

# METODIKA NÁVRHU ELEKTRICKÉHO POHONU TRAKČNÉHO VOZIDLA S ASYNCHRÓNNYMI MOTORMI

## A METHOD OF PROJECTING OF ELECTRIC DRIVE FOR THE TRACTION VEHICLE WITH AN ASYNCHRONOUS MOTOR

*Príspevok sa zaoberá metodikou návrhu trvalého výkonu trakčného vozidla a typového výkonu indukčných trakčných motorov. Pojednáva o spôsobe určenia pravdepodobných mechanických a elektrických parametrov. Uvádza vzťahy a postup pri výpočte pravdepodobných trakčných charakteristík vozidla.*

*This contribution describes a computing method of the continuous rating for the traction vehicle with induction traction motors. A method of specifying probable mechanical and electrical parameters and characteristics of the asynchronous motor as well as relationships and methods for calculation of probable traction characteristics of the vehicle will be shown.*

### Úvod

Pre projektovanie el. trakčných vozidiel s jednosmernými motormi sú známe postupy návrhu typového výkonu trakčných motorov a prenosu trakčného výkonu z motorov na osi hnacích kolies [1], [10], [11]. Existujú tiež metodiky na určenie hlavných elektrických parametrov a rozmerov základných častí jednosmerných motorov [11], [1], [2]. V programe výučby predmetu Elektrická trakcia je toto dôležitá časť.

Nie je nám doteraz známa z literatúry ucelená metodika návrhu trakčného pohonu s asynchrónnymi motormi (ASM) a preto sme sa pokúsili o vlastný príspevok. Formou tohto príspevku, chceme sprístupniť danú problematiku širšej odbornej verejnosti.

Príspevok sa zaoberá otázkou návrhu typového trakčného výkonu, regulačného rozsahu a návrhu hlavných mechanických rozmerov asynchrónneho motora. Je rozobraný prístup k návrhu pravdepodobných elektrických parametrov ASM. V poslednej časti sa podrobnejšie rozoberá spôsob vyšetrenia pravdepodobných trakčných charakteristík vozidla a prúdu motora pri rôznych pracovných režimoch.

### 1. Návrh typového výkonu

Pri návrhu el. pohonu trakčného vozidla je potrebné predovšetkým určiť menovitý trvalý trakčný výkon. Ak máme k dispozícii trakčnú záťaž, konkrétny trakčný profil a požadovanú jazdnú rýchlosť v jednotlivých úsekoch danej trate, môžeme potrebné trakčné výkony v konkrétnych úsekoch vypočítať známymi metódami trakčnej dyna-

### Introduction

Methods of estimation of the traction motor type output and transmission of traction effort from the motor to the driven axle of traction vehicle with DC traction motors are well known [1], [10], [11], as well as methods for specifying main electrical parameters for fundamental parts of DC motors [11], [1], [2]. These are important parts of the education programme in teaching the subject Electrical Traction at the Dept. of Electrical Traction and Energetics ŽU.

However, a method for estimation of asynchronous traction motor main parameters has not been described well enough for teaching purposes in the literature. This paper contributes to this purpose.

Computing of induction traction type output, control range and fitting of its main mechanical dimensions will be described. The calculating method of the supposed motor electrical parameters and the vehicle traction effort characteristics will be analysed in various vehicle operating modes.

### 1. Calculation of traction vehicle type output

It is necessary to specify at first the traction drive nominal output of the traction vehicle. The necessary traction output in concrete track section can be calculated by well-known methods of traction dynamics [10], [12]. It depends on the value of traction load (wagons mass), concrete traction slope profiles and

\* **Doc. Ing. Bernard Bednárík, CSc.**, E-mail: bednarik@fel.utc.sk; **Ing. Milan Pospíšil, CSc.**, E-mail: pospasil@kete.utc.sk; **Doc. Ing. Jiří Drábek, CSc.**, E-mail: drabek@kete.utc.sk; **Ing. Ján Valuška**, E-mail: valuška@kete.utc.sk;  
All authors: University of Žilina, Faculty of Electrical Engineering, Dept. of Electric Traction and Energetics, Veľký diel, SK-010 26 Žilina, Slovakia, Tel./Fax: +421-89-54963

miky [10], [12]. Na základe týchto údajov možno stanoviť maximálne požiadavky na trakčný motor pri jednotlivých rýchlostiach.

Po tomto zistení môžeme podľa pôvodných metodík navrhnuť odpovedajúci typový výkon pre jednosmerný trakčný motor, navrhnuť jeho nominálnu a maximálnu rýchlosť a pre tieto údaje vypočítať pravdepodobné hlavné rozmery motora [11]. Ďalej pomocou normálových charakteristík [11] vyšetříť jeho mechanickú charakteristiku pri menovitom napätí, prípadne i celú sieť mechanických charakteristík v radiacom rozsahu. Na základe týchto pravdepodobných mechanických charakteristík je možné si overiť, či navrhovaný motor a teda i trakčné vozidlo všetky požadované trakčné podmienky splní. Pre jednosmerné trakčné motory sú tieto metodiky známe.

V prípade návrhu trakčných kolajových vozidiel pre rozsiahlejšie trate a premenlivé vozňové zaťaženie sa pri návrhu typového výkonu vychádza z určitých medzných požiadaviek a empirických údajov, kde napr. podľa jednej známej metodiky [1] je možno optimálny výkon navrhovaného trakčného vozidla určiť pomocou vzťahu

$$P_{opt} = 2.723 \cdot 10^{-3} \frac{\varepsilon \cdot \varphi_a}{\rho} \cdot v \cdot v_{max} \cdot m \quad [\text{kW}; 1, \text{N/kN}; 1, \text{km/h, t, l}] \quad (1.1)$$

kde  $m$  - adhézna hmotnosť

$v_{max}$  - je maximálna požadovaná rýchlosť

$\varepsilon$  - súčiniteľ využitia adhéznej hmotnosti

$\varphi_a$  - súčiniteľ adhézie pri nulovej rýchlosti na suchých kolajniciach

$\rho$  - súčiniteľ optimálneho adhézneho preťaženia

$v$  - optimálny regulačný rýchlostný súčiniteľ.

Údaje  $m$  a  $v_{max}$  sú základné požadované parametre vyplývajúce z predpokladanej záťaže a prípustnej prevádzkovej rýchlosti.

Súčiniteľ  $\varepsilon$  závisí predovšetkým od usporiadania podvozku a plynulosti riadenia pohonu. V prípade, že všetky osi trakčného vozidla sú, hnané pohybuje sa  $\varepsilon$  v medziach cca 0,9 - 0,94.

Súčiniteľ  $\varphi_a$  podľa meraní v našich podmienkach sa zvyčajne udáva v medziach 300-340 N/kN

Súčiniteľ  $\rho$  je definovaný pomerom ťažných síl a daný vzťahom:

$$\rho = \frac{F_{tadh}}{F_{t\infty}} > 1 \quad (1.2)$$

$F_{tadh}$  - je maximálna ťažná sila pri rozjazde [kN]

$F_{t\infty}$  - je ťažná sila pri menovitom trvalom výkone a menovitej rýchlosti  $V_{\infty}$  [kN]

Súčiniteľ  $v$  je definovaný pomerom rýchlostí:

$$v = \frac{v_{\infty}}{v_{max}} = \frac{\omega_{\infty}}{\omega_{max}} < 1 \quad (1.3)$$

$V_{\infty}$  - je rýchlosť vozidla pri trvalom menovitom výkone vozidla

$\omega_{\infty}$  - je odpovedajúca uhlová rýchlosť trakčných motorov pri trvalom menovitom výkone vozidla.

Optimálne hodnoty súčiniteľov adhézneho preťaženia  $\rho$  a pomernej regulačnej rýchlosti  $v$  boli získané empirickým sledovaním vlastností realizovaných vozidiel a sú uvedené v tabuľke 1.1.

allowed track sections speeds. This information enables one to determine both the main traction motor parameters and the traction vehicle designed output characteristics.

In this way the DC-traction motor nominal output, nominal and maximum speed and the propable main motor dimensions can be calculated [11]. The principle of the DC-motors characteristics similarity [11] help us to determine the DC-motor mechanical characteristics by nominal voltage as well as all the other characteristics in the whole traction motor control range. Traction characteristics of the traction vehicle can be determined then which allow verification that the DC-motor and vehicle design were determined correctly.

The optimized output of the designed traction vehicle can be calculated by equation [1]:

where  $m$  - adhesion mass,

$v_{max}$  - maximum vehicle speed,

$\varepsilon$  - coefficient of adhesion mass utilization,

$\varphi_a$  - adhesion coefficient by  $v = 0$ ,

$\rho$  - optimal adhesion overload,

$v$  - optimal velocity rate.

The quantities  $m$  and  $v_{max}$  are required parameters relating to supposed wagon load and to allowed working velocity.

Coefficient  $\varepsilon$  depends on the arrangement of traction vehicle bogie and on the kind of electric drive control. In the case where all axles of the traction vehicle are driven, the value of  $\varepsilon$  can be between cca 0.9 - 0.94.

Coefficient  $\varphi_a$  can be well under traction circumstances (dry rails) from 300 to 340 N/kN.

Factor  $\rho$  is defined by the relation:

$$\rho = \frac{F_{tadh}}{F_{t\infty}} > 1 \quad (1.2)$$

$F_{tadh}$  - maximum traction effort [kN],

$F_{t\infty}$  - traction effort by continuous output and continuous speed  $V_{\infty}$  [kN],

Coefficient  $v$  is defined by the equation:

$$v = \frac{v_{\infty}}{v_{max}} = \frac{\omega_{\infty}}{\omega_{max}} < 1 \quad (1.3)$$

$V_{\infty}$  - speed at the vehicle continuous output,

$\omega_{\infty}$  - corresponding rotor electric angular speed of traction motor by continuous output of the vehicle.

Optimal values of adhesion overload coefficients  $\rho$  and velocity rate  $v$  were obtained by an empirical way (comparison with similar traction vehicles) and are in Table 1.1.

Pri návrhu el. prenosu trakčného výkonu u dieselelektrických vozidiel sa využíva vzťah:

The equation (1.4) is used to determine the continuous vehicle speed by diesel-electric traction vehicles:

$$v_{\infty} = 367.2 \frac{P_0 \cdot \eta_g \cdot \eta_{stm} \cdot \eta_m \cdot \eta_u \cdot \rho}{\varepsilon \cdot \varphi_a \cdot m} \text{ [km/h; kW, 1, 1, 1, 1, 1, N/kN, t]} \quad (1.4)$$

kde je:

$P_0$  - najväčší výkon prvotného motora poskytovaný na trakciu  
 $\eta_g$  - energetická účinnosť generátora  
 $\eta_{stm}$  - energetická účinnosť sériovo zaradených statických meničov  
 $\eta_m$  - energetická účinnosť trakčných motorov  
 $\eta_u$  - energetická účinnosť mechanickej prevodovky  
 $\rho, \varepsilon, \varphi_a, m$  - už uvádzané vo vzťahu (1.1)

where

$P_0$  - maximum diesel motor output used for traction,  
 $\eta_g$  - traction generator efficiency,  
 $\eta_{stm}$  - power semiconductor inverters efficiency,  
 $\eta_m$  - traction motor efficiency,  
 $\eta_u$  - mechanical gearbox efficiency,  
 $\rho, \varepsilon, \varphi_a, m$  - described in (1.1).

Table. 1.1: Values of  $\rho$  and  $v$

Electric traction supply system	Vehicle type	Railway service type	$\rho$	$v$	Note
DC	locomotive	long-distance express train	2.0	0.65	
		express train	2.0	0.55	
		passenger train	1.8	0.55	
		universal	1.9	0.5	
		shunting	2.4	0.42	
	multiple unit	long-distance express train	5-6	0.7	1)
		quick suburban passenger train	3.2	0.6	1)
		passenger train	1.8	0.43	
		city tramway	1.75	0.45	
		quick city light trains	3.0	0.43	1)
AC 1-phase low frequency with 1-phase commutator motors	locomotive	express train	2.4	0.95	
		quick passenger train, quick goods train	1.85	0.85	
		passenger train	1.75	0.8	
		heavy goods train	1.6	0.75	
diesel-electric transmission	locomotive	speed and passenger train	1.6	0.15	2)
		goods train	1.45	÷	
		universal shunt train	1.8	0.3	

1)  $\rho$  in this event doesn't qualify the actual torque overload of traction drive by acceleration. Electric multiple units of this type do not accelerate at the adhesion limit but with the constant motor current, at which the traction effort is essentially lower than by adhesion maximum.

2) Continuous speed  $V_{\infty}$  is limited with the diesel motor output..

Pri návrhu DE vozidla s el. prenosom trakčného výkonu sa obvykle postupuje tak, že sa zo známych radov vhodných dieseleových motorov vyberie (po úvahe a zrovnaniach) primeraný prvotný motor a od tohto výkonu sa pomocou vzťahu (1.4) odvodí zodpovedajúce výkony a rýchlosti el. trakčných motorov.

Uvedená metóda dovoľuje rýchlo a jednoznačne určiť návrh výkonu trakčného vozidla a zodpovedajúcich trakčných motorov.

The available types and outputs of diesel-motors on the market decide the primary diesel-electric traction vehicle performance. The traction motors output and revolutions can be determined by (1.4) after selection of the suitable diesel-motor type.

As a result, the output can be quickly and nearly calculated both of the traction vehicle and of traction motors. But values of

Prehľad optimálnych hodnôt súčiniteľov adhézneho preťaženia a pomernej regulačnej rýchlosti

Tab. 1.1

Prúdová sústava vozidla	Druh vozidla	Účel vozidla	$\rho$	$v$	Poznámka
Jednosmerná	lokomotiva	diaľkové expresy	2,0	0,65	
		rýchliky	2,0	0,55	
		osobné zastávkové vlaky	1,8	0,55	
		univerzálne použitie	1,9	0,5	
		univerzálna posunovacia služba	2,4	0,42	
	el. trakčné vozne, prípadne ucelené jednotky	diaľkové expresy	5-6	0,7	1)
		rýchle predmestské zastávkové vlaky	3,2	0,6	1)
		miestne zastávkové vlaky	1,8	0,43	
		mestská električka	1,75	0,45	
		mestská rýchlodráha	3,0	0,43	1)
Jednofázová	lokomotiva	expresné vlaky	2,4	0,95	
		zrýchlené osobné vlaky, rýchle ľahké náklad.	1,85	0,85	
		osobné zastávkové vlaky	1,75	0,8	
		ťažké nákladné vlaky	1,6	0,75	
Dieseľelektrický prenos	lokomotiva	rýchliky, os. vlaky	1,6	0,15	2)
		nákladné vlaky	1,45	až	
		univerzálne posun. vlaky	1,8	0,3	

- 1)  $\rho$  v tomto prípade nevyjadruje skutočné momentové preťaženie trakčného motora pri rozjazde. El. trakčné vozne tohto druhu sa rozbiehajú na medzi adhézie. Obvykle sa v tomto vlaku rozbieha konšt. prúdom, ktorý zodpovedá podst. nižšej sile ako by umožňovala adhézia.
- 2) Trvalá rýchlosť  $V_{\infty}$  je daná výkonom prvotného motora.

Tabuľkou uvádzané hodnoty  $\rho$  a  $v$  nemusia byť najvhodnejšie pre všetky druhy vozidiel. Tu treba uplatniť skúsenosť riešiteľov, prípadne porovnanie podľa iných kritérií, a tým vypočítané hlavné údaje vhodne skorigovať (naladiť).

Hlavné rozmery trakčného motora je možné vypočítať po určení menovitého trvalého výkonu motora ako aj charakteristík motora a vozidla.

## 2. Návrh hlavných parametrov asynchrónneho trakčného motora

Možno vysloviť názor, že postup návrhu typového výkonu popísaný v 1. stati je v podstate vhodný i pri návrhu el. trakčného pohonu koľajového vozidla s frekvenčne riadenými asynchrónnymi motormi.

Odlíšnosť je v postupe stanovenia elektrických parametrov a rozmerov. Pre potreby frekvenčne riadeného trakčného pohonu s asynchrónnymi motormi sa v zásade uvažuje s motorom s kotvou nakrátko. Drážky a kľetkové vinutie as. motora sa robia spravidla jednoduché tak, aby výpočet odporu a rozptylovej reaktancie jednotlivých tyčí bol jednoznačný. Dvojité kľetka, resp. jednoduchá kľetka s hlbokými vírovými drážkami tu neprinášajú

$\rho$  and  $v$  according to Tab. 1.1 are not applicable in all cases for all traction vehicle types. They can be corrected according to the knowledge of vehicle designers.

The traction motor main dimensions can be calculated after determination of the motor continuous output as well as the motor and vehicle characteristics.

## 2. Calculation of the asynchronous traction motor main parameters

It can be said that the nominal output of the traction drive using the inverter-fed frequency-controlled asynchronous motors can be calculated in the same way as the nominal output given above. In this case, the differences in the design of the traction machine are given by the determination of the dimensions of the machine and in the determination of the machine electric parameters. Frequency controlled asynchronous drives often use the squirrel cage induction machine. The calculations of the resistances and leakage reactances are easier if the simple squirrel cage is used. Double cage or deep bar cage have no other advantages in the frequency controlled drive. Hence the simple squirrel cage is often used. The torque of the machine must be

žiadnu výhodu. V celom rozsahu riadenia by mal motor pracovať s hodnotami momentov pod úrovňou momentu zvratu v priamej časti mechanickej charakteristiky.

Tiaž indukčného stroja je o 30 - 40 % nižšia ako tiaž cudzo budeného DC motora s rovnakým menovitým výkonom. Zotrvačnosť rotora indukčného stroja je menej ako polovičná oproti cudzo budenému DC stroju. Ďalšou hlavnou výhodou indukčného stroja je, že môže byť konštruovaný na vyššie otáčky ako DC cudzo budený. Všeobecne sa používa na prenos výkonu od hriadeľa pohonného stroja na hnaciu nápravu jednostupňový prevod. Z týchto dôvodov sa konštruujú indukčné trakčné stroje ako štvor- alebo šesťpólové.

### 3. Určenie hlavných elektrických parametrov motora pre návrh matematického modelu a výpočet pravdepodobných statických charakteristík

Z návrhu trvalého trakčného výkonu, max. rýchlosti a spôsobu riešenia prenosu mechanickeho výkonu z hriadelov motorov na osi hnacích náprav sa určí trvalý výkon jedného trakčného motora a maximálna otáčavá rýchlosť, pri ktorej sa dosahuje požadovaná maximálna rýchlosť trakčného vozidla.

U asynchrónneho motora sa pre zvýšenie regulačného rozsahu otáčavej rýchlosti taktiež využíva oblasť zoslabovania budenia. Je tu teda problém, do akej hodnoty rozsahu uvažovanej regulačnej rýchlosti je vhodné udržať plný magnetický tok stroja. Prijmeme predpoklad, že do hodnoty  $V_{\infty} \cong u \cdot V_{max}$ .

Podľa počtu zvolených pólových párov  $p$  je potom možno určiť potrebnú napájaciu frekvenciu napätia motora  $f_{1N}$  pre trvalú otáčavú rýchlosť  $\omega_{\infty}$  a maximálnu frekvenciu  $f_{1max}$  pre maximálnu otáčavú rýchlosť  $\omega_{max}$ .

Pre približný návrh základných el. parametrov asynchrónneho trakčného motora máme teda tieto východiskové údaje:

1.  $P_N$  - menovitý trvalý výkon [kW]
2.  $p$  - počet pólových dvojíc [-]
3.  $f_{1N}$  - menovitú frekvenciu statorového napätia [Hz]
4.  $f_{1max}$  - maximálnu frekvenciu statorového napätia [Hz]
5.  $\omega_{\infty}$  - otáčavú rýchlosť motora pri menovitom trvalom výkone [ $s^{-1}$ ]
6.  $\omega_{max}$  - otáčavú rýchlosť motora pri maximálnej rýchlosti vozidla [ $s^{-1}$ ].

K určeniu el. parametrov motora je ďalej potrebné zvoliť efektívnu hodnotu prvej harmonickej fázového napätia motora  $U_{1N}$ . Túto hodnotu možno voliť v pomerne širokom rozsahu. Pre motory do 50 kW cca od hodnoty 250 do hodnoty 400 V, pre motory od 50 do 200 kW od 300 do 600 V, pre motory nad 200 kW cca od 500 V do 900 V. Pri voľbe tohto napätia treba prihliadať na použité výkonové polovodičové spínacie prvky striedača a jeho celkové riešenie. Taktiež voľbu 1. harmonickej združeného trojfázového napätia môže ovplyvniť druh a hodnota napätia v trolejovom vedení.

Ďalej je potrebné odhadnúť pravdepodobné menovité hodnoty účinnosti  $\eta_N$ ,  $\cos \varphi_N$  a hodnotu prúdu naprázdno  $I_{01N}$  pri

lower than the breakdown torque in the whole range of the motor operation.

The induction machine weight is 30-40 % less than the separately excited DC motor with the same nominal output. Inertia of the induction machine rotor is lower than half of that one by the separately excited DC machine. The next main advantage of the induction machine is that it can be designed for higher revolutions than separately excited DC machine. One step gearing is generally used for power transmission from the shaft of the driving machine to the axle. The maximum revolutions of the induction motor is given by the maximum feasible ratio one step gearing. For these reasons the induction traction machines are usually designed to have four or six poles.

### 3. Determination of main electric induction motor parameters for the motor mathematical model design and calculation of probable steady state motor characteristics

The continuous output power of a traction motor and its maximum revolutions can be determined by knowledge of the continuous traction output, maximum vehicle velocity and the design of power transmission between the motor and driven axle.

The field weakening is utilized for extension of induction motor control range. We suppose that the full machine field will be held to the continuous vehicle speed  $V_{\infty} \cong u \cdot V_{max}$ .

The necessary supplied motor frequency  $f_{1N}$  by rotating velocity  $\omega_{\infty}$  can be then determined when the number of polepairs  $p$  is chosen as well as maximum frequency  $f_{1max}$  for maximum rotating velocity  $\omega_{max}$ .

The basic asynchronous traction motor electric parameters can be computed if the following data are known:

1.  $P_N$  nominal continuous output [kW],
2.  $p$  number of polepairs [-],
3.  $f_{1N}$  nominal frequency of the stator voltage [Hz],
4.  $f_{1max}$  maximum stator voltage frequency [Hz],
5.  $\omega_{\infty}$  motor rotating velocity by the nominal continuous output [ $s^{-1}$ ],
6.  $\omega_{max}$  maximum motor rotating velocity by the highest vehicle speed [ $s^{-1}$ ].

The one phase motor first harmonic voltage r.m.s. value  $U_{1N}$  must then be chosen. It can be chosen in a wide voltage value range: for motors output to 50 kW cca from value 250 to value 400 V, for motors output from 50 to 200 kW from 300 to 600 V, for motors output up to 200 kW cca and from 500 to 900 V. The inverter semiconductor elements limiting parameters affect this voltage value selection. The trolley wire voltage value and its kind also have an influence on the 1. harmonic line-to-line three phases motor voltage choice.

Then it is necessary to estimate the probable nominal values of the efficiency  $\eta_N$ ,  $\cos \varphi_N$  and no-load current value  $I_{01N}$  by

uvažovaných menovitých hodnotách  $U_{1N}$  a  $f_{1N}$ . K tomuto je možno využiť závislosti týchto hodnôt u realizovaných el. motorov. Tieto sa nájdu bežne v príručkách pre návrh a výpočet el. strojov a príručkách pre projektovanie el. pohonov [2], [3], [13], prípadne v katalógoch renomovaných firiem.

Za predpokladu znalosti uvádzaných parametrov postup určenia ďalších je nasledovný:

1. Určí sa menovitý prúd motora

$$I_{1N} = \frac{P_N}{3 U_{1N} \cdot \eta_N \cdot \cos \varphi_N} \quad [\text{A, W, V, 1, 1}] \quad (3.1)$$

2. Určí sa stratový výkon motora

$$\Delta P_N = P_N(1 - \eta_N) \quad (3.2)$$

3. Straty naprázdno, t. j. straty mechanické, straty v železe a straty dodatočné možno odhadnúť na 20 % celkových strát:

$$\Delta P_{N0} = 0,2 \Delta P_N \quad (3.3)$$

4. Straty vo vinutí statora a rotora možno pre predbežný návrh pokladať za rovnaké:

$$\Delta P_{NS} = 0,4 \Delta P_N$$

$$\Delta P_{NR} = 0,4 \Delta P_N \quad (3.4)$$

Z toho pre odpor  $R_S = R_1$  a prepočítaný odpor rotora na stator  $R_R = R_{21}$  budú

$$R_1 = R_{21} = \frac{0,4 \Delta P_N}{3I_{1N}^2} \quad (3.5)$$

**Poznámka:** Pre väčšie klietkové motory obvyčajne býva  $R_1 > R_{21}$ , bude preto bližšie k realite, ak prijmeme pracovnú hodnotu  $R_1 = 1,1 R_{21}$ , a teda

$$R_1 = R_s = 1,05 \frac{0,4 \Delta P_N}{3I_{1N}^2} \quad \text{a} \quad R_{21} = R_r = 0,95 \frac{0,4 \Delta P_N}{3I_{1N}^2}$$

5. Rozptyľové reaktancie vinutí statora a rotora prepočítané na stator sa určia z odhadnutej hodnoty prúdu nakrátko  $I_{1K}$  (v spomínaných príručkách [2], [3], [13], prípadne katalógoch asynchrónnych motorov je možno pre motory podobného výkonu a menovitej otáčavej rýchlosti s dostačujúcou presnosťou nájsť hodnotu pomeru  $I_{1K}/I_{1N}$ . Pri predbežnom odhade možno uvažovať s hodnotou  $I_{1K}/I_{1N} = (5 \div 7)$ )

$$\text{Nakoľko} \quad I_{1K} = \frac{U_{1N}}{\sqrt{(R_1 + R_{21})^2 + (X_{\sigma 1} + X_{\sigma 21})^2}} \quad (3.6)$$

bude

$$X_{\sigma} = X_{\sigma 1} + X_{\sigma 21} = \frac{\sqrt{U_{1N}^2 - I_{1K}^2(R_1 + R_{21})}}{I_{1K}} \quad (3.7)$$

Pre predbežný návrh taktiež je prijateľné predpokladať, že

$$X_{\sigma 1} = X_{\sigma 21} = \frac{X_{\sigma}}{2} \quad (3.8)$$

selected nominal values  $U_{1N}$  and  $f_{1N}$ . They can be found in handbooks for projects and calculations of electric machines and electric drives [2] [3] [13] or in the motor production plants catalogues.

Determination of the next values can be made when we know the values of above mentioned parameters:

1. The nominal motor current

$$I_{1N} = \frac{P_N}{3 U_{1N} \cdot \eta_N \cdot \cos \varphi_N} \quad [\text{A, W, V, 1, 1}] \quad (3.1)$$

2. The motor losses

$$\Delta P_N = P_N(1 - \eta_N) \quad (3.2)$$

3. The no-load losses = mechanical losses, losses in iron and secondary losses: estimated as cca 20 % of total motor losses.

$$\Delta P_{N0} = 0,2 \Delta P_N \quad (3.3)$$

4. Losses in the stator and rotor winding are preliminary determined at the same value, which is

$$\Delta P_{NS} = 0,4 \Delta P_N$$

$$\Delta P_{NR} = 0,4 \Delta P_N \quad (3.4)$$

The resistance  $R_S = R_1$  and  $R_R = R_{21}$  are

$$R_1 = R_{21} = \frac{0,4 \Delta P_N}{3I_{1N}^2} \quad (3.5)$$

**Note:** for greater squirrel-cage induction motor is usually  $R_1 > R_{21}$ , then the assumption  $R_1 = 1,1 R_{21}$  is more exact:

$$R_1 = R_s = 1,05 \frac{0,4 \Delta P_N}{3I_{1N}^2} \quad \text{a} \quad R_{21} = R_r = 0,95 \frac{0,4 \Delta P_N}{3I_{1N}^2}$$

5. The stator and rotor windings leakage reactances converted on the stator winding will be determined from the short-circuit current  $I_{1K}$ . (in handbooks [2],[3],[13] or in catalogues of asynchronous motors is possible to find for the motors with similar output and nominal rotating velocity the rate value of  $I_{1K}/I_{1N}$ ). The rate value  $I_{1K}/I_{1N} = (5 \div 7)$  can be assumed by preliminary calculation.

$$\text{Because} \quad I_{1K} = \frac{U_{1N}}{\sqrt{(R_1 + R_{21})^2 + (X_{\sigma 1} + X_{\sigma 21})^2}} \quad (3.6)$$

then

$$X_{\sigma} = X_{\sigma 1} + X_{\sigma 21} = \frac{\sqrt{U_{1N}^2 - I_{1K}^2(R_1 + R_{21})}}{I_{1K}} \quad (3.7)$$

For preliminary design, it is acceptable to assume that

$$X_{\sigma 1} = X_{\sigma 21} = \frac{X_{\sigma}}{2} \quad (3.8)$$

z toho

$$L_{\sigma 1} = L_{\sigma 21} = \frac{X_{\sigma}}{2} \cdot \frac{1}{\omega_1} = \frac{X_{\sigma}}{4\pi f_{1N}} \quad (3.9)$$

hence

$$L_{\sigma 1} = L_{\sigma 21} = \frac{X_{\sigma}}{2} \cdot \frac{1}{\omega_1} = \frac{X_{\sigma}}{4\pi f_{1N}} \quad (3.9)$$

6. Hlavnú reaktanciu motora  $X_h$  a jej zodpovedajúcu hodnotu vzájomnej indukčnosti  $L_h$  je možno určiť z odhadnutej hodnoty prúdu motora naprázdno. Hodnota prúdu naprázdno  $I_{01N}$  pri menovitom napätí  $U_{1N}$  a frekvencii  $f_{1N}$  u asynchrónnych motorov vo výkonovom rozmedzí od 20 kW do 1000 kW sa pohybuje v medziach  $I_{01N} = (0,3 \div 0,22) I_{1N}$ .

Napr. lit. [3, str. 436] pre 4-pólové motory udáva pomerné hodnoty prúdu naprázdno  $I_{01N}$  k menovitému prúdu v závislosti od veľkosti nominálneho výkonu  $P_N$  podľa krivky uvedenej na obr. 3.1. Pre 6-pólové motory vychádzajú hodnoty tohto pomeru prakticky v celom uvedenom rozsahu 1,087-krát vyššie a pre 8-pólové motory 1,21-krát vyššie. Magnetizačný prúd motora  $I_{1m}$  býva od prúdu naprázdno len nepatrne menší (obvykle menej ako o 2 %). Preto možno hodnotu hlavnej reaktancie vypočítať zo vzťahu:

$$X_h = \frac{U_{1i}}{I_{01N}} = \frac{U_{1N}(1 - \varepsilon_1)}{I_{01N}} \quad (3.10)$$

kde je

$U_{1i}$  - indukované napätie v jednej fáze statorového vinutia  
 $\varepsilon_1$  - pomerný úbytok napätia na rozptylovej reaktancii jednej fázy statorového vinutia.

Obvykle je možno uvažovať s hodnotou  $\varepsilon_1 = 0,02$ .

U ASM s nominálnou frekvenciou 50 Hz možno tiež prúd naprázdno  $I_{01N}$  odhadnúť podľa vzťahu:

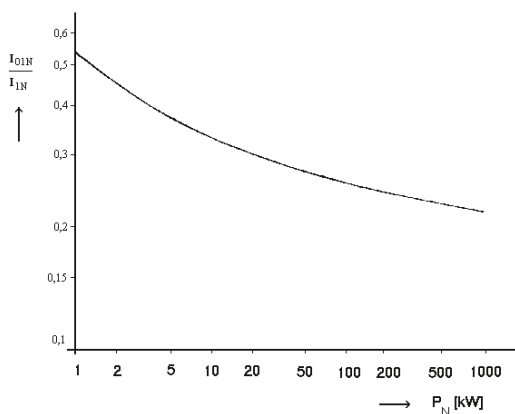
$$I_{01N} = (0,65 - 0,9) I_{1N} \sqrt{1 - \cos^2 \varphi_N} \quad (3.11)$$

Pričom hornej medzi korekčnej konštanty 0,9 zodpovedajú prúdy naprázdno motorov s výkonmi blížiacim sa k výkonom cca 20 kW a dolnej medzi korekčnej konštanty 0,65 prúdy naprázdno motorov s výkonmi blížiacim sa cca 1000 kW.

Hľadaná hodnota vzájomnej indukčnosti teda bude:

$$L_h = \frac{X_h}{2\pi f_{1N}} \quad (3.12)$$

7. Takto sme získali všetky pravdepodobné hodnoty pre náhradnú obvodovú schému jednej fázy projektovaného motora. Pre prehľadnosť označenia a význam predpokladaných hodnôt je uvažovaná zjednodušená náhradná obvodová schéma uvedená na obr. 3.2.



Obr. 3.1. Pomer hodnôt prúdu naprázdno k hodnotám menovitého prúdu v závislosti od menovitého výkonu 4-pólových asynchrónnych motorov

Fig. 3.1 Ratio of the value of no-load current by member of nominal current independent on nominal the output of 4-poles asynchronous motor.

6. The main motor reactance  $X_h$  and its corresponding value mutual inductance  $L_h$  can be determined from estimated no-load current values. The value of no-load current  $I_{01N}$  by nominal voltage  $U_{1N}$  and frequency  $f_{1N}$  is by asynchronous motors in the power range from 20 kW to 1000 kW within limits  $I_{01N} = (0.3 \div 0.22) I_{1N}$ .

The curve of the rate  $I_{01N}/I_N$  in dependence on the nominal output value  $P_N$  according to [3] is shown in Fig. 3.1.

This rate is for the 6-poles motors 1.087-times higher and

for 8-poles motors 1.21-times higher. Magnetizing current  $I_{1m}$  value used to be rather lower than no-load current value (usually about to 2 %). Hence the main reactance value can be calculated:

$$X_h = \frac{U_{1i}}{I_{01N}} = \frac{U_{1N}(1 - \varepsilon_1)}{I_{01N}} \quad (3.10)$$

where

$U_{1i}$  - induced voltage in one stator winding phase,  
 $\varepsilon_1$  - relative voltage drop value on leakage reactance of one stator winding phase.

Usually it is possible to consider the value  $\varepsilon_1 = 0.02$ .

The no-load current value can be estimated by asynchronous motor with nominal frequency of 50 Hz according to relation.

$$I_{01N} = (0.65 - 0.9) I_{1N} \sqrt{1 - \cos^2 \varphi_N} \quad (3.11)$$

The value of 0,9 is given for the motor outputs about 20 kW and value of 0,65 for outputs up to 1000 kW.

The value of the mutual inductance is:

$$L_h = \frac{X_h}{2\pi f_{1N}} \quad (3.12)$$

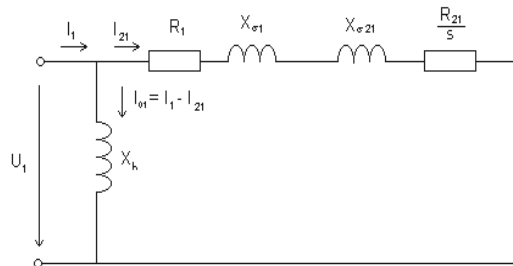
7. Obtainment of all probable quantities values is necessary for the construction of the substitution diagram for the one phase of the motor projected. The simplified substitution diagram is shown in Fig. 3.2.

8. Zároveň sme získali i hodnoty potrebné pre zostavenie systému diferenciálnych rovníc (dynamický matematický model) pre vyšetrenie dynamického chovania ind. motora

$R_1, R_{21}, L_{\sigma 1}, L_{\sigma 21}, L_h$  a teda aj

$$L_1 = L_h + L_{\sigma 1} \text{ a}$$

$$L_{21} = L_h + L_{\sigma 21}$$



Obr. 3.2. Zjednodušená náhradná schéma jednej fázy ASM  
Fig. 3.2 Reduction equivalent diagram of one-phase ASM

8. Also, obtainment of the values is necessary for construction of the differential equations system (dynamic model motor) describing the inductance motor dynamics -

$R_1, R_{21}, L_{\sigma 1}, L_{\sigma 21}, L_h$ , thus

$$L_1 = L_h + L_{\sigma 1} \text{ and}$$

$$L_{21} = L_h + L_{\sigma 21}$$

9. K úplnosti hodnôt pre vyšetrenie dynamického chovania motora potrebujeme aspoň orientačne stanoviť jeho moment zotrvačnosti. Tento je možno stanoviť porovnaním katalógových údajov motorov rovnakých menovitých výkonov a rovnakých synchronných otáčavých rýchlostí.

Zodpovedajúci moment zotrvačnosti  $J$  navrhovaného indukčného motora je možno tiež dostatočne presne určiť z hodnoty tzv. menovitého času rozbehu ind. motora  $T_J$  podľa vzťahu:

$$J = \frac{T_J \cdot P_N}{\omega_{ms}^2} \quad [\text{kgm}^2, \text{s}, \text{W}, \text{s}^{-1}] \quad (3.13)$$

kde je  $P_N$  - menovitý výkon motora  
 $\omega_{ms}$  - synchronná otáčavá rýchlosť hriadeľa motora

9. Determination of the motor moment of inertia. It is possible to determine by comparison of similar motors in catalogues (with the same nominal outputs and the same synchronous rotating velocities).

The corresponding moment of inertia  $J$  of the inductive motor projected is able to specify exactly enough with knowledge of the nominal acceleration time induction motor value  $T_J$ :

$$J = \frac{T_J \cdot P_N}{\omega_{ms}^2} \quad [\text{kgm}^2, \text{s}, \text{W}, \text{s}^{-1}] \quad (3.13)$$

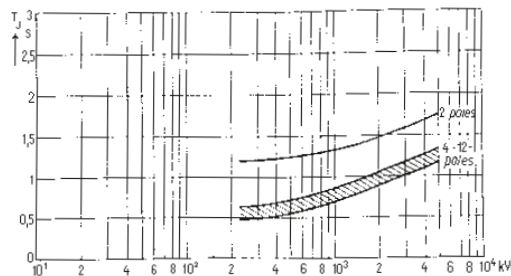
where  
 $P_N$  - nominal motor output,  
 $\omega_{ms}$  - synchronous rotating speed of motor shaft.

Lit. [3, s. 460] udáva závislosť už realizovaných motorov Siemens prepočítanú na jeden polový pár menovitého výkonu. Spomenutá závislosť je uvedená na obr. 3.3.

10. Týmto máme všetky potrebné hodnoty pre zostavenie známeho dynamického matematického modelu pravdepodobného asynchronného motora napr. [7, s. 242 - 255]. Ide o matematický model trojfázového symetrického asynchronného motora s kotvou

nakrátko prepočítaný do dvojsovej sústavy  $\alpha, \beta$  pevne spojený so statorom. Tento model môžeme použiť na zostavenie počítačového simulačného modelu.

11. V súlade s konštatovaním v 7. odseku možno pre rýchle vyšetrenie stacionárnych stavov a charakteristík podľa získaných hodnôt zostrojiť zodpovedajúci kruhový diagram. Z tohto ľahko určíme moment zvratu v motorickej oblasti pri nominálnej frekvencii. Môžeme tiež rýchlo posúdiť, či niektoré parametre motora sú nedostačujúce alebo nejakým neobvyklým. Taktiež z tohto diagramu ľahko posúdiť, čo je treba pozmeniť, aby parametre vyhovovali požadovaným potrebám. Napr. zmenšením rozptylových reaktancií vzrastie priemer kružnice



Obr. 3.3. Menovité časy rozbehu  $T_J$  asynchronných motorov s kotvou nakrátko v závislosti od výkonu na polový pár  
Fig. 3.3 Nominal time of start  $T_J$  asynchronous motor with short-circuit armature independent on output to member of poles.

Literature [3, page 460] specifies dependence  $J$  already realised motors Siemens related on the one pole pair-motor nominal output (Fig. 3.3).

10. In this way, completion of all quantity values necessary for the construction of well-known dynamic mathematical model of designed asynchronous motor is accomplished (for example [7, pages 242-255]). It is a mathematical model of the 3-phases symmetrical asynchronous squirrel cage motor

converted into the 2-axial system  $\alpha, \beta$  connected with a stator. This model will be used for the simulation model construction.

11. It is possible (as to section 7) to construct the corresponding circle diagram which enables the quick check of the stationary motor states and characteristics. So it can be easy to determine the breakdown torque in motor-operating area by the nominal frequency. It can also be quickly evaluated from the circle diagram whether some parameters of the motor are deficient or infrequent. These parameters can be changed for more satisfying motor design.

prúdov pri jednotlivých sklzoch a vzrastie napr. hodnota momentu zvratu voči momentu menovitému a pod.

#### 4. Návrh parametrov asynchrónnych motorov trakčných vozidiel a vyšetrenie pravdepodobných trakčných charakteristík

V predošlej časti bol popísaný prístup k návrhu pohonu trakčného vozidla a k návrhu typového výkonu a hlavných parametrov asynchrónneho trakčného motora. Pre takýto predpokladaný motor bola navrhnutá metodika určenia jeho pravdepodobných mechanických a elektrických parametrov, ktoré možno využiť pre popis jeho chovania v dynamickom, resp. v stacionárnom pracovnom režime.

Pre rôzne účely vyšetrenia vlastností vozidla v stacionárnom režime prevádzky je pochopiteľne potrebné poznať spôsob a parametre mechanického prenosu výkonu trakčných motorov na hnacie osi a mechanické a elektromechanické charakteristiky trakčného motora. Nakoľko sa jedná o spojitú riaditeľný el. pohon, pôjde tu najmä o znalosť medznej mechanickej charakteristiky motora v rozsahu riadenia, prípadne celej siete mechanických alebo elektromechanických charakteristík. Zrejme je tiež potrebné stanoviť rotorové a statorové prúdy motora pri danej jazdnej rýchlosti a ťažnej sile diktovanej odporovou jazdnou charakteristikou vozidla. Pri riešení týchto úloh možno vychádzať z navrhnutých pravdepodobných parametrov asynchrónneho trakčného motora a zo všeobecne známeho vzťahu pre moment v závislosti na sklze:

$$M = \frac{3pR_{21}}{\omega_1 s} \cdot \frac{U_1^2}{\left(R_1 + \frac{R_{21}}{s}\right)^2 + (X_{\sigma 1} + X_{\sigma 21})^2} \quad (4.1)$$

kde je

$$s = \frac{\omega_1 - \omega}{\omega_1} \quad \text{- relatívny sklz rotora za rýchlosťou otáčavého poľa}$$

$$\omega_1 = 2\pi f_1 \quad \text{- elektrická synchronná rýchlosť}$$

$$f_1 \quad \text{- frekvencia statorového napätia}$$

$$\omega \quad \text{- elektrická uhlová rýchlosť rotora}$$

$$\omega_2 = \omega_1 - \omega \quad \text{- elektrická uhlová rýchlosť skľuzu rotora za el. uhlovou rýchlosťou otáčavého poľa}$$

$$p \quad \text{- počet pólových párov stroja}$$

$$\omega_m = \omega/p \quad \text{- skutočná (mechanická) otáčavá rýchlosť rotora}$$

Zavedením závislosti momentu stroja v rovnici (4.1) od frekvencie statorového napätia  $f_1$  a el. uhlovej rýchlosti rotora  $\omega$  dostaneme vzťah:

$$M = \frac{3pR_{21}U_1^2(2\pi f_1 - \omega)}{[R_1(2\pi f_1 - \omega) + R_{21}2\pi f_1]^2 + [2\pi f_1(L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21})(2\pi f_1 - \omega)]^2} \quad (4.2)$$

V prípade ak moment vyjadríme v závislosti od  $f_1$  a sklzovej uhlovej rýchlosti  $\omega_2$  dostaneme:

#### 4. Estimation of probable traction effort/speed characteristics of the vehicle with ASM

The previous part of this contribution describes a method showing how to determine or to estimate the main mechanical and electrical induction traction motor parameters which enable the creation of both the steady state and dynamical models of the motor. These models create the possibility to simulate the induction traction motor behaviour in service.

The knowledge of mechanical and electromechanical motor characteristics together with the knowledge of the mechanical transmission motor-to-driven axle parameters makes it possible to determine the traction vehicle qualities and characteristics in static mode. The inverter-fed motor has the stepless output control and thus there exists an endless number of its mechanical and electric-mechanical characteristics (characteristics network).

Next, values of the stator and rotor currents corresponding with traction vehicle traction effort/speed characteristics ought to be calculated. The above determined induction motor parameters make it possible to solve this task by using the well-known equation for torque:

$$M = \frac{3pR_{21}}{\omega_1 s} \cdot \frac{U_1^2}{\left(R_1 + \frac{R_{21}}{s}\right)^2 + (X_{\sigma 1} + X_{\sigma 21})^2} \quad (4.1)$$

where

$$s = \frac{\omega_1 - \omega}{\omega_1} \quad \text{- relative rotor slip (related to rotating field speed)}$$

$$\omega_1 = 2\pi f_1 \quad \text{- electric synchronous angular speed}$$

$$f_1 \quad \text{- stator voltage frequency}$$

$$\omega \quad \text{- rotor electric angular speed}$$

$$\omega_2 = \omega_1 - \omega \quad \text{- slip electric angular speed related to electric angular speed of rotating field}$$

$$p \quad \text{- number of motor poles actual (mechanical)}$$

$$\omega_m = \omega/p \quad \text{- speed of rotor rotation}$$

Using the dependence of the motor torque on the stator voltage frequency  $f_1$  and the rotor electric angular speed  $\omega$  in equation (4.1) is:

For the torque depending on  $f_1$  and the slip angular speed  $\omega_2$ :

$$M = \frac{3 p R_{21} U_1^2 \omega^2}{[R_1 \omega^2 + R_{21} 2 \pi f_1]^2 + [2 \pi f_1 (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21}) \omega^2]^2} \quad (4.3)$$

Pre prepočítanú hodnotu rotorového prúdu  $I_{21}$  v závislosti od  $f_1$  a  $\omega$ , resp.  $f_1$  a  $\omega_2$  dostaneme:

For calculated rotor current value  $I_{21}$  depending on  $f_1$  and  $\omega$ , or  $f_1$  and  $\omega_2$  respectively is:

$$I_{21} = \frac{U_1 (2 \pi f_1 - \omega)}{\sqrt{[R_1 (2 \pi f_1 - \omega) + R_{21} 2 \pi f_1]^2 + [2 \pi f_1 (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21}) (2 \pi f_1 - \omega)]^2}} \quad (4.4)$$

$$I_{21} = \frac{U_1 \omega_1}{\sqrt{[R_1 \omega_2 + R_{21} 2 \pi f_1]^2 + [2 \pi f_1 (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21}) \omega_2]^2}} \quad (4.5)$$

Úpravou známych rovníc pre sklz zvratu a moment zvratu s vyjadrením závislosti od statorovej frekvencie  $f_1$  dostávame vzťahy:

$$s_{zv} = \pm \frac{R_{21}}{\sqrt{R_1^2 + (2 \pi f_1)^2 (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21})^2}} \quad (4.6)$$

$$M_{zv} = \frac{3 p U_1^2}{4 \pi f_1 \left[ R_1 \pm \sqrt{R_1^2 + (2 \pi f_1)^2 (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21})^2} \right]} \quad (4.7)$$

pričom platia vzťahy:

$$f_{1zv} = f_1 (1 - s_{zv}) \text{ - frekvencia zvratu}$$

$$\omega_{1zv} = 2 \pi f_{1zv} \text{ - elektrická uhlová rýchlosť zvratu}$$

$$f_{2zv} = f_1 s_{zv} \text{ - sklzová frekvencia zvratu}$$

$$\omega_{2zv} = 2 \pi f_{2zv} \text{ - elektrická uhlová rýchlosť sklzu zvratu} \quad (4.8)$$

a ďalej tiež približne platí:

$$I_{21} = \sqrt{\frac{M \omega_2}{3 p R_{21}}} \quad (4.9)$$

$$I_{01} = \frac{U_1}{X_h} = \frac{U_1}{2 \pi f_1 L_h} \quad (4.10)$$

kde  $I_{01}$  je magnetizačný prúd jednej fázy vinutia statora

$$I_1 = \sqrt{I_{01}^2 + I_{21}^2} \quad (4.11)$$

Adapting the known equations for breakdown slip and breakdown torque with expression of dependence on the stator frequency  $f_1$  is:

$$s_{zv} = \pm \frac{R_{21}}{\sqrt{R_1^2 + (2 \pi f_1)^2 (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21})^2}} \quad (4.6)$$

$$M_{zv} = \frac{3 p U_1^2}{4 \pi f_1 \left[ R_1 \pm \sqrt{R_1^2 + (2 \pi f_1)^2 (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21})^2} \right]} \quad (4.7)$$

Following relations are valid:

$$f_{1zv} = f_1 (1 - s_{zv}) \text{ - breakdown frequency}$$

$$\omega_{1zv} = 2 \pi f_{1zv} \text{ - electric angular breakdown speed}$$

$$f_{2zv} = f_1 s_{zv} \text{ - slip breakdown frequency}$$

$$\omega_{2zv} = 2 \pi f_{2zv} \text{ - slip electric angular breakdown speed} \quad (4.8)$$

and it is also approximately valid:

$$I_{21} = \sqrt{\frac{M \omega_2}{3 p R_{21}}} \quad (4.9)$$

$$I_{01} = \frac{U_1}{X_h} = \frac{U_1}{2 \pi f_1 L_h} \quad (4.10)$$

where  $I_{01}$  is the magnetizing current for one phasis of stator winding, and then

$$I_1 = \sqrt{I_{01}^2 + I_{21}^2} \quad (4.11)$$

Explicitným vyjadrením veličiny  $\omega_2$  z rovnice (3) dostávame vzťah:

For  $\omega_2$  from equation (3) is explicitly:

$$\omega_{2,1,2} = \frac{R_{21} \left[ \frac{3p U_1^2}{M} - 4\pi R_1 f_1 \pm \sqrt{\frac{9p^2 U_1^4}{M^2} - \frac{24\pi p R_1 U_1^2 f_1}{M} - 4(2\pi f_1)^4 (L_{\sigma 1} - L_{\sigma 21})^2} \right]}{2[R_1^2 + (2\pi f_1)^2 (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 21})^2]} \quad (4.12)$$

pomocou ktorého pri daných hodnotách  $U_1, f_1$  a  $M$  môžeme určiť zodpovedajúcu elektrickú sklzovú uhlovú rýchlosť  $\omega_2$  a teda tiež i mechanickú sklzovú rýchlosť rotora oproti mechanickej synchronnej rýchlosti daného ASM.

We can determine the slip electrical angular speed  $\omega_2$  and the rotor mechanical slip speed related to the ASM synchronous mechanical speed when  $U_1, f_1$  and  $M$  is given.

(Poznámka: Použitelný výsledok zo vzťahu (4.12) dáva len koreň  $\omega_2$  s mínusom pred odmocninou)

Vzťahy (4.6), (4.7) a (4.8) možno využiť na vyšetrovanie priebehu medznej mechanickej charakteristiky ASM pri frekvenčnom riadení pri zvolenej závislosti zmeny statorového napätia  $U_1$  na napájajúcej frekvencii  $f_1$  tak, ako je zrejmé z príkladov znázornených na obr. 4.1.

Vyššie uvedené vzťahy boli použité pri výpočte siete trakčných charakteristik (so štyrmi 4-pólovými ASM, s trvalým menovitým výkonom 134 kW každého jednotlivého motora). Siete charakteristik sú uvedené na obr. 4.3 vrátane uvažovanej riadiacej charakteristiky  $U_1 = \varphi(f_1)$ .

## Záver

Riešenú problematiku návrhu trvalého výkonu el. trakčného vozidla s ASM bude potrebné ešte doplniť štatistickým prehľadom trvalých výkonov už realizovaných vozidiel ako aj prehľadom elektrických a rozmerových parametrov použitých asynchronných motorov.

Metodiku návrhu el. parametrov a konštánt asynchronných trakčných motorov by bolo vhodné v budúcnosti doplniť alternatívnym postupom vychádzajúcim z požadovaného sklzu motora pri typovom výkone. Ďalej tiež bude

(Note: Only the root  $\omega_2$  with minus before the square root sign in equation (4.12) is valid)

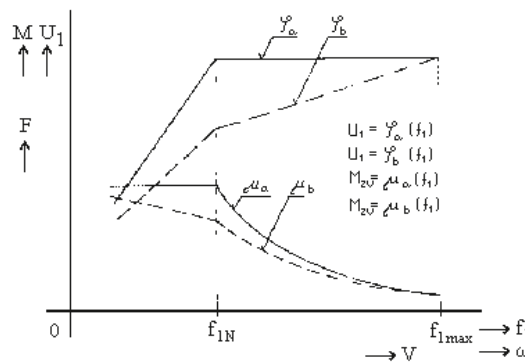
The relations (4.6), (4.7) and (4.8) can be utilized for computing of asynchronous motor limiting mechanical characteristics by frequency control and by given dependence on control of the stator voltage  $U_1$  and the stator frequency  $f_1$ . One example is shown in Fig. 4.1.

The relations mentioned above were used by computing diesel-electric traction vehicle traction characteristics net (with four 4-poles ASM, continuous rated output 134 kW each) shown in Fig. 4.3 as well as dependence  $U_1 = \varphi(f_1)$  proposed.

## Conclusions

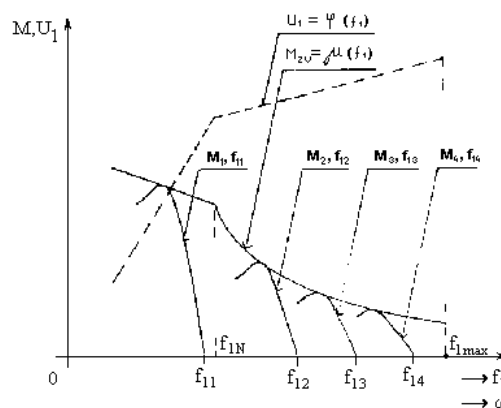
This project of continuous output value of the electric traction vehicle with asynchronous motors should be completed with a statistic review of continuous power values of already realized vehicles as well as with overview of electric and size parameters of asynchronous motors used in traction vehicles.

Another variant of the traction motor project can be based on the calculation of the demanded motor slip at the nominal motor output point.



Obr. 4.1. Príklad priebehu vyšetrovaných medzných mechanickej charakteristik  $\mu_a$  a  $\mu_b$  pre rôzne priebehy riadenia statorového napätia  $\varphi_a$  a  $\varphi_b$

Fig. 4.1 Asynchronous motor limiting mechanical characteristics  $\mu_a$  and  $\mu_b$  for two different methods of stator voltage control  $\varphi_a$  and  $\varphi_b$



Obr. 4.2. Sieť mechanickej charakteristik ASM pre rôzne statorové frekvencie  $f_{11}$  až  $f_{14}$  pri priebehu statorového napätia  $U_1 = \varphi(f_1)$

Fig. 4.2 Net of asynchronous motor mechanical characteristics for different stator frequencies  $f_{11} - f_{14}$  and the stator voltage shape  $U_1 = \varphi(f_1)$ .

potrebné ju doplniť vhodným konkrétnym príkladom.

Popísaná metodika výpočtu pravdepodobných charakteristík je odvodená zo zjednodušeného stacionárneho matematického modelu ASM. Napriek tomu v oblasti 10 - 100 % maximálnej pracovnej frekvencie rozdiely oproti skutočným hodnotám zodpovedajúcich charakteristík chyby nepresiahnu 5 - 10 %. V oblasti nižších pracovných frekvencií je v podstate možné percentuálne rozdiely udržať na nízkych hodnotách, ak sa v závislosti statorového napätia od frekvencie zohľadnia úbytky na činných odporoch a rozptylových reaktanciách. Je to možné ak sa vychádza zo stacionárneho matematického modelu nezjednodušeného, čo je možno nájsť v [14] na str. 3.17. Tu je zrejme, že riadiaci priebeh  $U_1 = f(f_1)$  pri dodržaní konštantného toku statora  $\psi_1$  závisí i od elektrickej sklzovej pracovnej uhlovej rýchlosti  $\omega_2$ . Potom pre riadiacu charakteristiku  $U_1 = \varphi(\omega_1, \omega_2)$  dostávame vzťah

$$U_1 = \frac{\psi_1}{\sigma T_1} \cdot \frac{\sqrt{(\sigma + \sigma^2 \omega_2^2 T_2^2)^2 + (\omega_1 \omega_2^2 \sigma^3 T_1 T_2^2 - \sigma^2 \omega_2 T_2 + \sigma \omega_1 T_1 + \sigma \omega_2 T_2)}}{1 + (\sigma \omega_2 T_2)^2} \quad (4.13)$$

kde

$\psi_1$  je celkový magnetický tok statora, za ktorý môžeme dosadiť stálu hodnotu

$$\psi_{10} = L_1 I_{01N}$$

$\sigma$  je celkový činiteľ rozptylu daný vzťahom

$$\sigma = 1 - \frac{L_h^2}{L_1 L_{21}}$$

$T_1, T_2$  sú elektrické časové konštanty vinutí statora a rotora, ktoré určíme pomocou vzťahov

$$T_1 = \frac{L_1}{R_1} \quad \text{a} \quad T_2 = \frac{L_{21}}{R_{21}}$$

$\omega_1$  je elektrická synchronná rýchlosť točivého poľa plynúca zo vzťahu

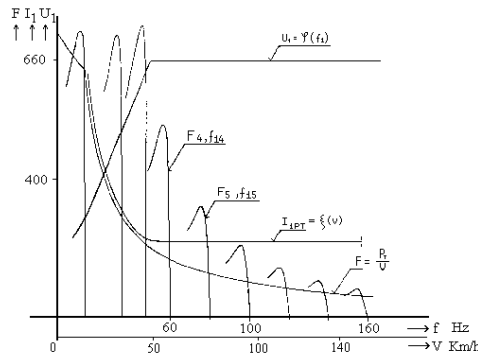
$$\omega_1 = 2\pi f_1$$

$\omega_2$  je elektrická sklzová rýchlosť rotora plynúca zo vzťahu

$$\omega_2 = 2\pi f_2$$

kde za  $f_2$  možno dosadiť frekvenciu prúdu rotora  $f_{2N}$  vznikajúcu pri zaťažení ASM menovitým momentom pri  $U_{1N}$  a  $f_{1N}$  t. j.

$$f_{2N} = f_{1N} - \frac{p \omega_{mN}}{2\pi}$$



Obr. 4.3. Sieť trakčných charakteristík vozidla pri rôznych statorových frekvenciách a priebeh prúdu statora  $I_{1PT}$  pri konštantnom trakčnom výkone.

Fig. 4.3 The net of traction characteristics (traction effort/speed) by different ASM stator frequencies and dependence of stator current  $I_{1PT} = f(V)$  calculated according (2.12), (2.5), (2.10) at the constant traction output  $P_T$  for diesel-electric traction vehicle.

The method ought to be completed with an example of the calculation.

The described method of calculations of probable characteristics ASM and the traction vehicle with ASM is based on the simplified static mathematics model of an asynchronous motor. The accuracy of this model is well within the range of 10 % and 100 % of maximum working frequency and compared with real ASM characteristic is better then 10 %. It is possible to also use this method in the area of lower frequencies when the resistance voltage drops and leakage inductance voltage drops are taken into account. Then the nonsimplified ASM static model should be used, see page 3.17 in [14]. Here it is evident that the control of

$U_1 = f(f_1)$  by the constant stator flux  $\psi_1$  depends on the slip electric working angular speed  $\omega_2$  as well. For the control characteristic  $U_1 = \varphi(\omega_1, \omega_2)$ :

where

$\psi_1$  is the whole stator magnetic flux. We can appoint the constant value:

$$\psi_{10} = L_1 I_{01N}$$

$\sigma$  is the leakage factor:

$$\sigma = 1 - \frac{L_h^2}{L_1 L_{21}}$$

$T_1, T_2$  are the electrical time constant of both rotor and stator windings:

$$T_1 = \frac{L_1}{R_1} \quad \text{a} \quad T_2 = \frac{L_{21}}{R_{21}}$$

$\omega_1$  is the electric synchronous angular speed

$$\omega_1 = 2\pi f_1$$

$\omega_2$  is the electric angular slip speed related to the electric angular speed of rotating field:

$$\omega_2 = 2\pi f_2$$

where  $f_2$  can be calculated as the slip breakdown frequency  $f_{2N}$  by the nominal torque load asynchronous motors by nominal  $U_{1N}$  a  $f_{1N}$ .

$$f_{2N} = f_{1N} - \frac{p \omega_{mN}}{2\pi}$$

Výhodou prezentovanej metodiky je, že dovoľuje zhodnotiť vlastnosti projektovaného trakčného pohonu a v prípade ich nevhodnosti umožňuje projektované parametre včas upraviť.

## LITERATÚRA

- [1] OPAVA, J., PŘIKRYL, H.: Projektování a experimentální ověřování elektrických zařízení trakčních vozidel. Díl I, skripta VŠDS Žilina, ALFA Bratislava 1974
- [2] CIGÁNEK, L.: Stavba elektrických strojů. Státní nakladatelství technické literatury, Praha 1951
- [3] SIEMENS A.G.: Betriebsverhalten elektrischer Maschinen. Sonderdruck aus „Handbuch der Elektrotechnik“, Berlin - München 1971
- [4] POLIAK, F., FEDÁK, V., ZBORAY, L.: Elektrické pohony, ALFA Bratislava, SNTL Praha 1987
- [5] MĚŘIČKA, J., HAMATA, V., VOŽENÍLEK, P.: Elektrické stroje, skriptá. Vydavatelství ČVUT Praha 1994
- [6] VAS, P.: Vector Control of AC Machines. Clarendon Press, Oxford 1990
- [7] CAHA, Z., ČEMÝ, M.: Elektrické pohony SNTL - Praha 1990
- [8] JANSA, F.: Vozidla elektrické trakce. NADAS, Praha 1987
- [9] ARKKIO, A.: Rotor-slot design for inverter-fed cage induction motors. Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Advanced Electrical Motors, Poitano (Italy), May 19. - 21., 1992, p. 37-42, SPEEDAM
- [10] JANSA, F.: Dynamika a energetika elektrické trakce, NADAS Praha 1980
- [11] JANSA, F.: Elektrická trakcia I, ALFA BRATISLAVA 1976
- [12] DRÁBEK, J.: Dynamika a energetika elektrické trakce. Skripta VŠDS Žilina, ALFA Bratislava 1981
- [13] CIGÁNEK, L.: Elektrické stroje. SNTL, Praha 1958
- [14] Zboray, L.: Regulované pohony, skriptá, Edičné stredisko VŠT, Košice 1988

This method enables to check the qualities of the traction drive project. The projected parameters can be then modified or changed.

## REFERENCES

- [1] OPAVA, J., PŘIKRYL, H.: Projektování a experimentální ověřování elektrických zařízení trakčních vozidel. Díl I, skripta VŠDS Žilina, ALFA Bratislava 1974
- [2] CIGÁNEK, L.: Stavba elektrických strojů. Státní nakladatelství technické literatury, Praha 1951
- [3] SIEMENS A.G.: Betriebsverhalten elektrischer Maschinen. Sonderdruck aus „Handbuch der Elektrotechnik“, Berlin - München 1971
- [4] POLIAK, F., FEDÁK, V., ZBORAY, L.: Elektrické pohony, ALFA Bratislava, SNTL Praha 1987
- [5] MĚŘIČKA, J., HAMATA, V., VOŽENÍLEK, P.: Elektrické stroje, skriptá. Vydavatelství ČVUT Praha 1994
- [6] VAS, P.: Vector Control of AC Machines. Clarendon Press, Oxford 1990
- [7] CAHA, Z., ČEMÝ, M.: Elektrické pohony SNTL - Praha 1990
- [8] JANSA, F.: Vozidla elektrické trakce. NADAS, Praha 1987
- [9] ARKKIO, A.: Rotor-slot design for inverter-fed cage induction motors. Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Advanced Electrical Motors, Poitano (Italy), May 19.-21., 1992, p. 37-42, SPEEDAM
- [10] JANSA, F.: Dynamika a energetika elektrické trakce, NADAS Praha 1980
- [11] JANSA, F.: Elektrická trakcia I, ALFA BRATISLAVA 1976
- [12] DRÁBEK, J.: Dynamika a energetika elektrické trakce. Skripta VŠDS Žilina, ALFA Bratislava 1981
- [13] CIGÁNEK, L.: Elektrické stroje. SNTL, Praha 1958
- [14] ZBORAY, L.: Regulované pohony, skriptá, Edičné stredisko VŠT, Košice 1988