shows that by acceptable ordering the vessel will be profitable at the price 3-4 million USD.

The cash flow of the ship is a condition of the rate of turnover. It depends on the operating speed and on other times (cargo handling, maintenance etc.). It confirms the entitlement of the project on the possibility of pushing towage and connection of the barges to configurations using broken coupling and dimensing propulsion-steering system.

Reviewed by: J. Klepoch, P. Žarnay

References

- [1] KLEPOCH, J. and col.: Development of progressive ship means for rationalization of transport of energetic goods and raw materials in Danube, Mohan and Rhine region, VT project 10-513-16, Bratislava-Komárno 1995.
- [2] PATEK, P., TICHÝ, J.: Effectivity study of motor cargo ship for D-M-R, KSLVS-90, SjF STU Bratislava, 1995.
- [3] TICHÝ, J., PATEK, P., BARÁTH, T.: Development and design of propulsion and calculations of motor cargo ship coupling powers for European waterways with pushing equipment, KSLV-93, for SL, a.s., Komárno, Bratislava, 1996.
- [4] SNITKA, M.: Development of modern cargo ship Danubius for waterway Danube-Mohan-Rhine, Proceedings „Mechanical engineering '97“, STU Bratislava 1997, p. 144-147.



Plánovanie v malom a strednom podnikaní

Úspešnosť, resp. neúspešnosť podnikateľskej činnosti je závislá, okrem množstva objektívnych príčin aj od toho, či podnikateľské subjekty majú základné poznatky o podstate a správaní sa v podnikateľskej práci.

Základné poznatky z tejto problematiky poskytuje monografia, doc. Ing. Štefana Hittmára, CSc. Plánovanie v malom a strednom podnikaní alebo ako začínať, zaisťovať a rozvíjať podnikateľskú činnosť. Metodika a metodoológia podnikateľských plánovacích aktivít, 161 strán, ŽU 1999. Obsahovo je zameraná na jednu vybranú časť fungovania podniku v súčasnom konkurenčnom prostredí trhovej ekonomiky, a to na relatívne samostatnú oblasť riadenia malého a stredného podnikania.

V publikácii sa autor venuje problematike plánovacích činností pri začínaní, zaisťovaní a rozvíjaní podnikateľských aktivít. V podobe rozpracovaných univerzálnych metodických a metodologických postupov sú v nej predkladané základné vysvetlenia a postupy pre ľubovoľné aplikačné oblasti rôznych podnikateľských subjektov. Plánovanie sa v publikácii chápe ako východisková funkcia riadenia - základný nástroj pri vytváraní predstáv a zabezpečovaní budúcich úloh podnikania.

Obsah publikácie je koncipovaný v deviatich kapitolách, v ktorých autor postupne definuje podnikateľský subjekt, vysvetľuje základné východiská a podmienky podnikania a rozvíja podstatu plánovania i v podnikateľskom prostredí. Zvlášť popisuje plánovaciu kategóriu podnikateľského zámeru s uvedením jej prepojenia na ďalšie kategórie, ktorými sú podniková stratégia a podnikateľský plán.

Stratégiu a podnikateľský plán, ako základné plánovacie kategórie, autor chápe vo vzájomnej súvislosti a dopĺňaní. Prioritne stratégia predchádza podnikateľský plán, resp. podnikateľský plán rozpracováva, konkretizuje a v reálnejšej podobe realizuje strategické ciele. Rôzne podnikateľské prostredie, veľkosť podniku, jeho vývoj, orientácia a konkrétna situácia predurčujú vlastnú obsahovú stránku podnikateľských plánov i formu ich vypracovania. Preto je v publikácii predložený univerzálny metodický materiál pre ľubovoľného záujemcu o vypracovanie podnikovej stratégie a podnikateľského plánu a pre riešenie niektorých súvisiacich problémov v rôznych podmienkach podnikania.

Súčasťou publikácie je aj jej prílohová časť, kde sú uvedené základné metódy a techniky racionalizujúce proces plánovania v podnikateľských činnostiach. Sú vypracované v podobe katalógu pre použitie v konkrétnych častiach plánovacích aktivít.

Publikácia je určená jednak teoretikom, ktorí sa zaoberajú štúdiom o a vyučovaním podnikania, ale tiež aj praktikom, t. j. majiteľom a manažérom rôznych podnikateľských subjektov, ktorí začínajú, vykonávajú a ďalej chcú rozvíjať svoje podnikateľské aktivity. Najmä vďaka jej pragmatickému spracovaniu možno publikáciu odporúčať ako veľmi názornú praktickú, a tým aj užitočnú pomôcku pre rôzne podnikateľské aktivity v náročnom trhovom prostredí, pre študentov vysokých a stredných škôl, ktorí sa touto problematikou zaoberajú

Prof. Ing. Ján Mikolaj, DrSc.

Dizertačná práca: Prijazdové komunikácie k mostovým prepraviskám
Autor: Ing. Vlastimil MACH
Študijný odbor: 91 - 23 - 9 Vojenská doprava a vojenské stavby
Pracovisko: Žilinská univerzita v Žiline, Fakulta špeciálneho inžinierstva
Katedra vojenského stavitelstva
Školiteľ: prof. Ing. Pavel POLEDŇÁK, PhD.
Obhajoba: 28. 9. 1999 na FŠI ŽU

Resumé:

Dizertačná práca sa zaoberá problematikou zriaďovania prijazdových komunikácií k mostovým prepraviskám v krízových situáciách. Základnou úlohou bolo preukázanie vhodnosti použitia zeminy stabilizovanej cementom s pridaním prísad urýchľujúcich tuhnutie a tvrdnutie zmesi pre vozovky prijazdových komunikácií k mostovým prepraviskám. Práca obsahuje 62 strán textu a 79 strán príloh. Je rozdelená do deviatich kapitol.

Ako základná metóda riešenia bola použitá metóda experimentálneho vyšetřovania v laboratóriu. Popisuje sa metodológia experimentálnych meraní a použitý súbor skúšobných zariadení. V práci je vykonaná podrobná analýza vhodnosti materiálov pre experimentálnu časť. Dôraz je položený na výber vhodnej prísady - vysokoúčinného plastifikátora.

Výsledky práce sú prezentované v ôsmej kapitole, kde je preukázaná závislosť nárastu pevnosti jednotlivých zmesí od času. Ďalej je preukázané výrazné zvýšenie odolnosti jednotlivých zmesí proti účinkom vody a mrazu v porovnaní so zmesou bez prísad. V tejto kapitole je vykonaná analýza a syntéza výsledkov experimentálnej časti.

V poslednej, deviatej, kapitole sú zhrnuté základné závery pre spoločenskú prax a ďalší rozvoj vedného odboru.

ŽILINSKÁ UNIVERZITA V ŽILINE
 FAKULTA ŠPECIÁLNEHO INŽINIERSTVA
 Katedra Vojenského stavitelstva

**PRÍJAZDOVÉ KOMUNIKÁCIE
 K MOSTOVÝM PREPRAVISKÁM**

Dizertačná práca

Doktorand: Ing. Vlastimil MACH
 Školiteľ: prof. Ing. Pavel POLEDŇÁK, PhD.

Žilina 1999

Dizertačná práca: Stavebno-technologické projektovanie rozsiahlych zemných prác
Autor: kpt. Ing. Marián Marcin
Študijný odbor: 91-23-9 Vojenská doprava a vojenské stavby
Špecializácia: Železničný spodok
Pracovisko: Žilinská univerzita v Žiline, Fakulta špeciálneho inžinierstva,
Katedra obnovy železníc
Školiteľ: doc. Ing. Josef Reitšpís, PhD.
Obhajoba: 28.9.1999 na FŠI ŽU

Resumé:

Dizertačná práca sa zaoberá riešením aktuálnych problémov cestného a železničného staviteľstva, ktoré vyplývajú z potrieb skvalitnenia a zefektívnenia zemných prác pri výstavbe dopravných komunikácií. Práca má 140 strán textu vrátane zoznamu použitých symbolov, skratiek, obrázkov, tabuliek, grafov, algoritmov a použitej literatúry. Nad uvedený rozsah je priložených 15 príloh, ktoré vecne dopĺňajú obsah jej jednotlivých častí.

Metódy riešenia boli podriadené cieľom a obsahu dizertačnej práce, ktoré nadväzujú na dosiahnutú úroveň poznania a osvojovania si teoretických a praktických poznatkov vychádzajúcich z reálnej skutočnosti stavebnej výroby.

Výsledky dizertačnej práce ako i závery pre ich realizáciu a ďalší rozvoj vedy sú začlenené do siedmich kapitol, ktorých hlavným cieľom je zabezpečenie efektívnych výsledkov stavebno-technologického prípravy optimálnym riešením vzájomných vzťahov medzi jednotlivými štruktúrami výstavbového procesu z hľadiska realizácie zemných prác.

ŽILINSKÁ UNIVERZITA V ŽILINE
 Fakulta špeciálneho inžinierstva

kpt. Ing. Marián Marcin

**STAVEBNO-TECHNOLÓGICKÉ PROJEKTOVANIE
 ROZSAHLÝCH ZEMNÝCH PRÁČ**

Dizertačná práca

Žilina 1999

POKYNY PRE AUTOROV PRÍSPEVKOV DO ČASOPISU KOMUNIKÁCIE - vedecké listy Žilinskej univerzity

1. Redakcia prijíma iba príspevky doteraz nepublikované alebo inde nezaslané na uverejnenie.
2. Rukopis musí byť v jazyku slovenskom a anglickom. K článku dodá autor resumé v rozsahu 10 riadkov v slovenskom a anglickom jazyku.
3. Príspevok prosíme poslať e-mailom na adresu **vrablova@nic.utc.sk**, alebo **holesa@nic.utc.sk**, alebo doručiť na **diskete 3,5"** v programe **Microsoft WORD**, spolu s 1 vytlačeným parom (podklad na posúdenie redakčnou radou), na Rektorát ŽU, Ing. Vrablova, odd. vedy a výskumu, Moyzesova 20, 010 26 Žilina.
4. Skratky, ktoré nie sú bežné, je nutné pri ich prvom použití rozpísať v plnom znení.
5. Obrázky, grafy a schémy, pokiaľ nie sú spracované v **Microsoft WORD**, je potrebné priložiť na disketu (ako .TIF, .CDR, .BMP, .WMF, .PCX, .JPG súbory), prípadne nakresliť kontrastne na bielom papieri a predložiť v jednom exemplári. Pri požiadavke na uverejnenie fotografie priložiť ako podklad kontrastnú fotografiu alebo diapozitív. Pre obidve mutácie spracovať jeden obrázok s popisom v slovenskom a anglickom, resp. len v anglickom jazyku.
6. Odvolania na literatúru sa označujú v texte alebo v poznámkach pod čiarou príslušným poradovým číslom v hranatej zátvorke. Zoznam použitej literatúry je uvedený za príspevkom. Citovanie literatúry musí byť podľa záväznej STN 01 0197 „Bibliografické citácie“.
7. Na prvej strane článku pod čiarou prosíme uviesť: meno, priezvisko, tituly, adresu inštitúcie v ktorej autor pracuje, e-mail alebo číslo telefónu.
8. Text príspevku posúdi redakčná rada na svojom najbližšom zasadnutí a zašle rukopis na recenzovanie. O výsledku bude redakcia informovať autora ústne alebo písomne.
9. Termín na dodanie článkov jednotlivých čísel je 31. 3., 30. 6., 30. 9. a 15. 12.

COMMUNICATIONS - Scientific Letters of the University of Žilina Writer's Guidelines

1. Submissions for publication must be unpublished and not be a multiple submission.
2. Manuscripts written in English language must include abstract also written in English. The abstract should not exceed 10 lines.
3. Submissions should be sent:
 - by e-mail to one of the following addresses: **vrablova@nic.utc.sk** or **holesa@nic.utc.sk**;
 - on a **3.5" diskette** in **Microsoft WORD** with a hard copy (to be assessed by the editorial board) to the following address: Rektorát ŽU, Ing. Vrablova, OVV, Moyzesova 20, 010 26 Žilina, Slovakia.
4. Abbreviations which are not common must be used in full when mentioned for the first time.
5. Figures, graphs and diagrams, if not processed by **Microsoft WORD**, must be sent on a diskette (as .TIF, .CDR, .JPG, .PCX, .VMF, .BMP files) or drawn in contrast on white paper, one copy enclosed. Photographs for publication must be either contrastive or on a slide.
6. References are to be marked either in the text or as footnotes numbered respectively. Numbers must be in square brackets. The list of references should follow the paper.
7. The author's exact mailing address, telephone number and contact information must be enclosed.
8. Each submission will be assessed by the editorial board and sent to referees. A response will be received in two months either in writing or orally.
9. The deadlines for submissions are as follows: March 31, June 30, September 30 and December 15.



VEDECKÉ LISTY ŽILINSKEJ UNIVERZITY
SCIENTIFIC LETTERS OF THE UNIVERSITY OF ŽILINA

Šéfredaktor:

Editor-in-chief:

Prof. Ing. Pavel Poledňák, PhD.

Redakčná rada:

Editorial board:

Prof. Ing. Ján Bujňák, CSc. - SK
Prof. Ing. Karol Blunár, DrSc. - SK
Prof. Ing. Otakar Bokůvka, CSc. - SK
Prof. RNDr. Jan Černý, DrSc. - CZ
Prof. Ing. Ján Čorej, CSc. - SK
Prof. Eduard I. Danilenko, DrSc. - UKR
Prof. Ing. Branislav Dobrucký, CSc. - SK
Prof. Dr. Stephen Dodds - UK
Dr. Robert E. Caves - UK
PhDr. Anna Hlavňová, CSc. - SK
Prof. RNDr. Jaroslav Janáček, CSc. - SK
Doc. Ing. Ján Jasovský, CSc. - SK
Dr. Ing. Helmut König, Dr.h.c. - CH
Doc. Dr. Ing. Ivan Kuric - SK
Ing. Vladimír Mošat, CSc. - SK
Prof. Ing. G. Nicoletto - I
Prof. Ing. Ludovít Parilák, CSc. - SK
Ing. Miroslav Pfliegel, CSc. - SK
Prof. Ing. Pavel Poledňák, PhD. - SK
Akad. Alexander P. Pochechuev - RF
Prof. Bruno Salgues - I
Prof. Dr.hab.ing. Lucjan Siewczynski - PL
Prof. Ing. Miroslav Steiner, DrSc. - CZ
Prof. Ing. Pavel Surovec, CSc. - SK
Prof. Ing. Hynek Šertler, DrSc. - CZ

Adresa redakcie:

Address of the editorial office:

Žilinská univerzita
Oddelenie pre vedu a výskum
Office for Science and Research
Moyzesova 20, Slovakia
SK 010 26 Žilina
Tel.: +421/89/622 723
Fax: +421/89/47702
E-mail: polednak@fsi.utc.sk

Vydáva Žilinská univerzita
v EDIS - vydavateľstve ŽU
J. M. Hurbana 15, 010 26 Žilina
pod registračným číslom 1989/98
ISSN 1335-4205

It is published by the University of Žilina in
EDIS - Publishing Institution of Žilina University
Registered No: 1989/98
ISSN 1335-4205

Objednávky na predplatné prijíma redakcia
Vychádza štvrtročne
Ročné predplatné na rok 2000 je 500,- Sk

Order forms should be returned to the editorial office
Published quarterly
The subscription rate for year 2000 is 500 SKK.

<http://fstroj.utc.sk/komunikacie>