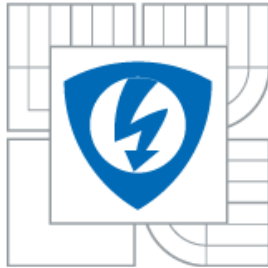




VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



**FAKULTA ELEKTROTECHNIKY A KOMUNIKAČNÍCH
TECHNOLOGIÍ**
**ÚSTAV VÝKONOVÉ ELEKTROTECHNIKY
A ELEKTRONIKY**
FACULTY OF ELECTRICAL ENGINEERING AND COMMUNICATION
DEPARTMENT OF POWER ELECTRICAL AND ELECTRONIC
ENGINEERING

ANALÝZA ZTRÁT ASYNCHRONNÍCH MOTORŮ MALÉHO VÝKONU

LOSSES ANALYSIS OF INDUCTION MACHINES WITH SMALL OUTPUT POWER

DIZERTAČNÍ PRÁCE
DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Ing. MARTIN MACH

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

prof. Ing. VÍTĚZSLAV HÁJEK, CSc.

BRNO, 2015

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem dizertační práci na téma „Analýza ztrát asynchronních motorů malého výkonu“ vypracoval samostatně a použil jen prameny uvedené v seznamu literatury.

V Brně dne

Podpis autora

Poděkování

Děkuji vedoucímu dizertační práce *prof. Ing. Vitězslavu Hájkovi, CSc.* za účinnou metodickou, pedagogickou a odbornou pomoc a další cenné rady při zpracování mé dizertační práce.

V Brně dne

Podpis autora

Klíčová slova

Asynchronní motor; metoda konečných prvků; simulace; stříhání plechů; technologie výroby; účinnost; ztráty; ztráty v železe

Keywords

Induction motor; finite elements method; simulation; sheets cutting; manufacturing technology; efficiency; losses; core losses

Abstrakt

Hlavními cíli této dizertační práce jsou analýza ztrát malého asynchronního motoru a studium opatření, která by vedla ke snížení ztrát a zvýšení účinnosti. Studovány byly následující způsoby snižování ztrát: snížení odporu statorového vinutí, prodloužení magnetického obvodu, úprava počtu závitů, použití měděné klece, optimalizace tvaru drážek, žíhání plechů a použití plechů s nižšími měrnými ztrátami. Analýza ztrát a studium možností jejich snižování je provedeno experimentálně. Aby bylo možné studovat vliv výše uvedených způsobů snižování ztrát, bylo vyrobeno celkem jedenáct různých vzorků motorů. Výsledky měření a analýzy ztrát těchto vzorků jsou v práci uvedeny. Při řešení práce bylo rovněž využito simulací metodou konečných prvků. Pomocí simulací metodou konečných prvků byl proveden rozbor ztrát analyzovaného motoru, včetně detailů, které nebyly zjištěny pomocí měření, např. rozdělení ztrát v železe mezi rotor a stator. Dále byly simulace metodou konečných prvků využity při analýze vlivu technologie výroby na parametry motoru. V rámci této analýzy byly uvažovány následující vlivy: skutečný tvar magnetického obvodu, nýtování statorového svazku, dopad stříhu na vlastnosti materiálu a umístění statorového svazku do elektricky vodivé kostry. Výsledky této analýzy jsou v práci uvedeny.

Abstract

The main objects of this doctoral thesis are analysis of a small induction motor losses and research of ways how to reduce losses and increase efficiency of this motor. The ways how to reduce losses and increase efficiency under study are as follow: reduction of stator winding's resistance, lengthening of magnetic circuit, modification of turn number, cooper squirrel cage, slots shape optimization, sheets annealing and use of sheets with lower specific losses. The losses analysis and the research of ways how to reduce losses are done due to laboratory work. For this laboratory work, eleven different samples of the motor with above mentioned modifications were manufactured. Results of their measurements and losses analysis are presented in this thesis. There were also simulations by finite elements method used to help solve objects of this thesis. Due to the simulations, analysis of loses of the induction motor under study was done. Results of this analysis include some details that are not included in the results from measurement, for example separation of core losses between rotor and stator. The simulations were also used for analysis of manufacturing technology impact onto the motor's performance. During this analysis, following impacts were considered: actual shape of magnetic circuit, stator's sheets riveting, influence of cutting onto material's properties and placement of the stator into conductive frame. Results of this analysis are presented in this thesis.

Bibliografická citace

MACH, M. *Analýza ztrát asynchronních motorů malého výkonu*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2015. 120 s. Vedoucí dizertační práce prof. Ing. Vítězslav Hájek, CSc..

OBSAH

SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK.....	8
SEZNAM OBRÁZKŮ.....	12
SEZNAM TABULEK.....	17
1 ÚVOD A CÍLE DIZERTAČNÍ PRÁCE.....	19
1.1 Cíle dizertační práce.....	20
2 TEORETICKÝ ROZBOR A SOUČASNÝ STAV ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY.....	21
3 ANALYZOVANÝ STROJ.....	30
4 PROGRAM MAXWELL.....	33
5 VLIV TECHNOLOGIE VÝROBY.....	40
5.1 Model A.....	40
5.2 Model B.....	40
5.3 Model C.....	40
5.4 Model D.....	41
5.5 Model E.....	41
5.6 Model F.....	43
5.7 Porovnání simulací s měřením standardně vyráběného motoru.....	45
5.8 Motor s žíhanými plechy.....	54
6 ROZBOR ZTRÁT STANDARDNĚ VYRÁBĚNÉHO MOTORU.....	57
7 PRAKTICKÉ OVĚŘENÍ METOD ZVYŠOVÁNÍ ÚČINNOSTI.....	61
7.1 Vzorek č. 1 – vyšší průměr vodiče statorového vinutí; snížený počet závitů.....	63
7.2 Vzorek č. 2 – prodloužený magnetický obvod; snížený počet závitů; vyšší průměr vodiče statorového vinutí.....	67
7.3 Vzorek č. 3 – prodloužený magnetický obvod; snížený počet závitů, tak aby zůstala zachována momentová charakteristika.....	70
7.4 Vzorek č. 4 – prodloužený magnetický obvod; snížený počet závitů; vyšší průměr vodiče statorového vinutí.....	74
7.5 Vzorek č. 5 – optimalizovaný tvar drážek; vyšší průměr vodiče statorového vinutí.....	77
7.6 Vzorek č. 6 – měděná klec.....	83
7.7 Vzorek č. 7 – žíhané plechy.....	86
7.8 Vzorek č. 8 – vyšší průměr vodiče statorového vinutí; plechy s nižšími měrnými ztrátami.....	89
7.9 Vzorek č. 9 – žíhané plechy s nižšími měrnými ztrátami.....	93
7.10 Vzorek č. 10 – vyšší průměr vodiče statorového vinutí; žíhané plechy s nižšími měrnými ztrátami.....	96

7.11 Vzorek č. 11 – vyšší průměr vodiče statorového vinutí; snížený počet závitů; žíhané plechy s nižšími měrnými ztrátami	99
7.12 Vyhodnocení vlivu jednotlivých úprav	102
7.12.1 Snížení počtu závitů podle zkoušky při jmenovitém zatížení a různém napájecím napětí	105
7.12.2 Zvýšení průměru vodiče statorového vinutí	105
7.12.3 Prodloužení magnetického obvodu a snížení počtu závitů.....	106
7.12.4 Optimalizovaný tvar drážek.....	106
7.12.5 Měděná klec.....	107
7.12.6 Žihání plechů po vystřížení	107
7.12.7 Použití plechů M270-35A	108
8 ZÁVĚR.....	110
LITERATURA	114

SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK

B	[T]	vektor magnetické indukce
B_{jr}	[T]	velikost magnetické indukce v rotorovém jhu
B_{js}	[T]	velikost magnetické indukce ve statorovém jhu
B_m	[T]	amplituda magnetické indukce
B_x	[T]	velikost x-ové složky vektoru magnetické indukce
B_y	[T]	velikost y-ové složky vektoru magnetické indukce
B_{zr}	[T]	velikost magnetické indukce v rotorových zubech
B_{zs}	[T]	velikost magnetické indukce ve statorových zubech
B_δ	[T]	velikost magnetické indukce ve vzduchové mezeře
C_l	[-]	koeficient pro výpočet záběrového momentu
$\cos \varphi$	[-]	účinník
$D\%$	[%]	procentuální průměr vodiče statorového vinutí
f	[Hz]	frekvence
H	$[A \cdot m^{-1}]$	velikost intenzity magnetického pole
\mathbf{H}	$[A \cdot m^{-1}]$	vektor intenzity magnetického pole
H_m	$[A \cdot m^{-1}]$	amplituda intenzity magnetického pole
H_{nevra}	$[A \cdot m^{-1}]$	velikost intenzity magnetického pole související s hysterezními ztrátami
\mathbf{H}_p	$[A \cdot m^{-1}]$	vektor intenzity magnetického pole související s budícími proudy v modelu pro výpočet metodou konečných prvků
H_{vra}	$[A \cdot m^{-1}]$	velikost intenzity magnetického pole související s magnetizační křivkou
\mathbf{H}_z	$[A \cdot m^{-1}]$	vektor intenzity magnetického pole související s celkovými ztrátami v železe
\mathbf{H}_{zex}	$[A \cdot m^{-1}]$	vektor intenzity magnetického pole související s dodatečnými ztrátami v železe
\mathbf{H}_{zh}	$[A \cdot m^{-1}]$	vektor intenzity magnetického pole související s hysterezními ztrátami
\mathbf{H}_{zv}	$[A \cdot m^{-1}]$	vektor intenzity magnetického pole související s vířivými ztrátami
I	[A]	proud
I_z	[A]	záběrový proud
k_{dj}	[-]	činitel zahrnující vliv nerovnoměrnosti toku ve jhu statoru a vliv technologie výroby statorového svazku
k_{dz}	[-]	činitel zahrnující vliv nerovnoměrnosti toku v zubech statoru a vliv technologie výroby
k_{ex-kg}	[-]	koeficient pro výpočet dodatečných měrných ztrát v železe
k_{h-kg}	[-]	koeficient pro výpočet měrných hysterezních ztrát

k_p	[-]	činitel zahrnující vliv vyšších harmonických složek magnetické indukce a vliv výroby plechů na jejich vlastnosti
$k_v\text{-}k_g$	[-]	koeficient pro výpočet měrných vířivých ztrát
$l_{Fe\text{-}\%}$	[%]	procentuální axiální délka magnetického obvodu
M	[Nm]	moment
M_z	[Nm]	záběrový moment
$m_{\bar{c}}$	[kg]	hmotnost části magnetického obvodu
m_j	[kg]	hmotnost jha statoru
m_z	[kg]	hmotnost statorových zubů
$N_{\%}$	[%]	procentuální počet závitů cívek statorového vinutí
n	[min ⁻¹]	otáčky
ne	[-]	exponent pro analytický výpočet ztrát v železe
n_k	[min ⁻¹]	otáčky korigované na referenční teplotu chladiva
P_l	[W]	příkon
$P_{l\text{-}k}$	[W]	příkon korigovaný na referenční teplotu chladiva
P_h	[W]	mechanický výkon na hřídeli
R_0	[W]	odpor reprezentující ztráty v železe
R_l	[W]	statorový odpor
R'_2	[W]	přepočtený rotorový odpor
$R_{s\text{-}\%}$	[%]	procentuální velikost odporu statorového vinutí zastudena
$R_{t\text{-}\%}$	[%]	procentuální velikost odporu statorového vinutí po zahřátí na provozní teplotu
svm		standardně vyráběný motor
T	[s]	perioda
\mathbf{T}	[A·m ⁻¹]	vektor intenzity magnetického pole související s vířivými proudy v modelu pro výpočet metodou konečných prvků
t	[s]	čas
U	[V]	napětí
v 1 - 11		vzorek 1 až 11
X_0	[W]	magnetizační reaktance
X_{1s}	[W]	statorová rozptylová reaktance
X'_{2s}	[W]	přepočtená rotorová rozptylová reaktance
Z_k	[W]	impedance nakrátko
Z_0	[W]	impedance příčné větve náhradního schématu asynchronního stroje
Z_l	[W]	statorová impedance
Z'_2	[W]	přepočtená rotorová impedance

α	[-]	exponent pro výpočet měrných hysterezních ztrát v železe (jeho velikost závisí na druhu materiálu)
β	[-]	exponent pro výpočet ztrát v železe (jeho velikost závisí na druhu materiálu)
ΔP	[W]	celkové ztráty motoru
ΔP_{Fe}	[W]	ztráty v železe
ΔP_{Feh}	[W]	hlavní ztráty v železe
$\Delta P_{Feh\check{c}}$	[W]	hlavní ztráty v železe v části magnetického obvodu
$\Delta P_{Fe-celek}$	[W]	vypočtené ztráty v železe v celém magnetickém obvodu
ΔP_{Fe-r}	[W]	vypočtené ztráty v železe v celém rotoru
ΔP_{Fe-rj}	[W]	vypočtené ztráty v železe v oblasti uprostřed rotorových plechů s vlastnostmi nastavenými podle katalogu (velká část rotorového jha)
ΔP_{Fe-rh}	[W]	vypočtené ztráty v železe v oblasti kolem hřídele s vlastnostmi poškozenými stříhem
ΔP_{Fe-rz}	[W]	vypočtené ztrát v železe v oblasti kolem rotorových drážek s vlastnostmi poškozenými stříhem (především rotorové zuby)
ΔP_{Fe-s}	[W]	vypočtené ztráty v železe v celém statoru
ΔP_{Fe-sj}	[W]	vypočtené ztráty v železe v oblasti uprostřed statorových plechů s vlastnostmi nastavenými podle katalogu (velká část statorového jha)
ΔP_{Fe-so}	[W]	vypočtené ztráty v železe v oblasti kolem vnějšího okraje statorových plechů s vlastnostmi poškozenými stříhem
ΔP_{Fe-sz}	[W]	vypočtené ztráty v železe v oblasti kolem statorových drážek s vlastnostmi poškozenými stříhem (především statorové zuby)
$\Delta P_{Fe-\%}$	[%]	procento celkových korigovaných ztrát, které připadá na ztráty v železe
ΔP_h	[W]	celkové hysterezní ztráty
ΔP_{Jrcelk}	[W]	celkové vypočtené Joulovy ztráty v kleci
ΔP_{Jr-1h}	[W]	vypočtené Joulovy ztráty v kleci působené první harmonickou složkou rotorových proudů
ΔP_{Jr-hv}	[W]	vypočtené Joulovy ztráty v kleci působené vyššími harmonickými složkami proudů v kleci a vířivými proudy
ΔP_{Jr-k}	[W]	Joulovy ztráty v kleci korigované na referenční teplotu chladiva
$\Delta P_{Jr-k-\%}$	[%]	procento celkových korigovaných ztrát, které připadá na korigované Joulovy ztráty v kleci
ΔP_{Js-k}	[W]	Joulovy ztráty ve vinutí statoru korigované na referenční teplotu chladiva
$\Delta P_{Js-k-\%}$	[%]	procento celkových korigovaných ztrát, které připadá na korigované Joulovy ztráty ve vinutí statoru
ΔP_k	[W]	celkové ztráty motoru korigované na referenční teplotu chladiva
ΔP_{mech}	[W]	mechanické ztráty

$\Delta P_{mech-\%}$	[%]	procento celkových korigovaných ztrát, které připadá na mechanické ztráty
$\Delta P_{př}$	[W]	přídavné ztráty při zatížení
$\Delta P_{př-\%}$	[%]	procento celkových korigovaných ztrát, které připadá na přídavné ztráty při zatížení
$\Delta p_{1,0-kg}$	[W·kg ⁻¹]	měrné ztráty v železe při indukci 1,0 T a frekvenci 50 Hz
$\Delta p_{1,5-kg}$	[W·kg ⁻¹]	měrné ztráty v železe při indukci 1,5 T a frekvenci 50 Hz
Δp_{ex-kg}	[W·kg ⁻¹]	dodatečné měrné ztráty v železe
$\Delta p_{ex-kg}(t)$	[W·kg ⁻¹]	okamžitá velikost měrných dodatečných ztrát v železe
Δp_{Fe-kg}	[W·kg ⁻¹]	celkové měrné ztráty v železe
$\Delta p_{Fe-kg}(t)$	[W·kg ⁻¹]	okamžitá velikost celkových měrných ztrát v železe
Δp_{h-kg}	[W·kg ⁻¹]	měrné hysterezní ztráty
$\Delta p_{h-kg}(t)$	[W·kg ⁻¹]	okamžitá velikost měrných hysterezních ztrát
Δp_{v-kg}	[W·kg ⁻¹]	měrné ztráty vířivými proudy
$\Delta p_{v-kg}(t)$	[W·kg ⁻¹]	okamžitá velikost měrných vířivých ztrát
η	[%]	účinnost
η_k	[%]	účinnost korigovaná na referenční teplotu chladiva
η_{k-mech}	[%]	účinnost korigovaná na referenční teplotu chladiva a přepočtená na stejné mechanické ztráty jako má standardně vyráběný motor
φ	[rad]	úhel
Ω	[A]	skalární magnetický potenciál
ω_l	[rad·s ⁻¹]	statorová úhlová frekvence
∇		operátor nabla

SEZNAM OBRÁZKŮ

<i>Obr. 2.1: Vliv stříhání na BH křivku a křivku měrných ztrát [14]</i>	23
<i>Obr. 3.1: Analyzovaný motor</i>	31
<i>Obr. 3.2: Nýty v analyzovaném stroji</i>	31
<i>Obr. 3.3: Náčrt statorového plechu analyzovaného motoru [60]</i>	32
<i>Obr. 4.1: Ukázka prostředí programu Maxwell/RMxpert</i>	33
<i>Obr. 4.2: Ukázka prostředí programu Maxwell</i>	34
<i>Obr. 4.3: Model klece analyzovaného motoru vytvořený v Circuit Editoru</i>	34
<i>Obr. 4.4: Rozklad skutečné hysterezní křivky do dvou komponent [36]</i>	35
<i>Obr. 4.5: Porovnání křivek měrných ztrát</i>	39
<i>Obr. 5.1: Porovnání BH křivky nastavené v oblastech, které mají simulovat vliv stříhání s BH křivkou podle katalogu výrobce [53]</i>	42
<i>Obr. 5.2: Porovnání závislosti měrných ztrát na indukci pro 50 Hz nastavené v oblastech, které mají simulovat vliv stříhání s katalogovými údaji výrobce [53]</i>	43
<i>Obr. 5.3: Přehled modelů využitých při simulacích</i>	44
<i>Obr. 5.4: Porovnání nasimulovaných momentových charakteristik se změřenou</i>	47
<i>Obr. 5.5: Porovnání nasimulovaných závislostí proudů na otáčkách se změřenou</i>	48
<i>Obr. 5.6: Porovnání nasimulovaných závislostí účinníků na otáčkách se změřenou</i>	48
<i>Obr. 5.7: Porovnání nasimulovaných závislostí celkových ztrát na otáčkách se změřenou</i>	49
<i>Obr. 5.8: Porovnání nasimulovaných závislostí účinností na otáčkách se změřenou (kvůli lepšímu rozlišení zde nejsou uvedeny dva body s nejnižším zatížením)</i>	49
<i>Obr. 5.9: Rozložení magnetické indukce v modelu A při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo)</i>	50
<i>Obr. 5.10: Rozložení magnetické indukce v modelu B při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo)</i>	50
<i>Obr. 5.11: Rozložení magnetické indukce v modelu C při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo)</i>	51
<i>Obr. 5.12: Rozložení magnetické indukce v modelu D při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo)</i>	51
<i>Obr. 5.13: Rozložení magnetické indukce v modelu E při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo)</i>	52
<i>Obr. 5.14: Rozložení magnetické indukce v modelu F při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo)</i>	52

<i>Obr. 5.15: Rozložení magnetické indukce kolem statoru modelu F při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo). Zobrazeny jsou pouze části s nejvyšší indukcí.</i>	53
<i>Obr. 5.16: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – momentová charakteristika.</i>	54
<i>Obr. 5.17: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – závislost proudu na zatížení.</i>	55
<i>Obr. 5.18: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – závislost účinníku na zatížení.</i>	55
<i>Obr. 5.19: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – závislost celkových ztrát na zatížení.</i>	56
<i>Obr. 5.20: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – závislost účinnosti na zatížení.</i>	56
<i>Obr. 6.1: Rozložení magnetické indukce v řezu motoru při jmenovitém zatížení při uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole.</i>	59
<i>Obr. 6.2: Rozložení magnetické indukce v řezu motoru při jmenovitém zatížení bez uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole.</i>	59
<i>Obr. 6.3: Rozložení okamžitých ztrát v železe v řezu motoru při jmenovitém zatížení při uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole.</i>	60
<i>Obr. 6.4: Rozložení okamžitých ztrát v železe v řezu motoru při jmenovitém zatížení bez uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole.</i>	60
<i>Obr. 7.1: Výsledky zkoušky při jmenovitém zatížení a různém napájecím napětí.</i>	63
<i>Obr. 7.2: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 1 a standardně vyráběného motoru.</i>	64
<i>Obr. 7.3: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 1 a standardně vyráběného motoru.</i>	65
<i>Obr. 7.4: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 1 a standardně vyráběného motoru.</i>	65
<i>Obr. 7.5: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 1 a standardně vyráběného motoru.</i>	66
<i>Obr. 7.6: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 2 a standardně vyráběného motoru.</i>	68
<i>Obr. 7.7: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 2 a standardně vyráběného motoru.</i>	68
<i>Obr. 7.8: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 2 a standardně vyráběného motoru.</i>	69
<i>Obr. 7.9: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 2 a standardně vyráběného motoru.</i>	69
<i>Obr. 7.10: Porovnání rozložení magnetické indukce v řezu standardně vyráběného motoru (vlevo) a vzorku č. 3 (vpravo).</i>	71

<i>Obr. 7.11: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 3 a standardně vyráběného motoru.</i>	72
<i>Obr. 7.12: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 3 a standardně vyráběného motoru.</i>	72
<i>Obr. 7.13: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 3 a standardně vyráběného motoru.</i>	73
<i>Obr. 7.14: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 3 a standardně vyráběného motoru.</i>	73
<i>Obr. 7.15: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 4 a standardně vyráběného motoru.</i>	75
<i>Obr. 7.16: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 4 a standardně vyráběného motoru.</i>	75
<i>Obr. 7.17: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 4 a standardně vyráběného motoru.</i>	76
<i>Obr. 7.18: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 4 a standardně vyráběného motoru.</i>	76
<i>Obr. 7.19: Porovnání původního (černě) a optimalizovaného (červeně) tvaru statorových (vlevo) a rotorových drážek (vpravo).</i>	77
<i>Obr. 7.20: Porovnání rozložení magnetické indukce v řezu standardně vyráběného motoru (vlevo) a vzorku s optimalizovaným tvarem drážek (vpravo).</i>	79
<i>Obr. 7.21: Předpokládaný tvar momentové charakteristiky vzorku s optimalizovanými drážkami v porovnání s momentovou charakteristikou standardně vyráběného motoru – výsledky simulací.</i>	79
<i>Obr. 7.22: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 5 a standardně vyráběného motoru.</i>	81
<i>Obr. 7.23: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 5 a standardně vyráběného motoru.</i>	81
<i>Obr. 7.24: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 5 a standardně vyráběného motoru.</i>	82
<i>Obr. 7.25: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 5 a standardně vyráběného motoru.</i>	82
<i>Obr. 7.26: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 6 a standardně vyráběného motoru.</i>	84
<i>Obr. 7.27: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 6 a standardně vyráběného motoru.</i>	84
<i>Obr. 7.28: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 6 a standardně vyráběného motoru.</i>	85
<i>Obr. 7.29: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 6 a standardně vyráběného motoru.</i>	85

<i>Obr. 7.30: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 7 a standardně vyráběného motoru.</i>	87
<i>Obr. 7.31: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 7 a standardně vyráběného motoru.</i>	87
<i>Obr. 7.32: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 7 a standardně vyráběného motoru.</i>	88
<i>Obr. 7.33: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 7 a standardně vyráběného motoru.</i>	88
<i>Obr. 7.34: Porovnání závislostí měrných ztrát na indukci plechů M700-50A a M270-35A [53].</i>	89
<i>Obr. 7.35: Porovnání BH křivek plechů M700-50A a M270-35A [53].</i>	89
<i>Obr. 7.36: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 8 a standardně vyráběného motoru.</i>	91
<i>Obr. 7.37: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 8 a standardně vyráběného motoru.</i>	91
<i>Obr. 7.38: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 8 a standardně vyráběného motoru.</i>	92
<i>Obr. 7.39: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 8 a standardně vyráběného motoru.</i>	92
<i>Obr. 7.40: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 9 a standardně vyráběného motoru.</i>	94
<i>Obr. 7.41: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 9 a standardně vyráběného motoru.</i>	94
<i>Obr. 7.42: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 9 a standardně vyráběného motoru.</i>	95
<i>Obr. 7.43: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 9 a standardně vyráběného motoru.</i>	95
<i>Obr. 7.44: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 10 a standardně vyráběného motoru.</i>	97
<i>Obr. 7.45: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 10 a standardně vyráběného motoru.</i>	97
<i>Obr. 7.46: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 10 a standardně vyráběného motoru.</i>	98
<i>Obr. 7.47: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 10 a standardně vyráběného motoru.</i>	98
<i>Obr. 7.48: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 11 a standardně vyráběného motoru.</i>	100
<i>Obr. 7.49: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 11 a standardně vyráběného motoru.</i>	100

Obr. 7.50: Porovnání závislosti účinníků na zatížení vzorku č. 11 a standardně vyráběného motoru.101

Obr. 7.51: Porovnání závislosti účinností na zatížení vzorku č. 11 a standardně vyráběného motoru.101

SEZNAM TABULEK

<i>Tab. 3.1: Štítkové údaje analyzovaného motoru.</i>	30
<i>Tab. 5.1: Porovnání výsledků simulací a měření v bodě s nejvyšším použitým zatížením.</i>	46
<i>Tab. 5.2: Porovnání výsledků simulací a měření při jmenovitém zatížení.</i>	46
<i>Tab. 5.3: Porovnání výsledků simulací a měření v bodě s nejnižším použitým zatížením.</i>	47
<i>Tab. 6.1: Porovnání výsledků měření (první řádek) a simulace (druhý řádek) ve jmenovitém bodě.</i>	58
<i>Tab. 6.2: Joulové ztráty v kleci při jmenovitém zatížení.</i>	58
<i>Tab. 6.3: Ztráty v železe při jmenovitém zatížení.</i>	58
<i>Tab. 7.1: Přehled úprav provedených na měřených vzorcích.</i>	61
<i>Tab. 7.2: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 1 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	64
<i>Tab. 7.3: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 2 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	67
<i>Tab. 7.4: Porovnání výsledků simulací standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 3 (druhý řádek tabulky).</i>	70
<i>Tab. 7.5: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 3 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	71
<i>Tab. 7.6: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 4 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	74
<i>Tab. 7.7: Porovnání výsledků simulací standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku s optimalizovaným tvarem drážek (druhý řádek tabulky).</i>	78
<i>Tab. 7.8: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 5 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	80
<i>Tab. 7.9: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 6 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	83
<i>Tab. 7.10: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 7 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	86
<i>Tab. 7.11: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 8 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	90
<i>Tab. 7.12: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 9 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	93
<i>Tab. 7.13: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 10 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.</i>	96

Tab. 7.14: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 11 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.99

Tab. 7.15: Porovnání výsledků měření při jmenovitém zatížení a zkoušky nakrátko.....104

Tab. 7.16: Porovnání jednotlivých ztrát všech měřených motorů při jmenovitém zatížení.104

1 ÚVOD A CÍLE DIZERTAČNÍ PRÁCE

Asynchronní motory s kotvou nakrátko jsou v současnosti nejrozšířenější elektrické motory. To je způsobeno především nízkými náklady na jejich výrobu a údržbu a jejich spolehlivostí [1]. Z jejich velkého rozšíření vyplývá, že spotřebují významnou část vyrobené elektrické energie. Z tohoto důvodu je účinnosti asynchronních motorů s kotvou nakrátko věnována velká pozornost. V roce 2009 bylo vydáno nařízení, které v rámci EU předepisuje minimální požadované účinnosti pro třífázové asynchronní motory s kotvou nakrátko [2]. Předepisována je účinnost jednootáčkových asynchronních motorů s kotvou nakrátko, které mají jmenovitý výkon v rozsahu 0,75 – 375 kW, 2 – 6 pólů, jmenovité napětí maximálně 1000 V, jmenovitou napájecí frekvenci 50 Hz nebo 50/60 Hz a jsou určeny pro nepřetržitý provoz. Aby se výrobci mohli přizpůsobit nové legislativě, jsou požadavky na minimální účinnost těchto motorů zaváděny postupně podle následujícího harmonogramu [2]:

- Od 16. 6. 2011 musí všechny motory splňující výše uvedené podmínky vyhovovat alespoň třídě účinnosti IE 2
- Od 1. 1. 2015 musí všechny motory se jmenovitým výkonem 7,5 – 375 kW a splňujícím ostatní výše uvedené podmínky vyhovovat alespoň třídě účinnosti IE3. Jsou-li tyto stroje součástí pohonu s proměnnými otáčkami, musí vyhovovat alespoň třídě účinnosti IE2.
- Od 1. 1. 2017 musí všechny motory splňující výše uvedené podmínky vyhovovat alespoň třídě účinnosti IE3. Jsou-li tyto stroje součástí pohonu s proměnnými otáčkami, musí vyhovovat alespoň třídě účinnosti IE2.

Třídy účinnosti jsou definovány v normě ČSN EN 60034-30-1 [3]. Kvůli zavádění těchto požadavků na minimální účinnosti asynchronních motorů je v současnosti věnována velká pozornost možnostem snižování jejich ztrát a zvyšování jejich účinnosti. Na toto téma v současnosti vychází velké množství odborných prací. Tyto práce se obvykle zabývají podrobnou analýzou ztrát (především ztrát v železe) s využitím simulací metodou konečných prvků nebo návrhem opatření, která zvyšují účinnost, ale nejsou příliš nákladná. Největší pozornost je pochopitelně věnována strojům, kterých se týká výše uvedené nařízení. Ale studovány jsou i ztráty a účinnost asynchronních motorů, kterých se nařízení o účinnosti zatím netýkají.

1.1 Cíle dizertační práce

Cílem této dizertační práce je provést analýzu ztrát malého asynchronního motoru a navrhnout opatření, která by vedla ke snížení ztrát a tím ke zvýšení účinnosti daného motoru. Tato práce je z velké části zaměřena experimentálně. Studium vlivu různých úprav na účinnost, jednotlivé ztráty i další parametry motoru je provedeno díky laboratorním měřením na celé řadě vzorků motorů s různými úpravami. Cílem bylo zjistit, jaká opatření jsou nejvhodnější (z hlediska technologie výroby i ceny) pro zvýšení účinnosti asynchronního motoru s kotvou nakrátko se jmenovitým výkonem 600 W.

Prakticky byly ověřeny následující možnosti: snížení odporu statorového vinutí, použití měděné klece, použití plechů s nižšími měrnými ztrátami, žíhání plechů, axiální prodloužení magnetického obvodu, úprava počtu závitů a optimalizace tvaru drážek. Výsledky měření vzorků s těmito úpravami a zhodnocení vlivu jednotlivých úprav na účinnost i další parametry motoru jsou v kapitole 7.

Kapitola 6 se zabývá rozbořem ztrát motoru, který je v současnosti sériově vyráběn a jehož zvýšení účinnosti bylo cílem. Rozbor ztrát je proveden experimentálně (podle v současnosti platné normy) i pomocí simulací metodou konečných prvků.

V práci se rovněž věnuje pozornost vlivu technologie výroby na účinnost a další parametry studovaného motoru. Tímto se zabývá kapitola 5. Studium vlivu technologie výroby je provedeno z větší části pomocí simulací metodou konečných prvků a částečně i experimentálně díky výsledkům měření jednoho ze vzorků motorů, který byl vyroben v rámci studia postupů, které by měly vést ke zvýšení účinnosti.

2 TEORETICKÝ ROZBOR A SOUČASNÝ STAV ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY

I když jsou návrh, konstrukce a pochopitelně také ztráty asynchronních strojů studovány již dlouhou dobu, je této problematice stále věnována značná pozornost, o čemž svědčí stále se zvětšující množství publikací na toto téma. Značný zájem o tuto problematiku je způsoben tím, že asynchronní stroje jsou nejrozšířenější elektrické stroje (to je způsobeno jejich nízkou cenou, spolehlivostí a nízkými nároky na údržbu) a také legislativními předpisy, které v řadě zemí předepisují minimální přípustnou účinnost asynchronních strojů. V rámci EU jsou v současnosti tyto předpisy postupně zaváděny, což způsobuje zvýšení zájmu o problematiku ztrát asynchronních strojů. S tím souvisí i zavádění nových norem pro určování účinnosti a ztrát elektrických strojů [4], [5]. Ztráty asynchronních strojů se dají rozdělit na: Joulovy ztráty ve vinutí statoru, ztráty v železe, Joulovy ztráty ve vinutí rotoru, mechanické ztráty (třením a ventilační) a přídavné ztráty [5]. Rozborem jednotlivých ztrát konkrétního asynchronního motoru se zabývá kapitola 6.

Při výpočtu (analytickém i metodou konečných prvků) je nejproblematictější určení ztrát v železe a ztrát přídavných (část přídavných ztrát vzniká také v železe). Proto je těmto dvěma tématům věnována značná část prací, které se zabývají ztrátami asynchronních strojů. Problémy při výpočtu ztrát v železe a přídavných ztrát jsou způsobeny především tím, že obvykle nejsou známy přesné charakteristiky použitého materiálu, vlastnosti použitého materiálu jsou nelineární, tvar magnetického obvodu je složitý a jeho části se vůči sobě pohybují. Největším problémem je neznalost přesných materiálových charakteristik. Výrobci elektrotechnických ocelí ve svých katalogích udávají jejich vlastnosti (obvykle BH křivku a závislost měrných ztrát na indukci), tyto údaje se však mohou od vlastností materiálu ve stroji i značně lišit. To je způsobeno jednak tolerancemi při výrobě, ale především náchylností elektrotechnických ocelí ke změně vlastností při působení nárazů a tlaků [6], [7]. To se projevuje i při manipulaci a přepravě. Materiál na konci přepravy bude mít horší vlastnosti než na jejím začátku. Vzhledem k tomu, že je materiál často přepravován na velké vzdálenosti a několikrát překládán, může se i toto projevit nezanedbatelným zhoršením vlastností. Nejvýraznější negativní vliv na vlastnosti elektrotechnických ocelí má však stříhání nebo jiné opracování do finální podoby [6], [7]. Přesné určení vlivu opracování na vlastnosti výsledných plechů je značně problematické, protože zde hraje roli mnoho faktorů (např. konkrétní typ materiálu nebo technologický postup při opracování), přesto se této problematice věnuje celá řada prací, např. [8], [9], [10], [11], [12], [13], [14], [15], [16] a [17]. Z hlediska posouzení vlivu stříhání plechů na výsledný stroj je důležité odhadnout hloubku, do které je materiál poškozen. V [9] a [10] jsou uvedeny výsledky měření rozložení magnetické indukce v materiálu před a po stříhu. Vlivem mechanického namáhání má materiál v okolí stříhu zhoršenou magnetickou vodivost, což se projeví tak, že v těchto místech indukce klesne a v nepoškozených částech se zvýší (za předpokladu stejného toku před a po stříhu). Podle [10] se místní snížení indukce vlivem stříhu může projevovat až do hloubky více než 10 mm, [9] uvádí nižší hodnoty indukce do hloubky kolem 5 mm. Rozdíl ve výsledcích je zřejmě způsoben druhem použitého materiálu a konkrétní technologií stříhu. Z výsledků uvedených v [9] a [10] je také zřejmé, že vliv stříhu se postupně zmenšuje směrem od hrany. Z výše uvedeného je zřejmé, že v případě malých strojů, které mají některé části magnetického obvodu (především zuby, ale u velmi malých strojů i jha) široké pouze několik

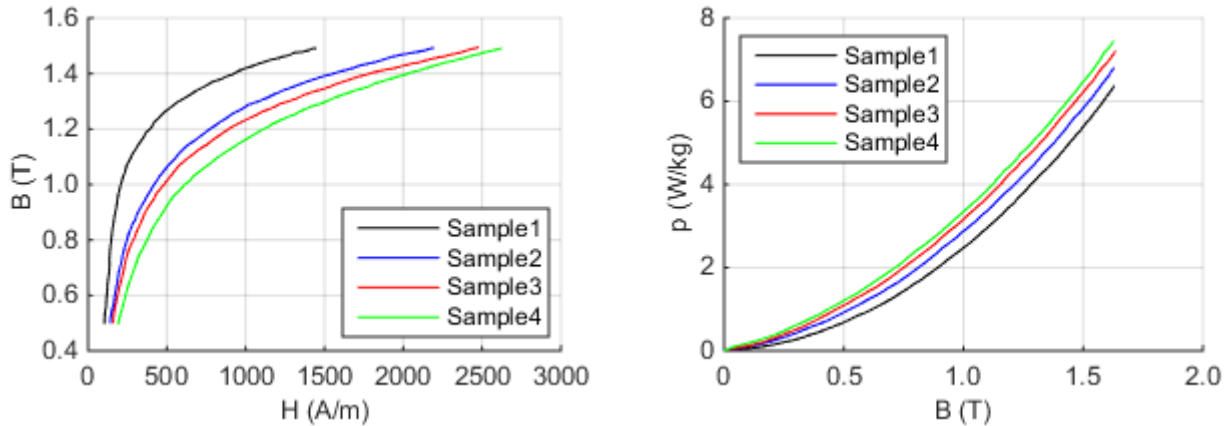
milimetrů, může mít způsob výroby plechů značný vliv na účinnost celého stroje. Na velké stroje je tento vliv, díky větším rozměrům magnetického obvodu, menší. Při stříhání, nebo jiném mechanickém namáhání, dochází nejen k degradaci BH křivky, ale i ke zvýšení měrných ztrát, viz např. [14], [15], [16] a [17]. Degradace BH křivky se projeví nárůstem magnetizačního proudu, což má za následek zvýšení Joulových ztrát ve vinutí statoru a snížení účinníku. Zvýšení měrných ztrát materiálu se projeví zvýšením ztrát v železe. V oblastech blízko hrany je nižší indukce ale vyšší měrné ztráty. Snížení indukce v oblastech blízko hrany způsobí nárůst indukce v těch částech magnetického obvodu, které nejsou výrobním procesem ovlivněny, což vede k tomu, že i v těchto částech se ztráty v železe zvýší. Jak ukazuje [8], vliv výrobního procesu na ztráty v železe může být značný, obzvláště v případě strojů pracujících s vysokými frekvencemi. V [8] jsou porovnávány výsledky měření ztrát v železe ve statoru vysokootáčkového asynchronního stroje (dva póly, napájecí frekvence 1000 Hz) s výsledky simulací pomocí metody konečných prvků při zanedbaní vlivu výroby plechů na jejich vlastnosti. Skutečné naměřené ztráty jsou přibližně dvojnásobné než vypočtené. Je tedy zřejmé, že obzvláště v případě malých strojů, by se vliv stříhání na vlastnosti plechů neměl zanedbávat. Bohužel však není možné jednoznačně určit, jak se vlivem stříhání (nebo jiného působení) změní vlastnosti materiálu. Tento vliv je závislý na konkrétních podmínkách, viz např. [12], kde je, mimo jiné, studován vliv různého mechanického namáhání na degradaci BH křivky.

I přes to, že vliv mechanického namáhání je závislý na konkrétních podmínkách, dají se vysledovat určité společné znaky, na kterých se shoduje většina prací na toto téma. Jde především o níže uvedené.

- Ovlivněna je BH křivka i křivka měrných ztrát.
- BH křivka je nejvíce ovlivněna v oblasti kolena.
- BH křivka je ovlivněna více než křivka měrných ztrát.
- Je-li znovu mechanicky namáhán již jednou ovlivněný materiál, nebo je-li blízko sebe (blíže, než hloubka poškození, např. zub malého stroje) více hran, zhoršení vlastností materiálu se dále zvyšuje.
- Největší vliv má první poškození, nebo přítomnost alespoň jedné hrany. Při dalším poškození nebo přítomnosti další hrany vzniklé v rámci jednoho stříhacího procesu se vlastnosti materiálu dále zhorší, ale již ne tak výrazně.

Výše uvedené může být dobře ilustrováno pomocí Obr. 2.1, převzatého z [14]. Tento článek se zabývá studiem vlivu stříhání na magnetický materiál. Tento vliv je studován pomocí čtyř vzorků ve tvaru prstenu. Ve všech čtyřech případech je celková šířka vzorku 40 mm, ale každý vzorek je složen z jiného počtu dílčích prstenců. První vzorek (v Obr. 2.1 je označen jako Sample 1) je tvořen pouze jedním prstencem, obsahuje tedy dvě hrany, které jsou ale dost daleko od sebe, takže se navzájem neovlivňují. Druhý vzorek (Sample 2) je tvořen dvěma prstenci, každý má šířku 20 mm. Ve vzorku jsou tedy čtyři hrany. Lze předpokládat, že dvě hrany těsně vedle sebe uprostřed vzorku vznikly v materiálu, který vzhledem k celkové šířce vzorku, nebyl nijak ovlivněn přítomností vnější a vnitřní hrany celého vzorku. Třetí vzorek (Sample 3) je tvořen třemi prstenci a jednotlivé hrany jsou již pravděpodobně dost blízko (13,3 mm) na to, aby se stříháním poškozené oblasti navzájem ovlivňovaly. Čtvrtý vzorek (Sample 4) je tvořen čtyřmi prstenci se šířkou 10 mm. Jak je na Obr. 2.1 vidět, největší rozdíl mezi BH křivkami i křivkami měrných ztrát je v případě vzorků jedna a dva. Při dalším zužování prstenců jsou rozdíly již menší. Dále je zde vidět, že BH křivka je nejvíce ovlivněna v oblasti kolene, pro vyšší i nižší

indukce se relativní rozdíly mezi křivkami snižují. Největší relativní rozdíl mezi BH křivkami vzorků jedna a dva je pro indukci přibližně 1,1 T. Pro dosažení této indukce v případě vzorku dva, je třeba přibližně o 120 % vyšší intenzita magnetického pole, než v případě vzorku jedna. Vliv na křivku měrných ztrát je výrazně menší. Relativní rozdíl mezi křivkami měrných ztrát obou vzorků je ve všech bodech přibližně 10 %.



Obr. 2.1: Vliv stříhání na BH křivku a křivku měrných ztrát [14].

Jak již bylo uvedeno výše, vliv stříhání na vlastnosti materiálu se postupně zmenšuje ve směru od hrany. To je pro modelování pomocí metody konečných prvků (nebo pro jakékoliv jiné výpočty) nepraktické. Proto existují snahy modelovat vliv stříhání (nebo jiného namáhání) na vlastnosti materiálu pomocí diskretní oblasti podél hrany, která by měla v celém svém objemu konstantní vlastnosti. Určováním vlastností takové oblasti se zabývá [15], [16] a [17]. Autoři pro jejich konkrétní případ došli k šířce poškozené oblasti 1,87 mm, ale připouštějí, že v jiných případech může být jiná. Jako nejvyšší předpokládanou šířku této oblasti uvádějí 3 mm. V [15], [16] a [17] jsou rovněž uvedeny BH křivky a křivky měrných ztrát pro danou diskretní oblast, reprezentující vliv stříhání.

Negativní vliv stříhání (nebo jiného namáhání) může být odstraněn díky žihání plechů po jejich vystřížení [6], [7], [10], [12], [18]. Jak ukazuje [10], po žihání stříhem poškozeného materiálu bylo rozložení indukce ve vzorku stejné jako před stříhem, tj. indukce byla ve všech místech stejná a nedocházelo k jejímu zmenšování ve směru ke střížné hraně. Díky žihání se výrazně zlepšila BH křivka [10], [12], [18] i křivka měrných ztrát [6], [18]. Bohužel je však žihání technologicky náročný proces, který prodražuje výrobu [6], [7].

Se stříháním materiálu souvisí také vznik otřepů na hranách. Velikost otřepů je závislá na konkrétních podmínkách (materiál, technologie) a zvětšuje se s opotřebením prostříhovadla [6]. Podle [6] dosahuje výška otřepů řádově jednotek nebo desítek μm . Prostřednictvím otřepů může teoreticky dojít k vodivému spojení sousedních plechů a tím i k nárůstu vířivých proudů [8], což by se projevilo zvýšením vířivých ztrát v železe. Odhadnout vliv otřepů na ztráty v železe je však značně obtížné, protože se zde projevuje mnoho faktorů.

Vlivem ztrát se magnetický obvod stroje zahřívá, což by mohlo mít vliv na jeho vlastnosti. Vyšší teplota plechů by měla způsobit jejich nižší elektrickou vodivost, což by se mělo projevit snížením vířivých ztrát. Avšak podle [19] nejsou mezi vlastnostmi křemíkové oceli při pokojové teplotě a při 100 °C v podstatě žádné rozdíly. Rozdíly se začínají projevovat až při vyšších

teplotách (při 200 °C jsou již patrné), které se však v magnetických obvodech běžných elektrických strojů při normálním provozu nevyskytují. Vlivem vyšší teploty dojde ke zhoršení magnetických vlastností (koleno BH křivky je níže) a snížení měrných ztrát [19]. Vlivem teploty na ztráty v železe se zabývá i některá literatura o stavbě elektrických strojů. Obvykle však uvádí, že se tento vliv má zanedbat [20].

Při analytickém výpočtu ztrát v železe, který se provádí např. v rámci návrhu stroje, se vliv technologie výroby na zvýšení ztrát v železe obvykle respektuje pomocí koeficientů, které kromě vlivu výroby zahrnují i vliv vyšších harmonických složek magnetické indukce [21], [22]. Podle [21] se hlavní ztráty v železe (tj. bez uvažování povrchových a pulzačních ztrát) ΔP_{Feh} vypočítají podle následujícího vztahu:

$$\Delta P_{Feh} = \Delta p_{1,0-kg} \cdot \left(\frac{f}{50} \right)^\beta \cdot (k_{dj} \cdot B_{js}^2 \cdot m_{js} + k_{dz} \cdot B_{zs}^2 \cdot m_{zs}), \quad (2.1)$$

kde $\Delta p_{1,0-kg}$ jsou měrné ztráty v železe při indukci 1,0 T a frekvenci 50 Hz [$W \cdot kg^{-1}$], f je napájecí frekvence [Hz], β je exponent závislý na druhu oceli – určuje se z tabulek, k_{dj} je činitel zahrnující vliv nerovnoměrnosti toku ve jhu statoru a vliv technologie výroby statorového svazku, B_{js} je indukce ve jhu statoru [T], m_{js} je hmotnost jha statoru [kg], k_{dz} je činitel zahrnující vliv nerovnoměrnosti toku v zubech statoru a vliv technologie výroby statorového svazku, B_{zs} je indukce v zubech statoru [T] a m_{zs} je hmotnost statorových zubů [kg]. Hlavní ztráty v železe v rotoru se neuvažují. Podle [21] je pro všechny asynchronní stroje do výkonu 250 kW $k_{dj} = 1,6$ a $k_{dz} = 1,8$. Pro stroje s vyšším výkonem je $k_{dj} = 1,4$ a $k_{dz} = 1,7$. Obdobný vztah pro výpočet ztrát v železe uvádí i [22]. Zde uvedený vztah na rozdíl od (2.1) uvažuje amplitudu magnetické indukce. Ztráty v železe v jednotlivých částech statoru (opět bez povrchových a pulzačních ztrát) $\Delta P_{Feh\check{c}}$ se podle [22] určí pomocí následujícího vztahu:

$$\Delta P_{Feh\check{c}} = \Delta p_{1,0-kg} \cdot \left(\frac{f}{50} \right)^{1,3} \cdot k_p \cdot B_m^{ne} \cdot m_{\check{c}}, \quad (2.2)$$

kde k_p je činitel zahrnující vliv vyšších harmonických a změnou strukturu plechů během výroby, B_m je amplituda indukce v té části statoru, ve které se ztráty počítají [T], $m_{\check{c}}$ je hmotnost části statoru, ve které se počítají ztráty [kg] a ne je exponent, který se určí z [22]:

$$ne = 5,69 \cdot \log \frac{\Delta p_{1,5-kg}}{\Delta p_{1,0-kg}}, \quad (2.3)$$

kde $\Delta p_{1,5-kg}$ jsou měrné ztráty použitého materiálu při indukci 1,5 T a frekvenci 50 Hz [$W \cdot kg^{-1}$], obvykle se však uvažuje $ne = 2$. Koeficient k_p je, podle [22], pro zuby statoru v rozsahu 1,2 – 1,4 a pro jho statoru v rozsahu 1,5 – 2. Konkrétní velikosti k_p jsou závislé na technologii výroby a konstrukci stroje.

V současnosti se k analýze elektrických strojů ve velké míře používají výpočetní programy, které pracují s metodou konečných prvků. Na toto téma je dostupných mnoho prací. Jejich hlavním cílem je obvykle rozbor ztrát v železe a přídavných ztrát, viz např. [23], [24], [25], [26], [27], případně porovnávání ztrát vypočtených různými způsoby (především analyticky a metodou konečných prvků při použití různých modelů) a výsledků měření, např. [28], [29], [30], [31], [32]. Se ztrátami v železe a přídavnými ztrátami také souvisejí ztráty způsobené sestavením magnetického obvodu [33], nebo vznikající v neaktivních částech stroje (např. v kostře) [34]. Tato problematika je však spíše na okraji zájmu a prací, které se jí věnují, není mnoho.

K výpočtu ztrát v železe se v současnosti používá postup, který rozděluje celkové měrné ztráty v železe na jeden kilogram (nebo jeden metr krychlový) Δp_{Fe-kg} na tři komponenty [13], [35], [36]:

$$\Delta p_{Fe-kg} = \Delta p_{h-kg} + \Delta p_{v-kg} + \Delta p_{ex-kg}. \quad (2.4)$$

Δp_{h-kg} jsou měrné hysterezní ztráty [$W \cdot kg^{-1}$], dají se určit pomocí následujícího vztahu [13], [36]:

$$\Delta p_{h-kg} = k_{h-kg} \cdot B_m^\alpha \cdot f, \quad (2.5)$$

kde k_{h-kg} je koeficient pro výpočet měrných hysterezních ztrát, B_m je amplituda magnetické indukce [T], f je frekvence [Hz] a α je koeficient závislejší na druhu materiálu, jeho typická hodnota je 2 [36]. Δp_{v-kg} jsou měrné vířivé ztráty [$W \cdot kg^{-1}$], určit se dají z [13], [36]:

$$\Delta p_{v-kg} = k_{v-kg} \cdot (B_m \cdot f)^2, \quad (2.6)$$

kde k_{v-kg} je koeficient pro výpočet měrných vířivých ztrát. Δp_{ex-kg} jsou dodatečné měrné ztráty (v anglické literatuře jsou označovány jako excess losses) [$W \cdot kg^{-1}$], k jejich výpočtu je možné použít následující vztah [13], [36]:

$$\Delta p_{ex-kg} = k_{ex-kg} \cdot (B_m \cdot f)^{1,5}, \quad (2.7)$$

kde k_{ex-kg} je koeficient pro výpočet měrných přídavných ztrát. Tyto ztráty souvisí s mikrostrukturou materiálu, podrobnosti mohou být nalezeny v [35], kde jsou ztráty v různých materiálech studovány prostřednictvím zavedení magnetických objektů (magnetic objects), což jsou nezávislé objekty, které souvisejí se skupinami sousedících interagujících magnetických domén. Velikosti koeficientů k_{h-kg} , k_{v-kg} a k_{ex-kg} je možné určit z křivek závislosti celkových měrných ztrát na indukci, které výrobci magnetických ocelí běžně uvádějí v katalogích. Velikost k_{v-kg} je možné přímo spočítat pomocí elektrické vodivosti, tloušťky a hustoty materiálu (použití hustoty materiálu závisí na tom, zda se počítají měrné ztráty na kilogram nebo metr krychlový) [13], [35], [36]. Program použitý v rámci této práce počítá okamžité ztráty v železe a dokáže do výpočtu zahrnout jejich vliv na rozložení magnetického pole. Tím, jak je možné provést tyto

výpočty, se zabývá kapitola 4. Více podrobností na toto téma lze nalézt v [36] a [37]. Výpočtem okamžitých ztrát v železe se podrobněji zabývá rovněž [30], kde je rozebrán poněkud odlišný postup. Použitý program je rovněž schopný při výpočtu pracovat s anizotropními magnetickými materiály, toho však v rámci této práce nebylo využito. Popis toho, jak je možné anizotropii magnetických materiálů zahrnout do simulací metodou konečných prvků, je možné nalézt v [38].

Díky simulacím pomocí metody konečných prvků je možné určit ztráty působené různými harmonickými složkami indukce [23], [25], [26], [29] nebo vznikající v různých částech stroje [24], [29], [32]. Podle [32] mohou být celkové ztráty v železe v rotoru způsobené vyššími harmonickými při jmenovitém zatížení vyšší než polovina celkových ztrát v železe ve statoru. Nezanedbatelné zvýšení ztrát v železe (vířivými proudy) může způsobit i proces skládání statorového svazku. Vlivem sváření a použití vystrížených zámků pro spojování sousedních plechů se zabývá [33]. Sváry a zámků mezi plechy vytvářejí vodivé smyčky mezi sebou i mezi kostrou, do které je statorový svazek zalisován, a tím umožňují vznik vířivých proudů, které mohou, obzvláště při vyšších frekvencích, nezanedbatelně zvýšit ztráty v železe. Odhad v [33] uvádí zvýšení ztrát o 75 W při 400 Hz a o 468 W při 1000 Hz, bohužel zde však není uvedené, pro jak velký stroj je odhad učiněn. Uvedeno je pouze to, že se předpokládají dva zámků na každý statorový zub, jde tedy o nějaký větší stroj.

I když se výkon výpočetní techniky stále zlepšuje, 2D modely jsou při simulacích stále používány více než 3D modely. A to i přesto, že do 2D modelů není možné zahrnout některé prvky konstrukce stroje (např. zešíkmení tyčí), viz např. [23], [24], [25], [26], [29], [30], [31]. Je-li použit 3D model, jsou často využity různé postupy, které mají zkrátit dobu výpočtu [34] nebo je modelována pouze ta část, která je studována [33], případně je použita kombinace výpočtů provedených na 2D a 3D modelech [28]. Aby se ušetřil čas potřebný na výpočty, je také možné kombinovat simulace metodou konečných prvků s analytickými výpočty [39]. Při použití tohoto postupu se pomocí metody konečných prvků určí normalizované prvky náhradního schématu stroje. Dále je již možné pracovat pouze s náhradním schématem. Postup má samozřejmě svoje omezení, např. při změně tvaru drážek je nutné znovu spočítat parametry náhradního schématu. Podrobnosti je možné nalézt v [39].

Řada nových prací se také zabývá možnostmi zvyšování účinnosti asynchronních strojů, což je mimo jiné dáno i legislativními požadavky na účinnosti elektrických strojů. Účinností a ztrátami asynchronních strojů se pochopitelně zabývá i starší literatura na téma stavby nebo teorie elektrických strojů, viz např. [20], [21] a [22]. Přesto je však tomuto tématu stále věnována nemalá pozornost a věnují se mu nové knihy i odborné články, viz např. [1], [28], [29], [32], [40], [41], [42], [43], [44], [45]. Způsoby, jakými lze zvýšit účinnost již navrženého asynchronního stroje z této literatury vycházejí a jsou následující:

- snížení odporu statorového vinutí
- snížení odporu klece
- axiální prodloužení magnetického obvodu
- snížení měrných ztrát v magnetickém obvodu
- optimalizace tvaru drážek.

Na účinnost asynchronního stroje má vliv i uspořádání statorového vinutí a s tím související počet statorových drážek, počet rotorových drážek nebo radiální rozměry stroje. Ovšem měnit tyto parametry v podstatě znamená provést návrh nového stroje. Protože cílem této práce je

analýza ztrát (a možností jejich snižování) malého, sériově vyráběného asynchronního motoru, byla pozornost věnována především možnostem z výše uvedeného seznamu. Většina z těchto postupů nevede ke zvětšení vnějších rozměrů celého stroje, což může mít velký význam, obzvláště když je stroj určen pro montáž do omezeného prostoru. Výjimkou je axiální prodloužení magnetického obvodu, protože ne vždy je možné prodloužený magnetický obvod zabudovat do stávající kostry. Může tedy být nutné prodloužit i kostru stroje. Všechny výše uvedené postupy vedou ke zvýšení ceny stroje. To je způsobeno zvýšenou spotřebou materiálů, použitím kvalitnějších materiálů nebo nutností investovat do nového vybavení. Níže jsou jednotlivé postupy pro snížení ztrát již navrženého asynchronního stroje rozebrány.

Snížení odporu statorového vinutí – S klesajícím jmenovitým výkonem asynchronního motoru narůstá vliv Joulových ztrát ve vinutí statoru. U malých motorů (s výkonem menším než 1 kW) mohou tyto ztráty tvořit i více než polovinu celkových ztrát při jmenovitém zatížení [40]. Snížení těchto ztrát tedy může mít, obzvláště u malých strojů, výrazný vliv na účinnost. Jak je dobře známo, velikost Joulových ztrát ve vinutí závisí na odporu vinutí a druhé mocnině proudu, který vinutím prochází [22]. Odpor vinutí asynchronního motoru roste s klesajícím jmenovitým výkonem, zatímco jmenovitý odebíraný proud klesá [21]. Snížení odporu statorového vinutí tedy bude mít na Joulovy ztráty větší vliv u malých strojů. Odpor vinutí závisí na materiálu vodiče (ve velké většině případů měď), počtu závitů, délce jednoho závitu, průměru vodiče a teplotě vinutí [22]. Nejlépe lze odpor snížit zvýšením průměru vodiče. Zvýšení ale může být jen tak velké, aby nebylo překročeno maximální přípustné plnění drážky [21]. Odpor vinutí lze snížit i zkrácením čel, to ale není vždy možné a snížení odporu obvykle nebývá výrazné. Snížení odporu lze také dosáhnout snížením počtu závitů. Tím se ale zvýší sycení magnetického obvodu a klesne magnetizační indukčnost. Dojde tedy ke zvýšení ztrát v železe a nárůstu magnetizačního proudu, což může vést k tomu, že se Joulovy ztráty ve vinutí statoru naopak zvýší. Výsledkem tedy může být zhoršení účinnosti. To, zda je možné snížit počet závitů a o kolik je možné zjistit pomocí zkoušky při jmenovitém zatížení a různém napájecím napětí (v rozsahu přibližně 90 % – 110 % jmenovitého napětí) [46], [47]. Odpor statorového vinutí je také ovlivněn při axiálním prodloužení magnetického obvodu. Dojde sice k prodloužení aktivních částí závitů, ale má-li být zachován původní jmenovitý výkon stroje, je nutné snížit počet závitů [42], výsledný odpor statorového vinutí tedy bude nižší.

Snížení odporu klece – Podíl Joulových ztrát v kleci na celkových ztrátách se s klesajícím jmenovitým výkonem motoru zmenšuje. U strojů, s podobným jmenovitým výkonem, jako má v této práci analyzovaný motor, tvoří přibližně 20 % celkových ztrát [40]. Odpor jednotlivých částí klece je, stejně jako v případě statorového vinutí, ovlivněn rozměry, materiálem a teplotou. Snížení rotorového odporu se tedy dá dosáhnout buď změnou rozměrů klece (zvýšením kruhů nakrátko nebo zvětšením plochy drážek), nebo změnou materiálu [21]. Snížení odporu klece zvětšením průřezu tyčí vyžaduje změnu tvaru drážek, což vyžaduje výrobu nového nástroje pro stříhání plechů. Navíc při zvětšování plochy drážek se zvyšuje sycení rotorových plechů (jestliže ostatní rozměry plechů zůstanou zachovány), což může být značně limitující faktor. Klece malých asynchronních motorů s kotvou nakrátko jsou obvykle odlévány z hliníku [20], [21]. Existuje však celá řada prací, které se zabývají použitím materiálu s vyšší vodivostí, nejčastěji mědi [48], [49], [50], [51]. Měděná klec může být odlita nebo složena z tyčí a kruhů, které jsou svařeny nebo spájeny natvrdo [48], [51]. Vzhledem k vlastnostem mědi, především výrazně vyšší teplotě tání, je výroba měděné klece technologicky náročný proces, který prodražuje výrobu [48]. Další možností je kombinace mědi a hliníku, kdy jsou před odlitím hliníkové klece nastrkány do

rotorových drážek měděné tyče. I tento postup musí být technologicky dobře zvládnut, aby přinášel požadované výsledky [41]. Při použití měděné klece dojde, kvůli snížení rotorového odporu, ke snížení záběrového momentu a zvýšení záběrového proudu. To se dá alespoň částečně řešit změnou tvaru drážky [50].

Podle [52] se snížení Joulových ztrát v hliníkové kleci dá dosáhnout změnou technologie odlévání. Při použití metody tlakového lití, která je v současnosti nejrozšířenější, může v kleci vznikat řada vad, které zvyšují rotorový odpor. Podle [52] se tomu dá zabránit při odstředivém odlévání klecí, vliv na účinnost by měl být nezanedbatelný.

Axiální prodloužení magnetického obvodu – Při pouhém prodloužení magnetického obvodu a ponechání původního počtu závitů cívek statorového vinutí dojde ke změně momentové charakteristiky a z hlediska účinnosti se při tomto řešení zpravidla nedosáhne možného maxima pro danou jmenovitou zátěž a napájení. Proto je vhodné při prodloužení magnetického obvodu snížit počet závitů – čím více se magnetický obvod prodlouží, tím více závitů musí být ubráno. Problematikou prodloužení magnetického obvodu a vhodného snížení počtu závitů se podrobně zabývá [42]. Jak je zde uvedeno, při prodloužení magnetického obvodu a snížení počtu závitů jsou obvykle ovlivněny téměř všechny parametry stroje – změní se odebíraný proud, účinník, sycení magnetického obvodu, indukce ve vzduchové mezeře i hustota proudu v rotorových tyčích. Z toho plyne, že se zároveň změní i všechny elektro-magnetické ztráty stroje. Velkou výhodou tohoto postupu je to, že se nemusí investovat do nové technologie nebo nástrojů. Další výhodou je snížení plnění statorových drážek. To usnadňuje případné použití vodiče s vyšším průměrem. Nevýhodou je zvýšená spotřeba plechů a hliníku na odlévání klece, která je částečně kompenzována sníženou spotřebou mědi, prodloužení magnetického obvodu však obvykle zvýší náklady na výrobu stroje [42]. Navíc je tento postup obvykle omezen rozměry kostry stroje. Prodloužení kostry stroje by dále zvýšilo náklady na výrobu a ne vždy je její prodloužení možné.

Snížení měrných ztrát v magnetickém obvodu – Ztráty v železe tvoří u asynchronních strojů s podobným jmenovitým výkonem, jako má analyzovaný stroj, zhruba 20 % celkových ztrát. S klesajícím jmenovitým výkonem stroje klesá podíl ztrát v železe na celkových ztrátách [40]. Ztráty v železe se dají snížit snížením sycení magnetického obvodu (to však, při zachování napájecího napětí a frekvence, vyžaduje změnu konstrukce stroje) nebo použitím materiálu s nižšími měrnými ztrátami [21]. S klesajícími měrnými ztrátami se však obvykle zhoršují magnetické vlastnosti materiálu (koleno BH křivky je níže, viz kapitoly 7.8), což je zřejmé při prostudování katalogů výrobců plechů, viz např. [53]. Snížení měrných ztrát plechů se dosahuje zmenšením jejich šířky a zvýšením obsahu křemíku [7]. Při použití tenčích plechů klesá plnění železa (při stejné celkové délce magnetického obvodu je skutečná délka železa menší), což dále snižuje magnetizační indukčnost stroje [54]. Zvýšený obsah křemíku způsobuje zvýšené opotřebení prostřihovačů. Další nevýhodou plechů s nižšími měrnými ztrátami je jejich vyšší cena. Snížení měrných ztrát lze také dosáhnout díky žihání plechů po vystřižení. Jak již bylo uvedeno na začátku této kapitoly, při stříhání plechů se v oblastech kolem hran zhorší magnetické i energetické vlastnosti. Obojí lze zlepšit žiháním [6], [7], [10], [12], [18]. Nevýhodou žihání je zvýšení nákladů na výrobu.

Optimalizace tvaru drážek – Tvar drážek má vliv na parametry celého asynchronního stroje. Tvarem drážek lze ovlivnit rozptylové indukčnosti, magnetizační indukčnost, ztráty v železe, Joulovy ztráty v kleci a celou momentovou charakteristiku [20], [21]. Vztah mezi tvarem drážek a ztrátami je značně složitý. Navíc je tvar drážek omezen technologií výroby

stroje, např. nesmí být překročen činitel plnění drážky. K nalezení optimálního tvaru drážek se obvykle používají různé optimalizační algoritmy, touto problematikou se zabývá řada prací, např. [55], [56], [57], [58]. Při optimalizaci tvaru drážek se obvykle používají simulace metodou konečných prvků. Pro zkrácení času nutného k nalezení optimálního tvaru drážek je v některých případech možné použít kombinaci simulací a analytických výpočtů [58]. Optimalizovat je možné statorové [50] nebo rotorové [58] drážky, nejčastěji jsou však optimalizovány oboje drážky najednou [56], [57]. Při optimalizaci tvaru drážek nemusí být vždy cílem dosažení co nejvyšší účinnosti, ale např. zvýšení záběrového momentu [56]. V současnosti existuje celá řada různých optimalizačních algoritmů. Mezi velmi rozšířené patří genetické algoritmy [59].

Provede-li se některá z výše uvedených úprav, nebude ovlivněna pouze účinnost asynchronního stroje, ale i jeho další parametry a to ne vždy pozitivním způsobem. Např. snížení rotorového odporu povede, mimo snížení Joulových ztrát v kleci, ke zvýšení otáček při jmenovitém zatížení a především ke snížení záběrového momentu a zvýšení záběrového proudu. Ve všech případech bude více či méně ovlivněn účinník stroje. V některých případech se zvýší (např. žíhání plechů po vystřížení a vhodná optimalizace tvaru drážek by měly vést ke snížení magnetizačního proudu), v jiných naopak klesne (např. při použití plechů s nižšími měrnými ztrátami, které však mají níže položené koleno BH křivky se magnetizační proud zvýší).

3 ANALYZOVANÝ STROJ

Analyzovaným strojem je malý asynchronní motor, který vyrábí firma ATAS elektromotory Náchod a.s. Jde o třífázový, dvoupólový asynchronní motor se jmenovitým výkonem 600 W. Vinutí je zapojeno do hvězdy, střed zapojení není u standardně vyráběných motorů přístupný. Jako jmenovitá velikost napájecího napětí pro frekvenci 50 Hz se na štítku motoru uvádí rozsah 340 - 460 V. Pro účely této práce se ve všech případech jako jmenovitá velikost napájecího napětí uvažuje hodnota 400 V. Analyzovaný motor je na Obr. 3.1, jeho štítkové údaje jsou v Tab. 3.1.

Magnetický obvod analyzovaného motoru je zhotoven z plechů M700-50A. Satorový svazek je nýtován, provedení nýtů ve skutečném stroji je na Obr. 3.2. Aby bylo možné satorový svazek nýtovat, jsou v každém satorovém plechu vystřiženy čtyři otvory pro nýty. Kvůli úspoře materiálu není vnější tvar satorových plechů kruhový. Aby bylo možné před nýtováním jednotlivé satorové plechy správně poskládat na sebe, je na obvodu každého plechu umístěno celkem pět výseků. Satorový plech je na Obr. 3.3. Protože se jedná o stále vyráběný a prodávaný motor, nemohou zde být uvedeny rozměry magnetického obvodu ani podrobnosti o provedení vinutí jako např. průměr vodiče nebo počet závitů. Vzhledem k vysokému sycení magnetického obvodu (viz kap. 5 a 6), má výše popsané provedení satorových plechů nezanedbatelný vliv na parametry celého motoru. Rozměr B v Obr. 3.3 (rozdíl mezi poloměrem a skutečnou vzdáleností okraje plechu od středu v nejužším místě) odpovídá přibližně 15 % rozměru A (šířka jha v nejširším místě). Rozměr C (průměr otvoru pro nýt) odpovídá přibližně 27 % rozměru A. Vzhledem k malým rozměrům plechů mohou být jejich vlastnosti značně ovlivněny stříháním. Podle [9] a [10] se vliv stříhání na vlastnosti materiálu může projevit do hloubky pěti i více milimetrů. Nejužšími místy magnetického obvodu tohoto motoru jsou satorové zuby, které jsou široké méně než 4 mm, jejich vlastnosti tedy budou stříháním ovlivněny v celém objemu. Stejně tak satorové zuby, jejichž šířka je o něco větší než šířka satorových zubů. Stříháním však bude významně ovlivněno i jho, zejména v nejužších místech.

Tab. 3.1: Štítkové údaje analyzovaného motoru.

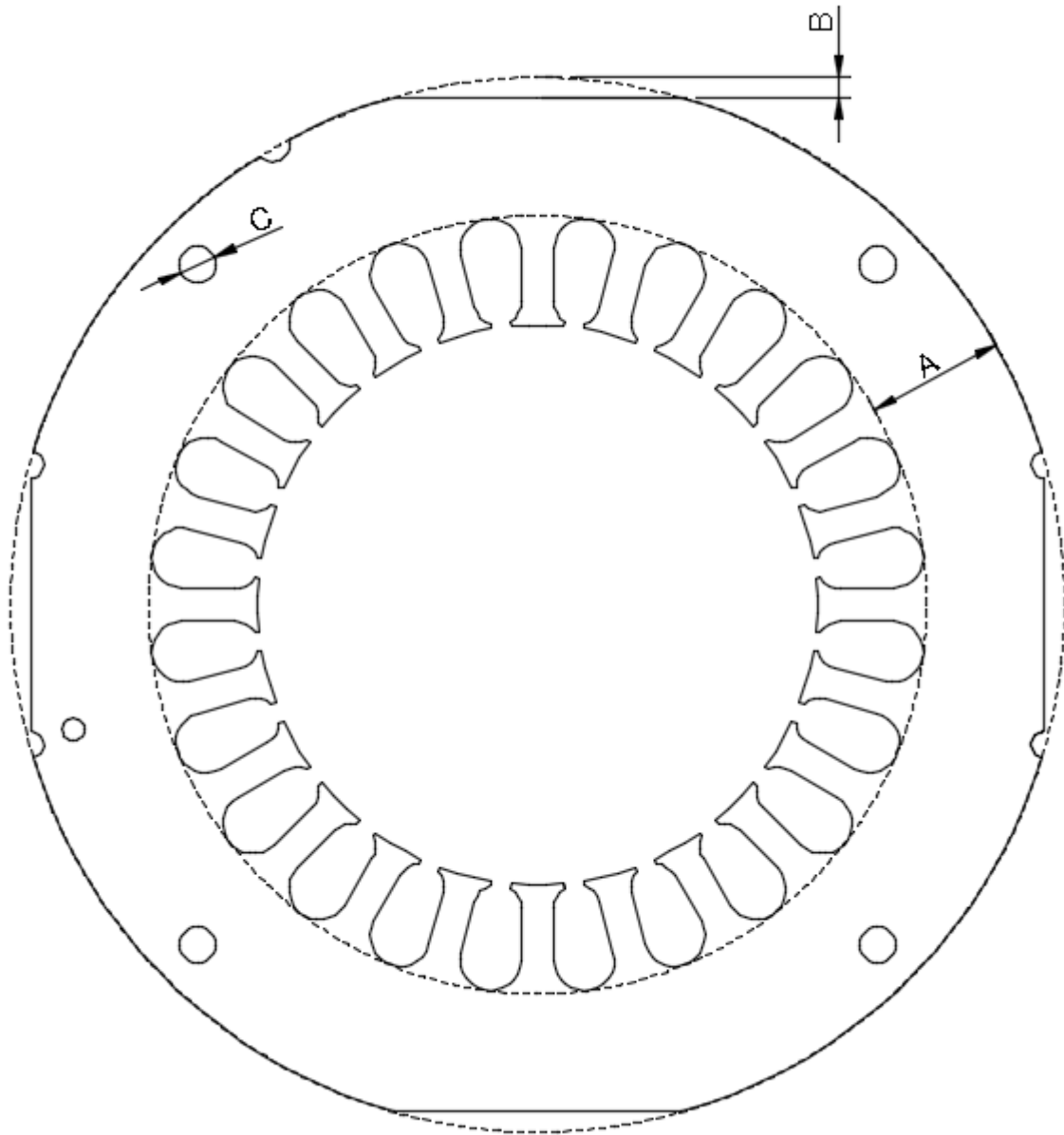
U [V]	P_h [W]	P_l [W]	n [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]
340-460	600	720	2830	1,6	0,83



Obr. 3.1: Analyzovaný motor.



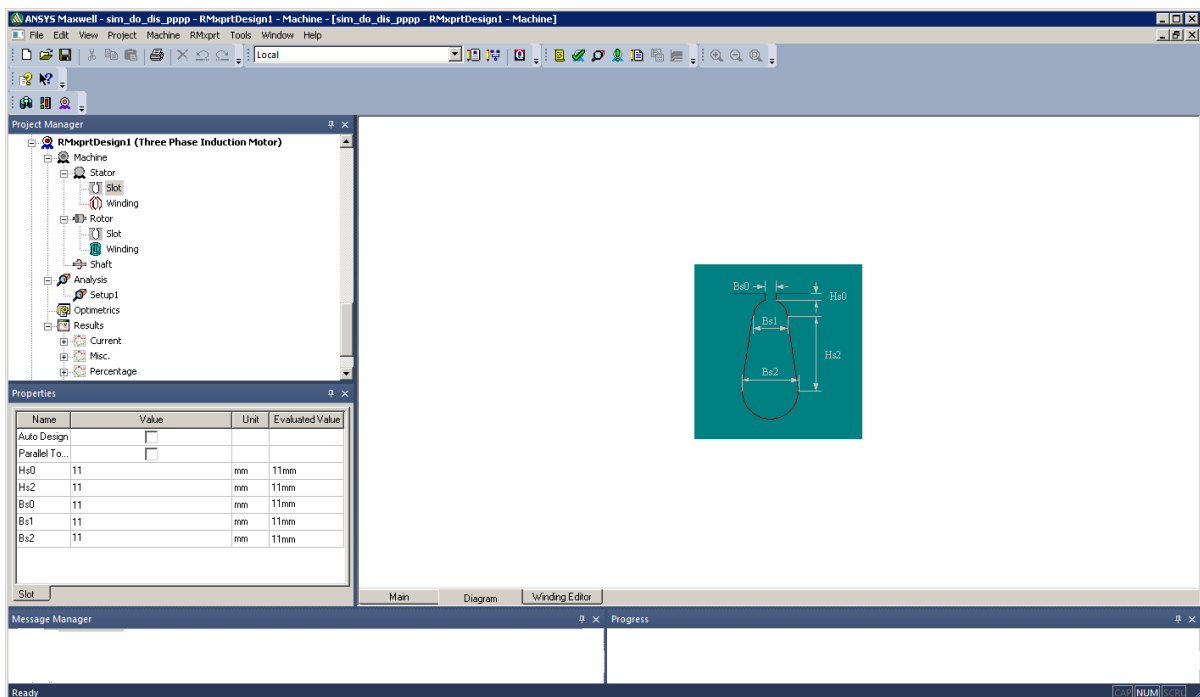
Obr. 3.2: Nýty v analyzovaném stroji.



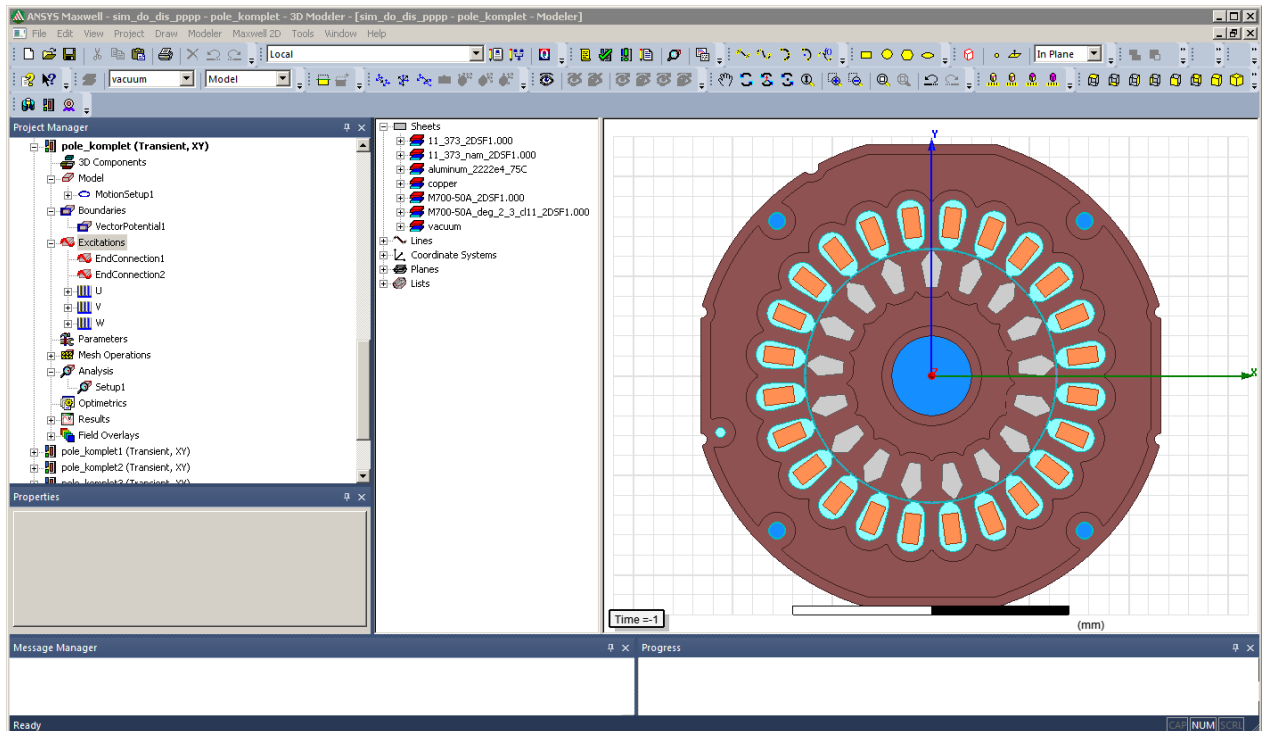
Obr. 3.3: Náčrt statorového plechu analyzovaného motoru [60].

4 PROGRAM MAXWELL

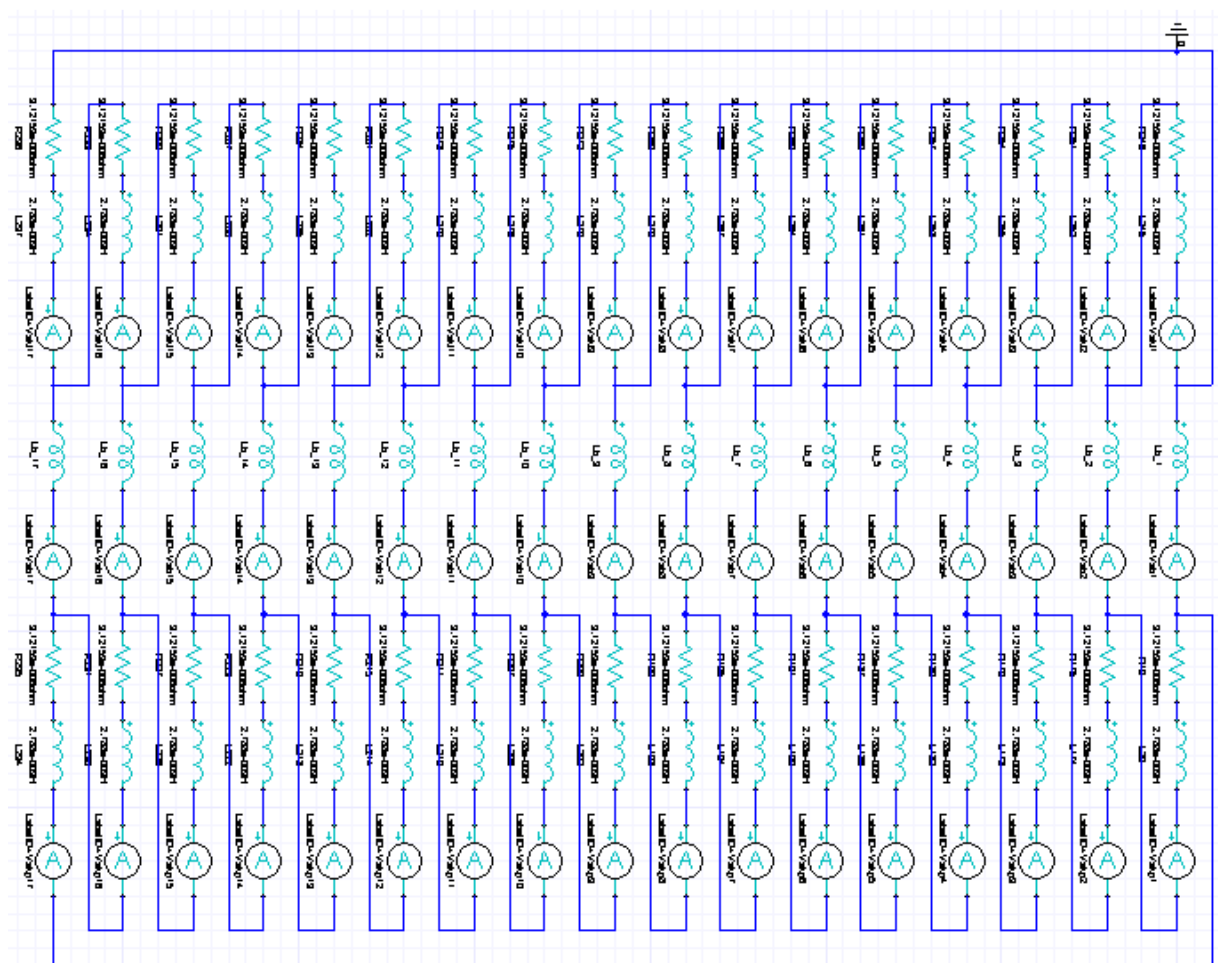
Při analýze ztrát studovaného motoru a při návrhu některých opatření pro zvýšení jeho účinnosti byl využit program Maxwell. Tento program slouží k řešení 2D a 3D elektrických a magnetických polí (staticky i tranzientně) metodou konečných prvků [61]. Součástí programu může být RMXprt, což je nástroj sloužící k analytickému výpočtu elektrických točivých strojů. Při použití RMXprt se nejprve vybere typ stroje a poté se do předdefinovaných tabulek vyplní požadované informace. Ukázka prostředí RMXprt – konkrétně zadávání rozměrů statorové drážky je na Obr. 4.1. Po provedení analytického výpočtu je možné vygenerovat 2D nebo 3D model pro analýzu metodou konečných prvků. Geometrii 2D a 3D modelů je také možné nakreslit přímo v Maxwellu nebo naimportovat z jiného programu. Ukázka prostředí programu Maxwell je na Obr. 4.2. Při řešení úlohy se postupuje stejně jako v ostatních programech pracujících s metodou konečných prvků. Nejprve se vytvoří model (vytvoření geometrie, přiřazení materiálů, vytvoření buzení a okrajových podmínek, vytvoření sítě konečných prvků), pak se provede vlastní výpočet a poté se zpracovávají získaná data [62]. Součástí programu Maxwell je také Circuit Editor, ve kterém je možné vytvářet elektrické obvody a ty pak propojit s řešeným modelem. Toho je možné využít pro modelování těch částí, které nemohou být zahrnuty ve 2D modelu, např. kruhů klece nakrátko. Spojení tyčí prostřednictvím kruhů se ve 2D modelu dá řešit i bez použití Circuit Editoru, ale některá data, např. proud v kruhu, pak nejsou dostupná. Příklad modelování klece nakrátko pomocí Circuit Editoru je na Obr. 4.3. Pohyb rotoru může být v programu Maxwell zadán dvěma způsoby. Je možné zadat moment setrvačnosti rotoru a program poté řeší pohybovou rovnici. Takto je možné např. simulovat rozběh asynchronního motoru. Druhou možností je napevno zadat otáčky rotoru, které se během celé simulace nezmění. Takto není možné simulovat mechanické přechodné děje, ale při simulacích ustálených stavů lze tímto způsobem zkrátit dobu simulace.



Obr. 4.1: Ukázka prostředí programu Maxwell/RMXprt.



Obr. 4.2: Ukázka prostředí programu Maxwell.



Obr. 4.3: Model klece analyzovaného motoru vytvořený v Circuit Editoru.

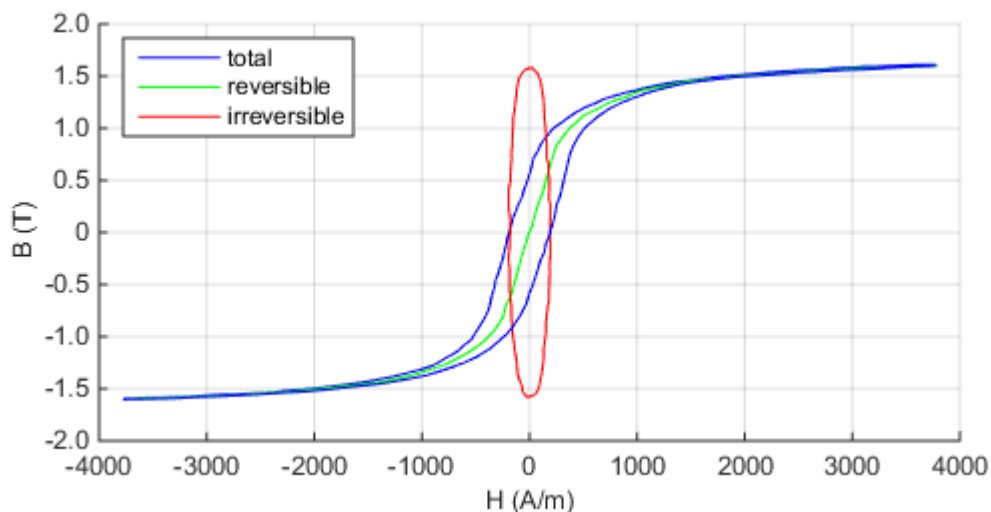
Program Maxwell počítá okamžitou hodnotu ztrát v železe, dokáže při výpočtu uvažovat vliv ztrát na rozložení pole v magnetickém obvodu a dokáže pracovat s materiály s anizotropními magnetickými vlastnostmi. Je dobře známo, že přesný výpočet ztrát v železe v elektrických točivých strojích je značně náročnou úlohou. Výpočet je značně komplikován nelinearitou magnetických materiálů a komplexním tvarem magnetického obvodu, jehož části (stator a rotor) se vůči sobě pohybují. Podle manuálu [61] je výpočet ztrát v železe v programu Maxwell založen na následujícím obecném široce rozšířeném vztahu:

$$\Delta p_{Fe-kg} = \Delta p_{h-kg} + \Delta p_{v-kg} + \Delta p_{ex-kg} = k_{h-kg} \cdot B_m^2 \cdot f + k_{v-kg} \cdot (B_m \cdot f)^2 + k_{ex-kg} \cdot (B_m \cdot f)^{1.5}, \quad (4.1)$$

kde Δp_{Fe-kg} jsou celkové ztráty v železe na jeden kilogram [$W \cdot kg^{-1}$], Δp_{h-kg} jsou hysterezní ztráty na jeden kilogram [$W \cdot kg^{-1}$], Δp_{v-kg} jsou vířivé ztráty na jeden kilogram [$W \cdot kg^{-1}$], Δp_{ex-kg} jsou dodatečné ztráty na jeden kilogram [$W \cdot kg^{-1}$], k_{h-kg} je koeficient pro výpočet hysterezních ztrát na jeden kilogram, k_{v-kg} je koeficient pro výpočet vířivých ztrát na jeden kilogram, k_{ex-kg} je koeficient pro výpočet dodatečných ztrát na jeden kilogram, B_m je amplituda magnetické indukce [T] a f je frekvence [Hz]. Podle (4.1) se však nedá určit okamžitá velikost ztrát v železe. Okamžitou velikost ztrát program Maxwell pravděpodobně počítá podle postupů uvedených v [36]. Výpočet okamžité velikosti ztrát je zde založen na rozkladu skutečné hysterezní křivky do dvou komponent (Obr. 4.4). Rozklad je proveden rozdělením skutečné intenzity magnetického pole dané skutečné hysterezní křivky na dvě části: vratnou, která neuzavírá žádnou plochu a je spojena s magnetizační křivkou (v Obr. 4.4 je označena jako reversible) a nevratnou, která je spojena s hysterezními ztrátami, které jsou po rozkladu původní hysterezní křivky reprezentovány elipsou se stejnou plochou jako původní hysterezní křivka (v Obr. 4.4 je označena jako irreversible). Velikost hysterezních ztrát je pak možné určit z [36]:

$$\Delta P_h = \frac{1}{T} \cdot \int_0^T (H_{vra} + H_{nevra}) \cdot \frac{dB}{dt} \cdot dt, \quad (4.2)$$

kde T je perioda [s], H_{vra} je velikost intenzity magnetického pole související s magnetizační křivkou [$A \cdot m^{-1}$], H_{nevra} je velikost intenzity magnetického pole související s hysterezními ztrátami [$A \cdot m^{-1}$], B je velikost magnetické indukce [T] a t je čas [s].



Obr. 4.4: Rozklad skutečné hysterezní křivky do dvou komponent [36].

Z (4.2) plyne, že okamžitá velikost hysterezních ztrát na jeden kilogram $\Delta p_{h-kg}(t)$ je:

$$\Delta p_{h-kg}(t) = H_{nevra} \cdot \frac{dB}{dt} \quad (4.3)$$

Pro určení H_{nevra} se vyjde z popisu elipsy na Obr. 4.4:

$$B = B_m \cdot \sin(\varphi) \quad (4.4)$$

$$H_{nevra} = H_m \cdot \cos(\varphi) \quad (4.5)$$

kde H_m je amplituda intenzity magnetického pole [$A \cdot m^{-1}$] a φ je úhel [rad]. Hysterezní ztráty pak mohou být vyjádřeny jako [36]:

$$\Delta P_h = H_m \cdot B_m \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot \frac{1}{T} \cdot \int_0^T \cos^2(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) \cdot dt \quad (4.6)$$

Vezme-li se v úvahu, že hysterezní ztráty určené podle (4.6) by měly být stejně velké jako při použití (4.1) a při uvážení (4.4) je možné intenzitu magnetického pole související s hysterezními ztrátami vyjádřit jako [36]:

$$H_{nevra} = \frac{k_{h-kg} \cdot B_m \cdot \cos(\varphi)}{\pi} \quad (4.7)$$

Určení okamžité velikosti vířivých ztrát na jeden kilogram a dodatečných ztrát na jeden kilogram je snazší než určení okamžité velikosti hysterezních ztrát. Vířivé ztráty na jeden kilogram $\Delta p_{v-kg}(t)$ se dají určit pomocí následujícího vztahu [36]:

$$\Delta p_{v-kg}(t) = \frac{k_{v-kg}}{2 \cdot \pi^2} \cdot \left(\frac{dB}{dt} \right)^2 \quad (4.8)$$

Dodatečné ztráty na jeden kilogram $\Delta p_{ex-kg}(t)$ se dají určit z [36]:

$$\Delta p_{ex-kg}(t) = \frac{k_{ex-kg}}{8,763363} \cdot \left| \frac{dB}{dt} \right|^{1,5} \quad (4.9)$$

Konstanty $2\pi^2$ a 8,763363 vznikly díky integraci (4.4). Celková velikost okamžitých měrných ztrát v železe na jeden kilogram $\Delta p_{Fe-kg}(t)$ je pak podle (4.1), (4.3), (4.7), (4.8) a (4.9) dána následujícím vztahem [36]:

$$\Delta p_{Fe-kg}(t) = \frac{k_{h-kg} \cdot B_m \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t)}{\pi} \cdot \frac{dB}{dt} + \frac{k_{vk-kg}}{2 \cdot \pi^2} \cdot \left(\frac{dB}{dt} \right)^2 + \frac{k_{ex-kg}}{8,763363} \cdot \left| \frac{dB}{dt} \right|^{1,5} \quad (4.10)$$

Více o výpočtu okamžitých ztrát v železe je možné nalézt v [36], odkud bylo čerpáno pro výše uvedené.

Jak již bylo uvedeno výše, program Maxwell dokáže do výpočtu zahrnout vliv ztrát v železe na magnetické pole. Při tom je zřejmě využit postup podle [37]. Tento článek se věnuje vlivu ztrát v železe v objemu složeném z izolovaných plechů na magnetické pole. Podle [37] je výsledný vektor intenzity magnetického pole \mathbf{H} v modelu složen podle následujícího vztahu:

$$\mathbf{H} = \mathbf{H}_p + \mathbf{T} + \nabla\Omega + \mathbf{H}_z, \quad (4.11)$$

kde \mathbf{H}_p je vektor intenzity magnetického pole související se všemi budícími proudy [$\text{A}\cdot\text{m}^{-1}$], \mathbf{T} je vektor intenzity magnetického pole související s vířivými proudy ve vodivých částech modelu [$\text{A}\cdot\text{m}^{-1}$], Ω je skalární magnetický potenciál [A] a \mathbf{H}_z je vektor intenzity magnetického pole související se ztrátami v železe [$\text{A}\cdot\text{m}^{-1}$]. \mathbf{H}_z lze dále rozložit podle [37]:

$$\mathbf{H}_z = \mathbf{H}_{zh} + \mathbf{H}_{zv} + \mathbf{H}_{zex}, \quad (4.12)$$

kde \mathbf{H}_{zh} je vektor intenzity magnetického pole související s hysterezními ztrátami [$\text{A}\cdot\text{m}^{-1}$], \mathbf{H}_{zv} je vektor intenzity magnetického pole související se ztrátami vířivými proudy [$\text{A}\cdot\text{m}^{-1}$] a \mathbf{H}_{zex} je vektor intenzity magnetického pole související s dodatečnými ztrátami [$\text{A}\cdot\text{m}^{-1}$]. Vektory intenzit magnetického pole související s jednotlivými ztrátami je, podle [37], možné určit pomocí vztahů pro výpočet okamžité hodnoty jednotlivých ztrát. Zatímco při určování okamžité velikosti jednotlivých ztrát bylo možné pracovat pouze s velikostmi intenzity magnetického pole a magnetické indukce, v tomto případě je nutné pracovat s vektory. Okamžité velikosti jednotlivých měrných ztrát mohou být zapsány jako [37]:

$$\Delta p_{h-kg}(t) = \mathbf{H}_{zh} \cdot \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad (4.13)$$

$$\Delta p_{v-kg}(t) = \mathbf{H}_{zv} \cdot \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad (4.14)$$

$$\Delta p_{ex-kg}(t) = \mathbf{H}_{zex} \cdot \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}. \quad (4.15)$$

Jednotlivé komponenty vektoru \mathbf{H}_{zh} lze, při uvážení (4.7), nezávisle dopočítat z rovnic popisujících elipsu reprezentující hysterezní ztráty (4.4) a (4.5). Pro \mathbf{H}_{zv} v dvourozměrném modelu platí [37]:

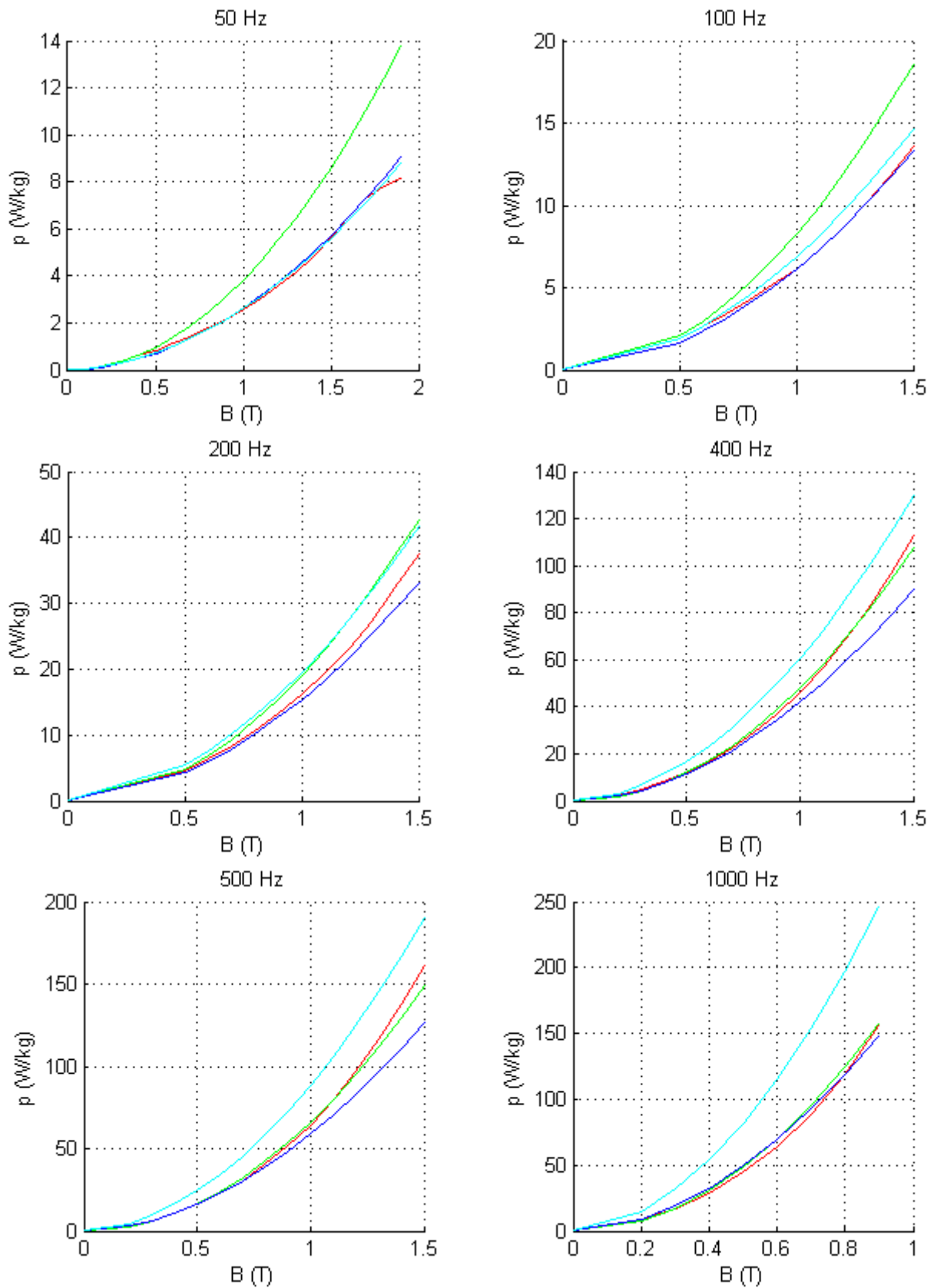
$$\mathbf{H}_{zv} = \frac{k_{v-kg}}{2 \cdot \pi^2} \cdot \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad (4.16)$$

Tento vztah platí pouze v modelech, ve kterých je elektrická vodivost magnetických materiálů izotropní. Elektrická vodivost magnetického materiálu je využita při určování k_{v-kg} . Při 3D simulacích strojů s magnetickými obvody složenými z plechů se obvykle nemodeluje každý plech

zvlášť, ale magnetický obvod se namodeluje jako jeden celek a vliv rozdělení na plechy je respektován snížením elektrické vodivosti ve směru skládání plechů. V těchto případech se ve (4.16) pracuje s tenzorem, který respektuje jinou elektrickou vodivost ve směru skládání plechů [37]. \mathbf{H}_{zex} se podle [37] určí z podmínky, že dodatečné ztráty určené podél (4.1) a (4.15) musí být při stejném napájení stejné. \mathbf{H}_{zex} je pak pro 2D model možné určit podle následujícího vztahu [37]:

$$\mathbf{H}_{zex} = \frac{k_{ex-kg}}{8,763363} \cdot \left[\sqrt{\left(\frac{\partial B_x}{\partial t}\right)^2 + \left(\frac{\partial B_y}{\partial t}\right)^2} \right]^{-0,5} \cdot \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}. \quad (4.17)$$

Jak je z výše uvedeného zřejmé, koeficienty k_{h-kg} , k_{v-kg} a k_{ex-kg} mají vliv nejen na výpočet velikosti ztrát ale i na rozložení indukce v magnetickém obvodu. Jejich správné určení je tedy velmi důležité. Tyto konstanty se běžně určují ze ztrátových křivek daného materiálu. Program Maxwell umožňuje jejich určení buď z jedné křivky pro jednu frekvenci, nebo ze sady křivek pro různé frekvence. Při zadávání křivek pro plechy M700-50A použitých v analyzovaném motoru se vycházelo z katalogových údajů výrobců [53] a [63]. Vzhledem ke komplexní geometrii, obsahuje magnetická indukce v magnetických obvodech asynchronních strojů řadu vyšších harmonických složek, které také působí ztráty. Při určování koeficientů k_{h-kg} , k_{v-kg} a k_{ex-kg} se tedy musí brát v úvahu i vyšší frekvence a ne pouze první harmonická složka magnetické indukce. Na Obr. 4.5 je vidět, že při zadání pouze křivky ztrát pro 50 Hz je aproximace této křivky pomocí dopočtených koeficientů blízka katalogovým údajům, ale pro vyšší frekvence se rozdíl mezi křivkami zvětšuje a pro 1000 Hz je už značný. Když se do programu Maxwell zadají křivky pro více frekvencí, program určí koeficienty tak, aby absolutní rozdíl mezi aproximovanými a zadanými křivkami byl pro všechny frekvence co nejmenší. To vede k tomu, že je výrazně upřednostňována přesnost pro vyšší frekvence, kde jsou vyšší ztráty. Při zadání křivek ztrát pro 50, 100, 200, 400, 500 a 1000 Hz program určí koeficienty tak, že nejlépe je aproximována křivka ztrát pro 1000 Hz, ale mezi křivkami pro 50 Hz jsou značné rozdíly – viz Obr. 4.5. To by při výpočtu mohlo vést ke značným chybám, protože velká část ztrát v železe je způsobena první harmonickou složkou magnetické indukce, tj. 50 Hz. Proto byly pomocí programu Matlab určeny nové koeficienty tak, aby co nejlépe aproximovaly křivku ztrát pro 50 Hz a křivky pro vyšší frekvence především při nižších indukcích (program Maxwell upřednostňuje vyšší indukce, protože při nich jsou vyšší ztráty), protože vyšší harmonické složky magnetické indukce mají menší amplitudu. Výsledek v porovnání s katalogovými údaji a aproximacemi provedenými programem Maxwell je na Obr. 4.5. Je zde vidět, že aproximace pro 50 Hz a 1000 Hz je blízka katalogovým údajům. Nejhůře jsou aproximovány křivky pro 200, 400 a 500 Hz pro vyšší indukce. Ale do indukce přibližně 0,7 T jsou i ony aproximovány velmi dobře. Koeficienty pro tyto křivky byly použity při analýze.



Obr. 4.5: Porovnání křivek měrných ztrát (— katalogové údaje, — koeficienty vypočtené Maxwellem při zadání pouze křivky ztrát pro 50 Hz, — koeficienty vypočtené Maxwellem při zadání všech šesti křivek ztrát, — koeficienty použité při analýze).

5 VLIV TECHNOLOGIE VÝROBY

Tato kapitola se zabývá vlivem technologie výroby na parametry analyzovaného motoru. Rovněž je zde ukázáno, jak zahrnutí vlivu technologie výroby ovlivňuje přesnost výsledků simulací. Mnoho prací, které se zabývají rozbohem ztrát asynchronních motorů, vliv technologie výroby zanedbává, viz např. [23], [24], [31], [32]. Přičemž např. vliv stříhání na vlastnosti plechů může být v případě malých elektrických strojů nezanedbatelný. To je způsobeno jejich malými rozměry, některé části jejich magnetického obvodu (především zuby) mohou mít srovnatelnou nebo menší šířku než je šířka oblasti ovlivněná stříháním [10], [15], [16]. Stejně tak výpočet přídatných ztrát v železe může být neuvažováním vlivu stříhání ovlivněn (více v případě malých strojů), protože tyto ztráty jsou lokalizovány především v těch částech magnetického obvodu, které mohou být stříháním i značně ovlivněny – zuby, vnitřní povrch statoru a vnější povrch rotoru [21]. Aby bylo možné vyhodnotit vliv technologie výroby na parametry daného motoru, bylo vytvořeno celkem šest různých modelů. V modelech je postupně zahrnut vliv skutečného tvaru magnetického obvodu, vliv nýtování statorového svazku, vliv stříhání plechů na jejich vlastnosti a vliv umístění statoru do elektricky vodivé kostry. Aby bylo možné všechny tyto vlivy zahrnout do modelů pro simulace, bylo nutné přijmout mnoho zjednodušení a aproximací [64]. Podrobný popis jednotlivých modelů je uveden níže, jejich přehled je na Obr. 5.3. Kvůli přehlednosti jsou jednotlivé modely dále označeny A – F.

5.1 Model A

Tento model je nejjednodušší, má základní kruhový tvar a vlastnosti magnetického obvodu jsou nastaveny podle katalogových údajů výrobců plechů M700-50A.

5.2 Model B

Tento model se od předchozího liší pouze v tom, že vnější tvar statoru je nakreslen přesně podle výkresové dokumentace. Tvar není kruhový, chybí čtyři stejně velké kruhové úseče – tento tvar statorových plechů zvolil výrobce kvůli úspoře materiálu. Dále je zde celkem pět polokruhových výseků, které usnadňují skládání jednotlivých plechů na sebe při výrobě statorového svazku. Celková plocha statorového plechu je přibližně o 3,34 % menší než v případě modelu A.

5.3 Model C

Tento model vznikl z modelu B přidáním pěti kruhových otvorů do statorových plechů. Čtyři tyto otvory jsou určeny pro nýty, které drží statorový svazek pohromadě. Celková plocha statorového plechu je přibližně o 1 % menší než v případě modelu B a o přibližně 4,26 % menší než v případě modelu A.

5.4 Model D

Tento model obsahuje čtyři nýty, které drží statorový svazek pohromadě. V ničem ostatním se neliší od modelu C. Nýty sice mají o něco menší průměr než otvory pro ně určené, ale při nýtování skutečného stroje dochází k tomu, že se nýty dostanou do vodivého spojení s plechy na začátku a konci statorového svazku (Obr. 3.2). Všechny čtyři nýty jsou tedy prostřednictvím krajních plechů navzájem vodivě spojeny. Rovněž spojují jednotlivé plechy mezi sebou. Určitě jsou spojeny plechy na obou koncích statorového svazku a nýty jsou pravděpodobně v kontaktu i s několika plechy uvnitř svazku, protože vlivem působení tlaku při nýtování dochází k prohýbání nýtů. Modelovat vzájemné propojení nýtů tímto způsobem je ve 2D modelu nemožné. Elektrické propojení nýtů je v tomto modelu realizováno pomocí funkce EndConnection, která se v programu Maxwell využívá pro simulování kruhů nakrátko klecového vinutí ve 2D modelech. Elektrická vodivost nýtů a odpor spojení mezi jednotlivými nýty byly odhadnuty na základě laboratorních měření na rozebraném stroji. Odpor vzájemného spojení jednotlivých nýtů může být ovlivněn i propojením jednotlivých plechů prostřednictvím hliníkové kostry.

5.5 Model E

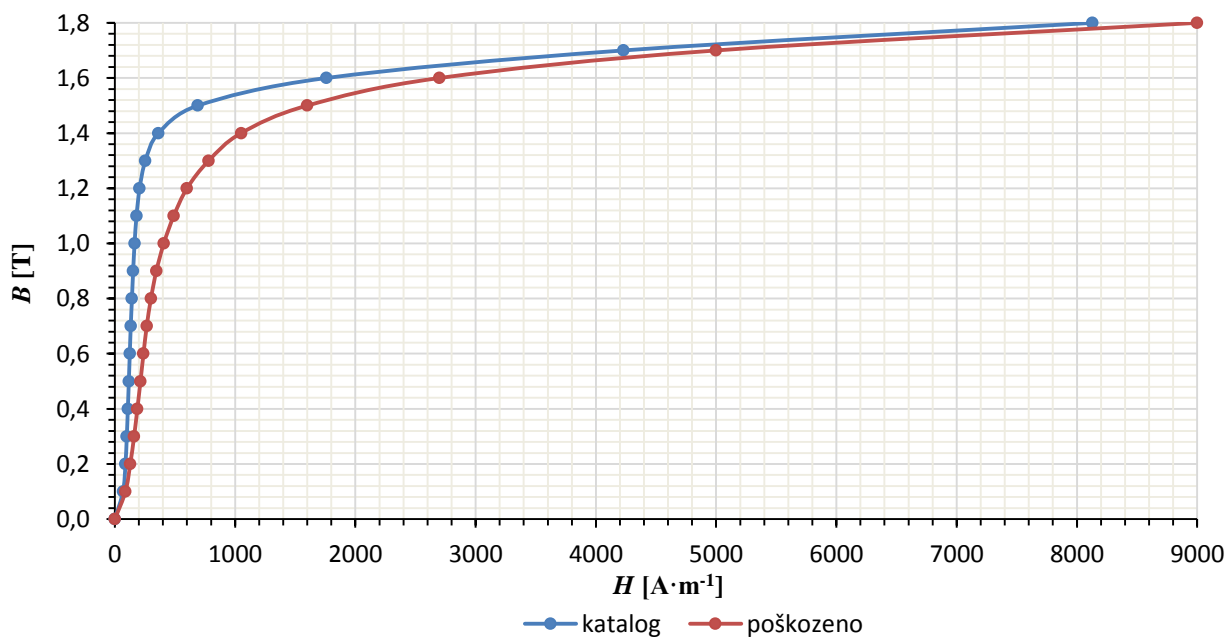
V tomto modelu je zahrnut vliv stříhání na vlastnosti plechů, jinak je stejný jako model D. Vliv stříhání na vlastnosti plechů je modelován pomocí oblastí podél hran, ve kterých jsou nastaveny jiné materiálové vlastnosti (BH křivka a měrné ztráty) než ve zbytku magnetického obvodu (viz Obr. 5.3). Ve skutečnosti je změna vlastností materiálu vlivem stříhání největší těsně u hrany a směrem od hrany se postupně zmenšuje [9], [10], [12]. Modelovat vliv stříhání tímto způsobem je však v podstatě nemožné. Proto se vyskytují snahy o určení vlastností (šířka, BH křivka a ztráty) diskrétní oblasti podél hrany, která by vliv stříhání napodobovala [15], [16], [17], [65]. Vlastnosti této oblasti jsou závislé na konkrétních podmínkách během výroby. Vliv různých technologií výroby plechů na jejich vlastnosti může být i značně odlišný [9], a i při použití stejné technologie, ale s odlišnými parametry (např. různé mechanické napětí způsobené různými podmínkami při stříhání) není materiál ovlivněn vždy stejně [11]. Také dochází k zesílení negativního vlivu výrobního procesu, jestliže jsou dvě hrany blízko sebe (blíže než dvě šířky ovlivněné oblasti) [13], [14]. Určení vlastností oblasti reprezentující vliv výrobního procesu je tedy značně náročné a vždy se jedná spíše o odhady platné pro daný konkrétní případ. Přesto se většina dostupných prací na toto téma shoduje na níže uvedených závěrech (analyzovaný motor má plechy vyrobené stříháním, pozornost je tedy věnována tomuto výrobnímu procesu).

- Tvar BH křivky je nejvíce ovlivněn v oblasti kolena. Relativní rozdíl mezi původní BH křivkou a BH křivkou ovlivněnou stříháním je při malých a velkých syceních výrazně menší než v oblasti kolena [12], [14], [15], [16], [17].
- BH křivka je ovlivněna více než křivka měrných ztrát. Maximální relativní rozdíly mezi původní a poškozenou BH křivkou jsou větší než maximální relativní rozdíly mezi původní a poškozenou křivkou měrných ztrát, [13], [14], [15], [16], [17].
- Je-li již jednou stříháním ovlivněný materiál opět podroben stříhání, jeho vlastnosti se dále zhoršují. Stejně tak vlastnosti oblastí, které jsou v blízkosti dvou nebo více hran vzniklých při jednom stříhání jsou ovlivněny více než vlastnosti oblastí ležících

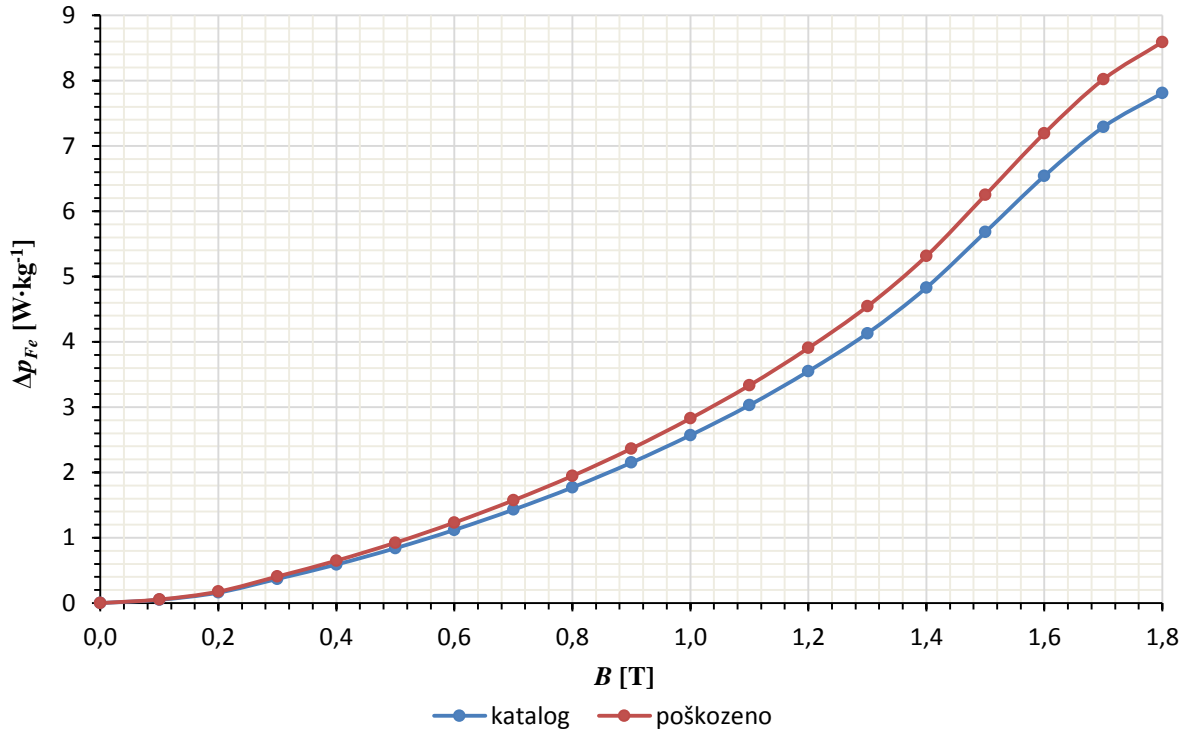
v blízkosti pouze jedné hrany. Úroveň degradace materiálu není lineárně závislá na počtu stříhů nebo blízkých hran. Největší vliv na vlastnosti materiálu má první stříh nebo přítomnost alespoň jedné hrany [10], [14].

- Negativní vliv stříhání na vlastnosti materiálu lze eliminovat žíháním plechů po jejich vystřížení [10], [12], [18].

Na základě výše uvedeného byly odhadnuty vlastnosti stříháním poškozených oblastí pro tento konkrétní případ. Při odhadu se vycházelo především z [12], [14], [15], [16] a [17]. Ve všech částech modelu, které měly simulovat negativní vliv stříhání na vlastnosti plechů (viz Obr. 5.3-E – M700-50A poškozeno stříháním) byly nastaveny stejné vlastnosti (BH křivka a měrné ztráty). Použitý tvar BH křivky a závislost ztrát na indukci pro 50 Hz v porovnání s katalogovými údaji [53] jsou na Obr. 5.1 a Obr. 5.2. Největší relativní rozdíl mezi katalogovou BH křivkou (která je nastavena v těch oblastech modelu, které jsou považovány za neovlivněné stříháním) a odhadnutou poškozenou BH křivkou je pro indukci 1,3 T. Podle katalogu odpovídá této indukci intenzita magnetického pole $254 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1}$ [53], odhadnutá intenzita v případě poškozené BH křivky pro tu samou indukci je $780 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1}$, tj. zvýšení o více než 200 %. V případě ztrát bylo odhadnuto, že jejich relativní zvýšení je nezávislé na indukci a činí 10 %. Jak již bylo uvedeno výše, takto simulovaný vliv stříhání neodpovídá zcela skutečnosti, protože v reálném vystříženém plechu se vliv stříhání neprojevuje vytvořením diskretních oblastí s konstantními pozměněnými vlastnostmi, ale spíše postupnou změnou vlastností, přičemž nejvíce jsou změněny vlastnosti těsně u hrany a směrem od hrany se vliv stříhání zmenšuje. Při vytváření modelu byl rovněž zanedbán fakt, že materiál zubů je ovlivněn z více stran kvůli vystřížení drážek. Šířka zubů je jen o málo menší než dvě předpokládané šířky oblastí, ve kterých je soustředěn negativní vliv stříhání. A jak již bylo uvedeno výše, relativní rozdíl mezi vlastnostmi materiálů ovlivněných dvojím a jedním stříhem je výrazně menší než relativní rozdíl mezi materiálem, který byl ovlivněn jedním stříhem a materiálem, který stříháním ovlivněn vůbec nebyl.



Obr. 5.1: Porovnání BH křivky nastavené v oblastech, které mají simulovat vliv stříhání s BH křivkou podle katalogu výrobce [53].

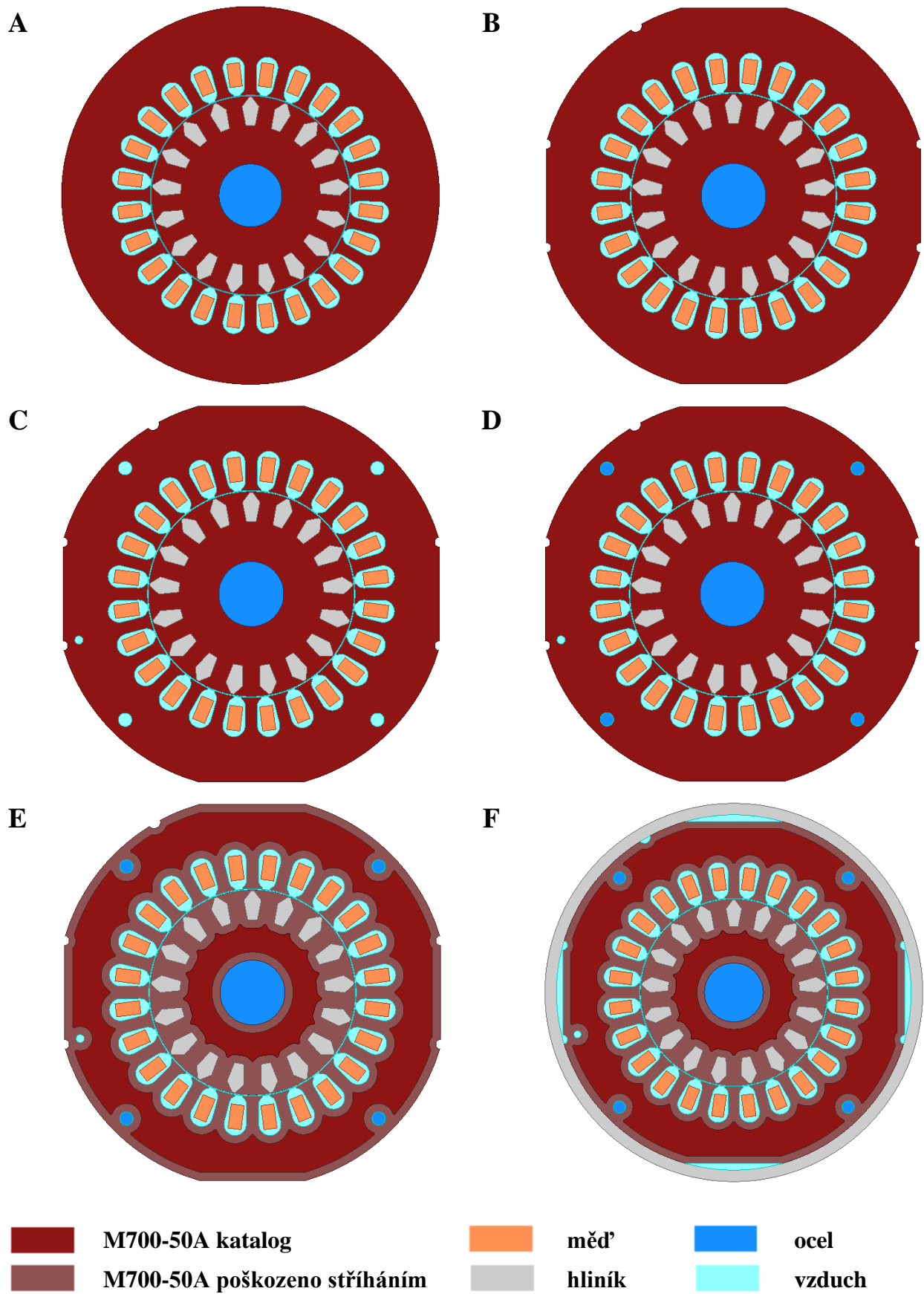


Obr. 5.2: Porovnání závislosti měrných ztrát na indukci pro 50 Hz nastavené v oblastech, které mají simulovat vliv stříhání s katalogovými údaji výrobce [53].

5.6 Model F

Tento model vznikl z modelu E přidáním okolí magnetického obvodu, tj. vzduchu a hliníkové kostry – viz Obr. 5.3–F. Vodivost hliníkové kostry byla odhadnuta na základě povrchové teploty stroje při měření v laboratoři. Jestliže ve stroji dochází vlivem velkého sycení magnetického obvodu k vystupování magnetického pole do okolí, budou v kostře vznikat vířivé ztráty. Ve skutečném stroji je satorový svazek v přímém kontaktu s hliníkovou kotrrou. Jednotlivé satorové plechy tedy mohou být prostřednictvím kostry navzájem vodivě spojeny. Tím by došlo ke zvýšení vířivých ztrát ve satoru. Toto není v modelu přímo uvažováno, protože už samotné určení přechodového odporu mezi plechy a kotrrou je značně obtížné a i uvnitř jednoho stroje se může pro jednotlivé plechy značně lišit. Navíc se případný vliv vzájemného propojení plechů projevuje i ve vytvořeném vodivém spojení mezi nýty.

Všechny vlivy technologie výroby nejsou v modelech zahrnuty. Především jde o příčné rotorové proudy, které se uzavírají mezi tyčemi v důsledku vodivého spojení tyčí a rotorových plechů [1]. Toto spojení je důsledkem výroby klece metodou tlakového lití. Výsledky simulací mohou být dále ovlivněny tím, že jde pouze o 2D modely, ve kterých není možné simulovat zešikmené tyče.



Obr. 5.3: Přehled modelů využitých při simulacích.

5.7 Porovnání simulací s měřením standardně vyráběného motoru

Aby bylo možné posoudit, jak moc se dané modely přibližují skutečnosti, bylo nejprve nutné provést laboratorní měření na skutečném motoru. Při měření byl motor zatěžován pomocí dynamometru. Kvůli zvýšení přesnosti měření byla mezi motor a dynamometr připojena měřící hřídel Torquemaster se jmenovitým momentem 5 Nm. Měřeno bylo v sedmi bodech, nejvyšší použité zatížení odpovídalo přibližně 150 % jmenovitého. Postupovalo se od nejvyšší zátěže směrem k nejnižší. V posledním měřeném bodě byl dynamometr vypnut a motor byl zatížen pouze jeho mechanickými ztrátami. Motor byl tedy velmi blízko chodu naprázdno. Od dynamometru nebyl motor mechanicky odpojen, protože během doby nutné k manipulaci by chladl. Před samotným měřením byl motor zahřát na provozní teplotu. Před a po zatěžování byly změřeny odpory vinutí. Všechny sedm měřených bodů bylo simulováno pomocí všech šesti výše popsáních modelů. Simulace byly provedeny tak, že pro každý simulovaný bod byly v daném modelu nastaveny konstantní otáčky podle měření a moment byl dopočítáván. Při simulacích byla respektována změna odporu statorového vinutí se zatížením. Odhad změny odporu statorového vinutí mezi jednotlivými body byl učiněn na základě laboratorního měření odporů před a po zatěžování motoru.

Porovnání výsledků simulací s měřením je v Tab. 5.1 - Tab. 5.3 a na Obr. 5.4 - Obr. 5.8. Rozložení magnetické indukce v jednotlivých modelech pro jmenovitou zátěž a nejnižší použité zatížení (tedy nejvyšší sycení) je na Obr. 5.9 - Obr. 5.15. Při všech simulacích byl uvažován vliv ztrát v železe na magnetické pole (podrobněji viz kapitola 4), znázorněná rozložení indukce tím jsou tedy ovlivněna. Výsledky simulací modelu F a modelu E jsou prakticky totožné, proto není model F v Obr. 5.4 - Obr. 5.8 uveden. Z výsledků simulací je zřejmé, že vliv změny tvaru statorových plechů, nýtování statorového svazku a poškození vlastností plechů vlivem stříhu je velký. Všechny tyto změny se projevují na velikosti magnetizační indukčnosti a tedy i na velikosti magnetizačního proudu. Nejvíce se tedy projeví při nejnižším zatížení, kdy je sycení magnetického obvodu nejvyšší a činný příkon motoru je nízký a slouží převážně na krytí ztrát – viz Tab. 5.3 a Obr. 5.5. Už i změna vnějšího tvaru statorových plechů z kruhového na skutečný (tj. přechod od modelu A k modelu B, viz též kapitola 3) má nezanedbatelný vliv na velikost proudu, obzvláště při malých zátěžích. To je způsobeno tím, že se v zúžených místech značně zvýšilo sycení – viz porovnání Obr. 5.9 a Obr. 5.10. Přidáním otvorů do statorového plechu (přechod od modelu B k modelu C) vznikly další oblasti s vysokým sycením – viz porovnání Obr. 5.10 a Obr. 5.11. Přidáním nýtů (přechod od modelu C k modelu D) se sycení v jejich okolí mírně snížilo (viz porovnání Obr. 5.11 a Obr. 5.12), protože nýty jsou magneticky vodivé (nýty v modelech nejsou v těsném kontaktu s plechem, mezi nýty a plechy je mezera). Při nejnižším použitém zatížení je proud modelu D nepatrně nižší než proud modelu C, celkové ztráty však vzrostly, což je způsobeno ztrátami v nýtech – viz Tab. 5.3. Velký vliv na výsledky simulací mělo přidání oblastí, které reprezentují vliv stříhu (přechod od modelu D k modelu E). To se projevilo především nárůstem magnetizačního proudu, což je nejlépe vidět v bodě s nejnižší zátěží – viz Tab. 5.3 a Obr. 5.5. Magnetický tok se soustřeďuje do nepoškozených oblastí, což je vidět na rozložení indukce, vliv však není nijak výrazný, což je způsobeno celkově vysokým sycením – viz porovnání Obr. 5.12 a Obr. 5.13. Přidání hliníkové kostry a vzduchového okolí v těch místech, kde se kostra nedotýká plechů (přechod od modelu E k modelu F) mělo na výsledky simulací minimální vliv. To je způsobeno tím, že pronikání pole mimo statorové plechy je velmi malé (Obr. 5.14 a Obr. 5.15). Tedy i vliv na magnetizační indukčnost je malý. Rovněž

ztráty vířivými proudy v kostře jsou zanedbatelné. Při simulacích bylo předpokládáno, že kostra není vodivě spojena s plechy – viz část 5.6.

Na Obr. 5.4 je vidět, že uvažované úpravy simulačních modelů nemají na vypočítanou momentovou charakteristiku žádný významný vliv. Nejvíce se projevují na velikosti proudu při nejnižším zatížení – viz Tab. 5.3 a Obr. 5.5. Relativně velké rozdíly mezi proudy se značně podílejí na změně celkových vypočtených ztrát, největší je rozdíl opět při nejnižším použitém zatížení – viz Obr. 5.7. Jak je vidět na Obr. 5.8, účinnost vyšla ve všech bodech pro všechny modely vyšší než naměřená. Ve jmenovitém bodě se nasimulovaná účinnost vlivem zahrnutí technologie výroby do modelu snížila o 1,28 % (rozdíl mezi modely A a E). Rozdíl mezi naměřenou a vypočtenou (model E) účinností je v tomto bodě 0,59 % - viz Tab. 5.2. Účinnost je nepřímo měřená veličina, přesnost jejího určení je ovlivněna přesností měření příkonu, otáček a momentu. Nejméně přesné bylo měření momentu, absolutní chyba použité měřicí hřídele a k ní připojené zobrazovací jednotky je $\pm 0,01$ Nm. Relativní chyba měření momentu je tedy v bodě s nejnižší zátěží značná. Kvůli tomu je pochopitelně i velká chyba, s níž jsou určeny celkové ztráty a účinnost v tomto bodě.

Tab. 5.1: Porovnání výsledků simulací a měření v bodě s nejvyšším použitým zatížením.

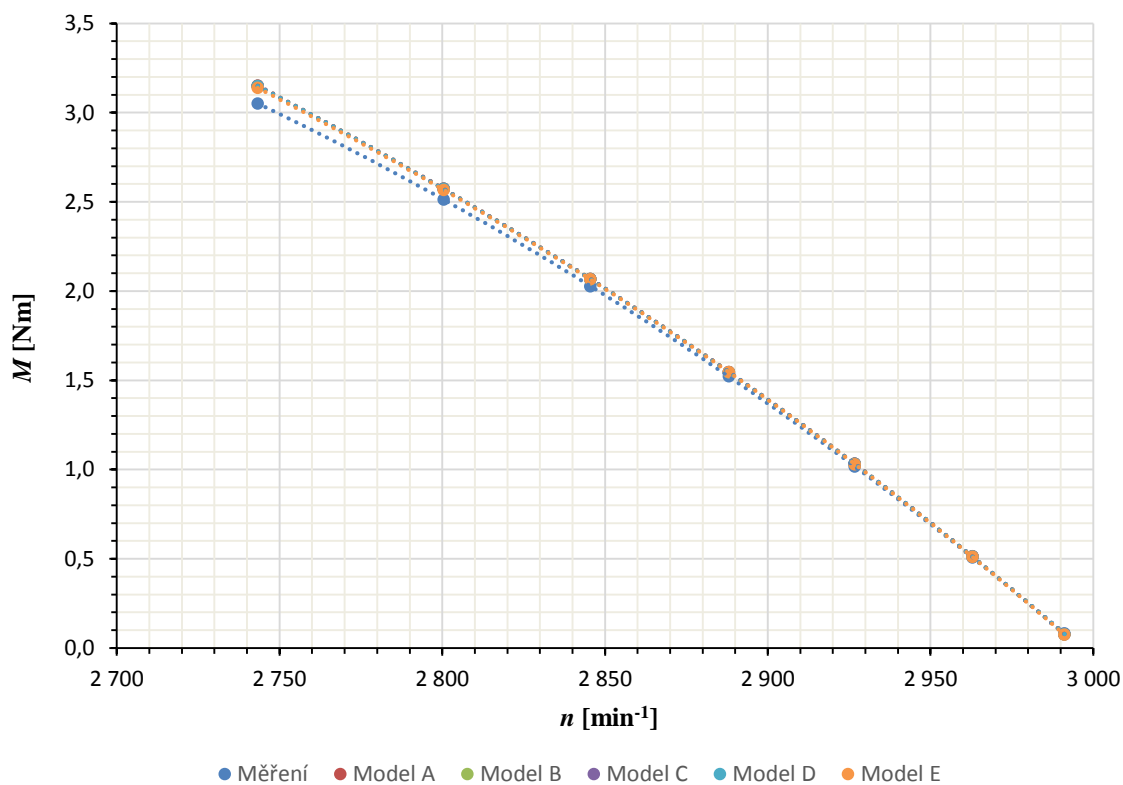
	n [min ⁻¹]	M [Nm]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_1 [W]	ΔP [W]	η [%]
Model A	2743,3	3,15	1,869	0,9202	1191,4	286,5	75,95
Model B	2743,3	3,15	1,878	0,9171	1193,4	288,5	75,83
Model C	2743,3	3,15	1,889	0,9136	1195,5	290,6	75,69
Model D	2743,3	3,15	1,893	0,9138	1198,8	293,9	75,49
Model E	2743,3	3,14	1,919	0,9024	1199,8	297,9	75,18
Model F	2743,3	3,14	1,918	0,9024	1199,8	297,9	75,18
Měření	2743,3	3,05	1,948	0,8666	1173,8	297,6	74,65

Tab. 5.2: Porovnání výsledků simulací a měření při jmenovitém zatížení.

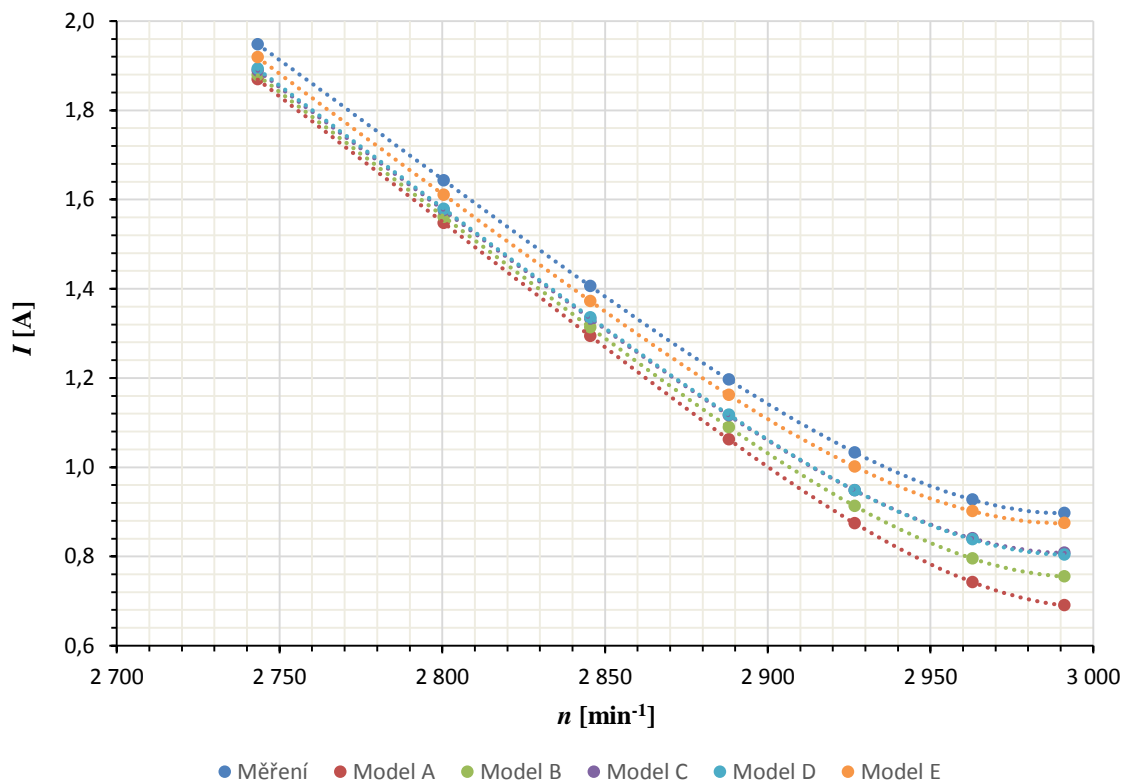
	n [min ⁻¹]	M [Nm]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_1 [W]	ΔP [W]	η [%]
Model A	2845,5	2,07	1,294	0,8575	769,3	152,5	80,18
Model B	2845,5	2,07	1,313	0,8479	772,1	155,3	79,89
Model C	2845,5	2,07	1,333	0,8384	774,8	158,0	79,61
Model D	2845,5	2,07	1,336	0,8399	778,2	161,4	79,26
Model E	2845,5	2,07	1,372	0,8209	781,8	165,0	78,90
Model F	2845,5	2,07	1,372	0,8211	781,7	164,9	78,91
Měření	2845,5	2,03	1,406	0,7868	772,4	167,5	78,31

Tab. 5.3: Porovnání výsledků simulací a měření v bodě s nejnižším použitým zatížením.

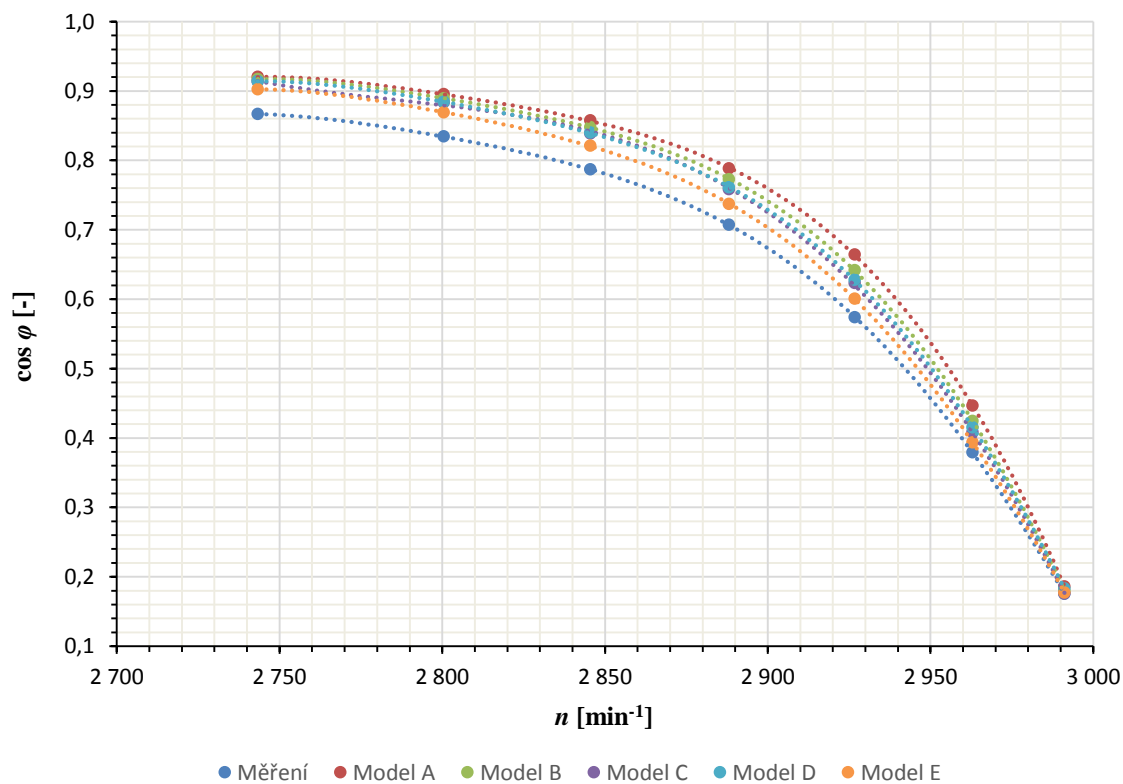
	n [min^{-1}]	M [Nm]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_1 [W]	ΔP [W]	η [%]
Model A	2991,2	0,08	0,690	0,1859	90,2	65,1	27,78
Model B	2991,2	0,08	0,755	0,1797	95,3	70,2	26,29
Model C	2991,2	0,08	0,808	0,1756	99,5	74,4	25,18
Model D	2991,2	0,08	0,804	0,1830	102,8	77,7	24,38
Model E	2991,2	0,07	0,875	0,1771	105,9	84,0	20,71
Model F	2991,2	0,07	0,873	0,1772	105,9	84,0	20,71
Měření	2991,2	0,08	0,897	0,1752	109,1	84,0	22,97



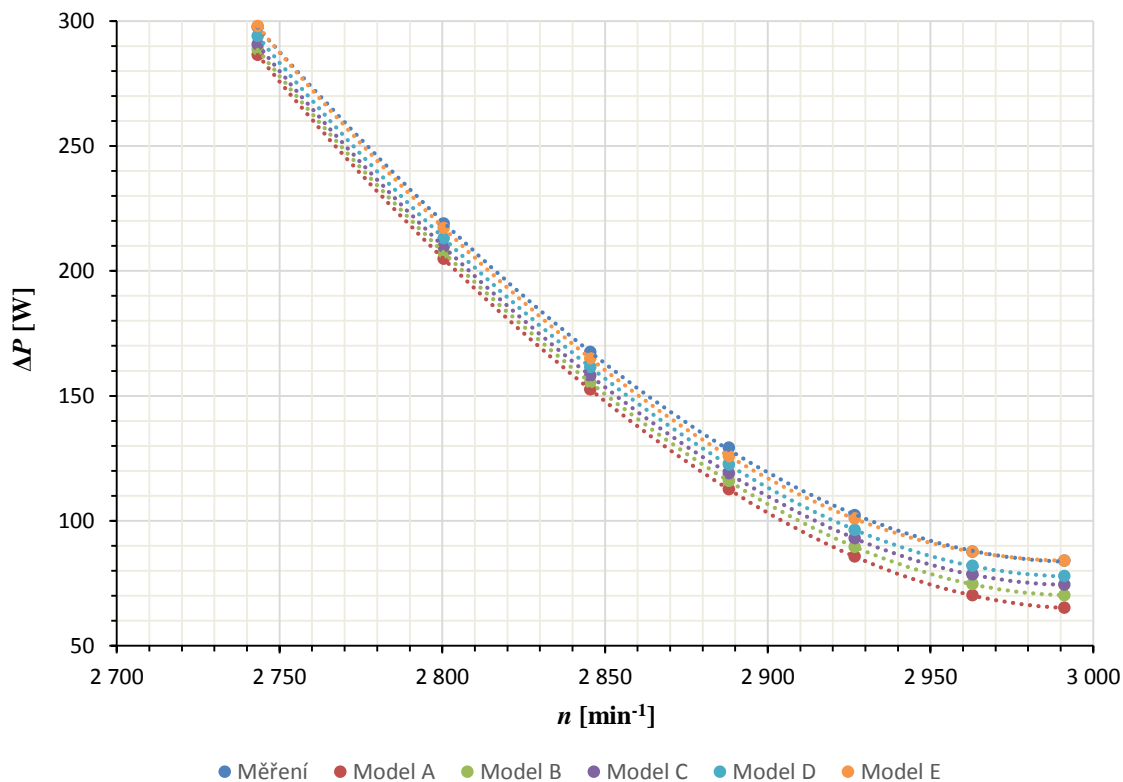
Obr. 5.4: Porovnání nasimulovaných momentových charakteristik se změřenou.



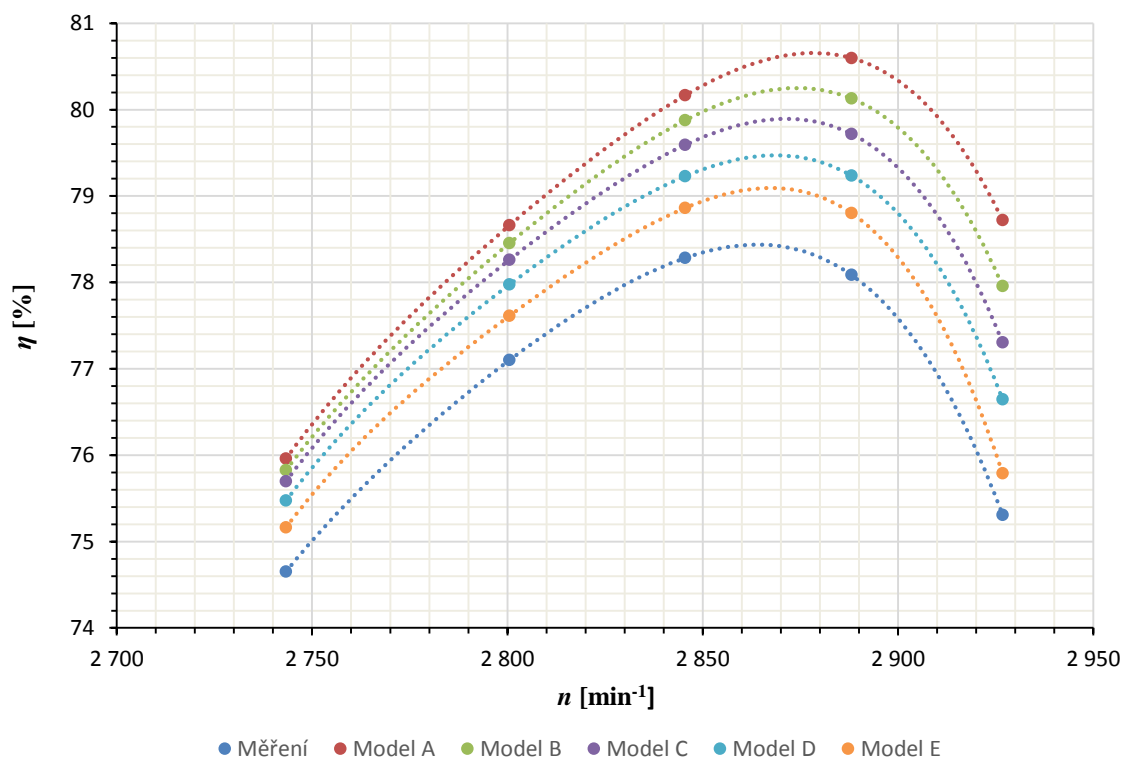
Obr. 5.5: Porovnání nasimulovaných závislostí proudů na otáčkách se změřenou.



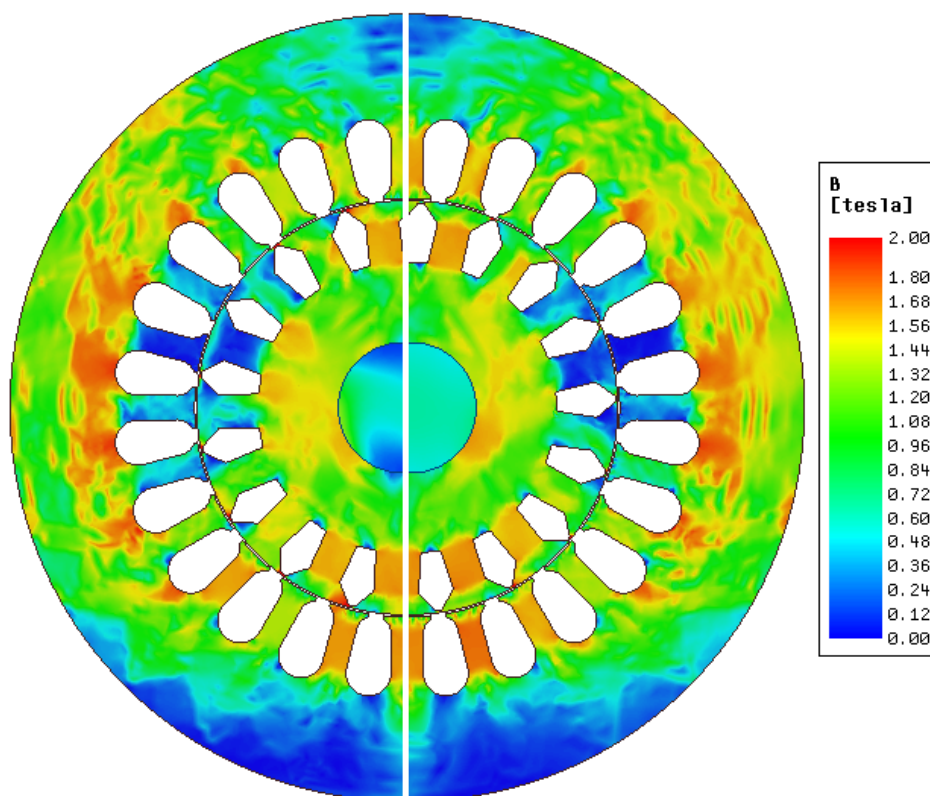
Obr. 5.6: Porovnání nasimulovaných závislostí účinníků na otáčkách se změřenou.



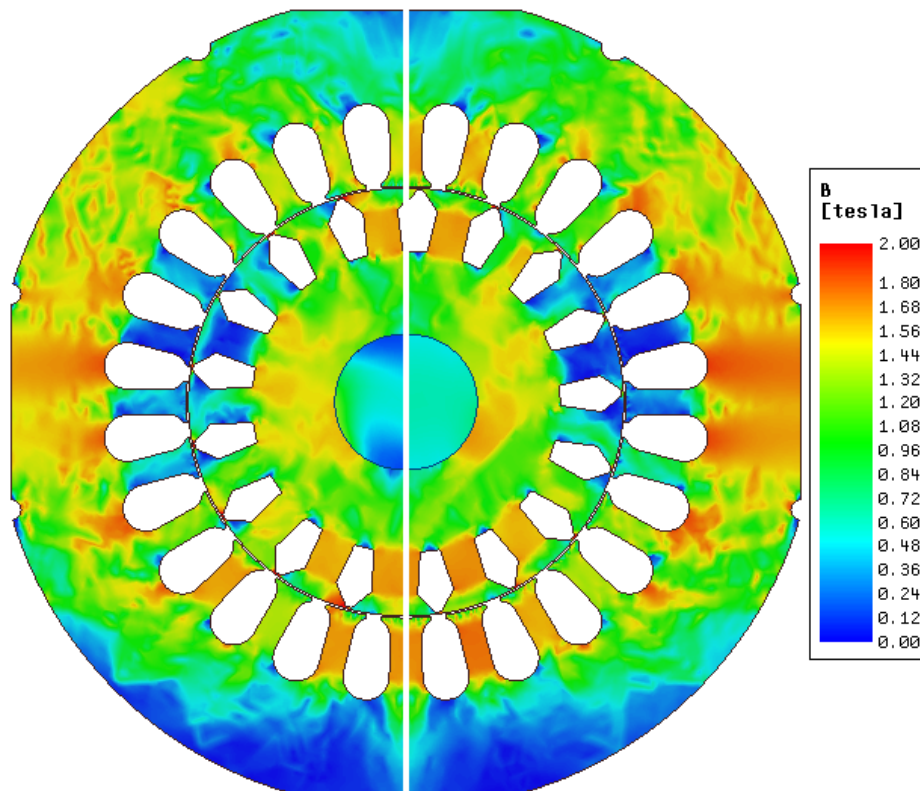
Obr. 5.7: Porovnání nasimulovaných závislostí celkových ztrát na otáčkách se změřenou.



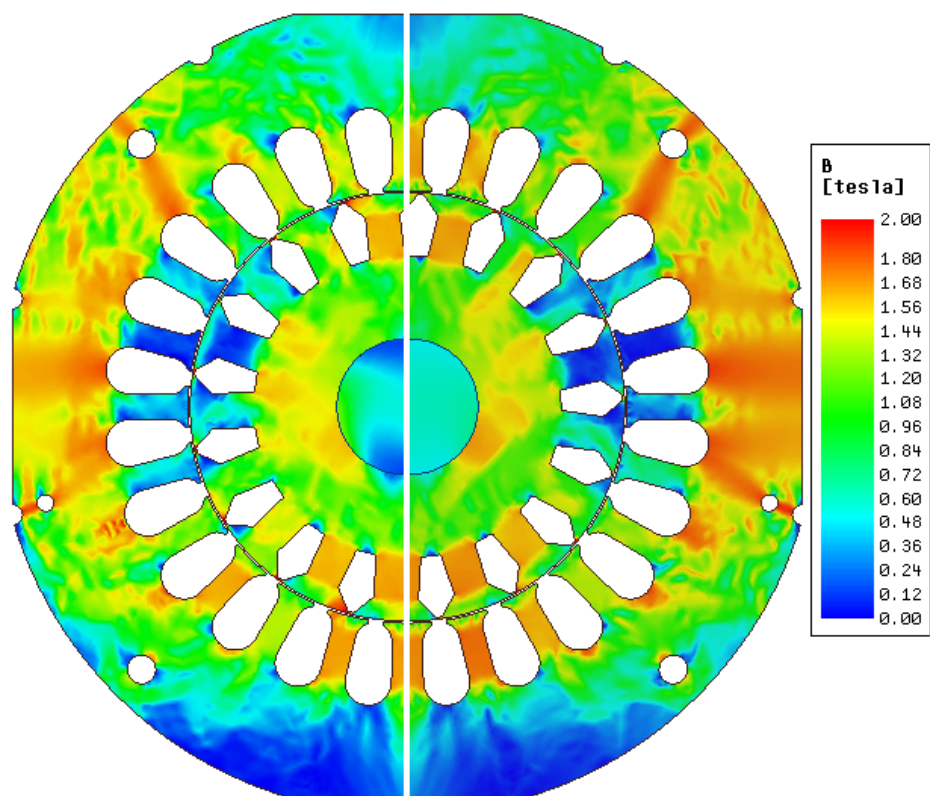
Obr. 5.8: Porovnání nasimulovaných závislostí účinností na otáčkách se změřenou (kvůli lepšímu rozlišení zde nejsou uvedeny dva body s nejnižším zatížením).



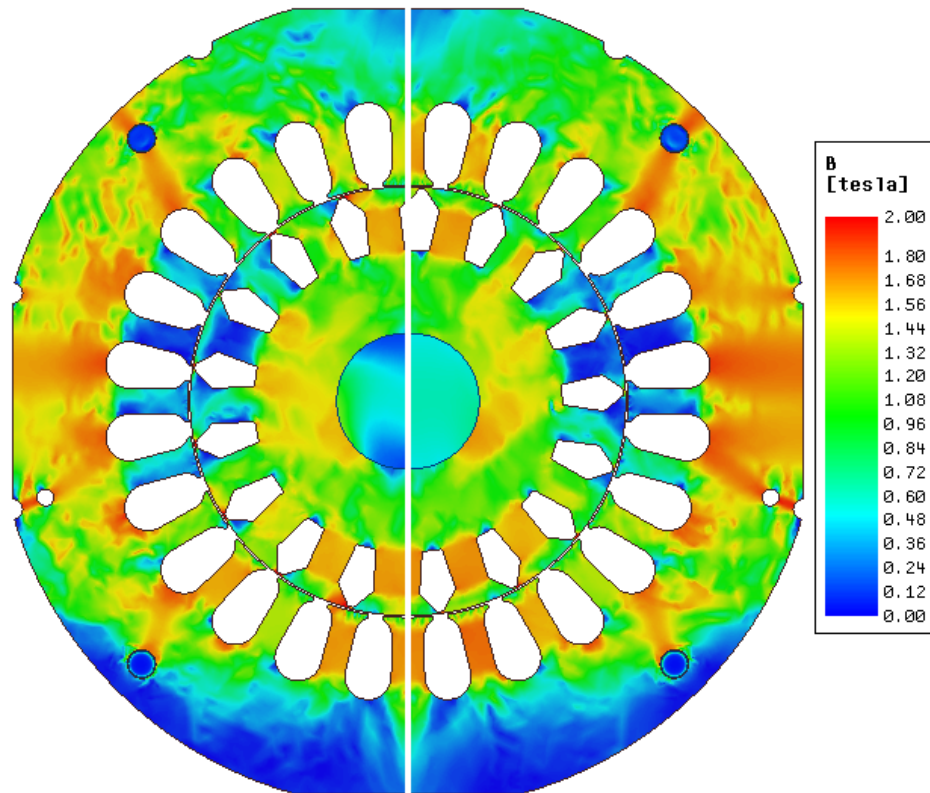
Obr. 5.9: Rozložení magnetické indukce v modelu A při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo).



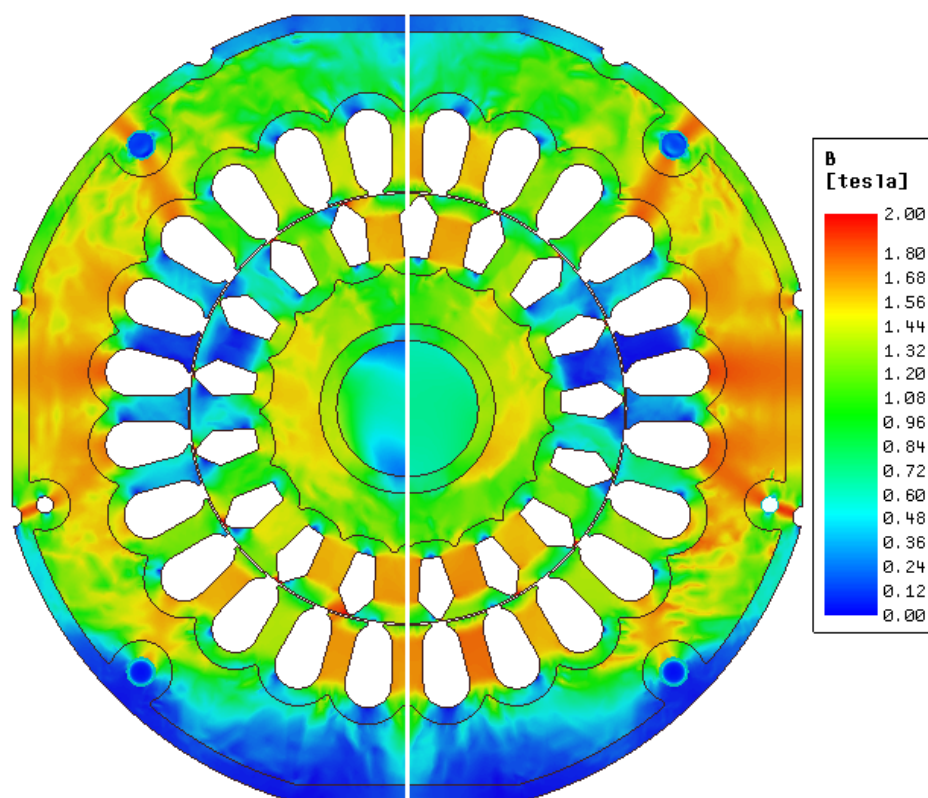
Obr. 5.10: Rozložení magnetické indukce v modelu B při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo).



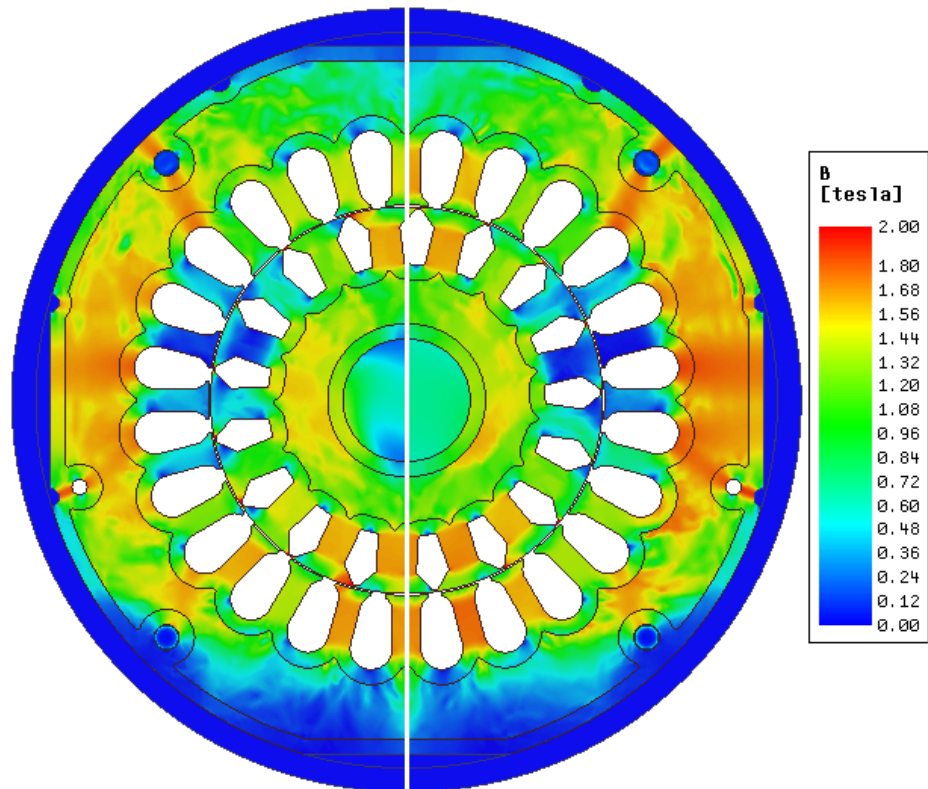
Obr. 5.11: Rozložení magnetické indukce v modelu C při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo).



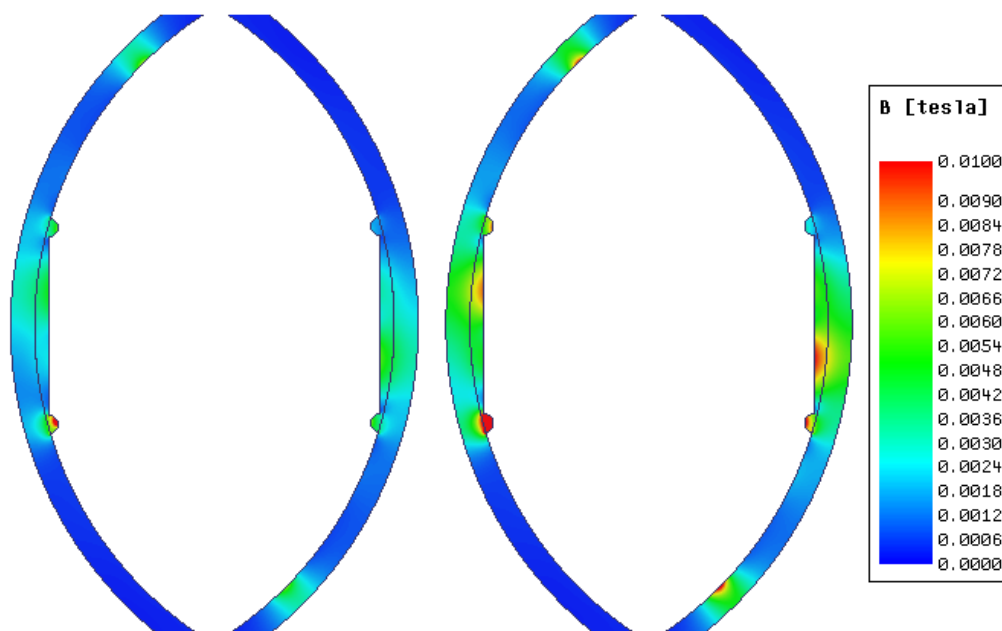
Obr. 5.12: Rozložení magnetické indukce v modelu D při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo).



Obr. 5.13: Rozložení magnetické indukce v modelu E při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo).



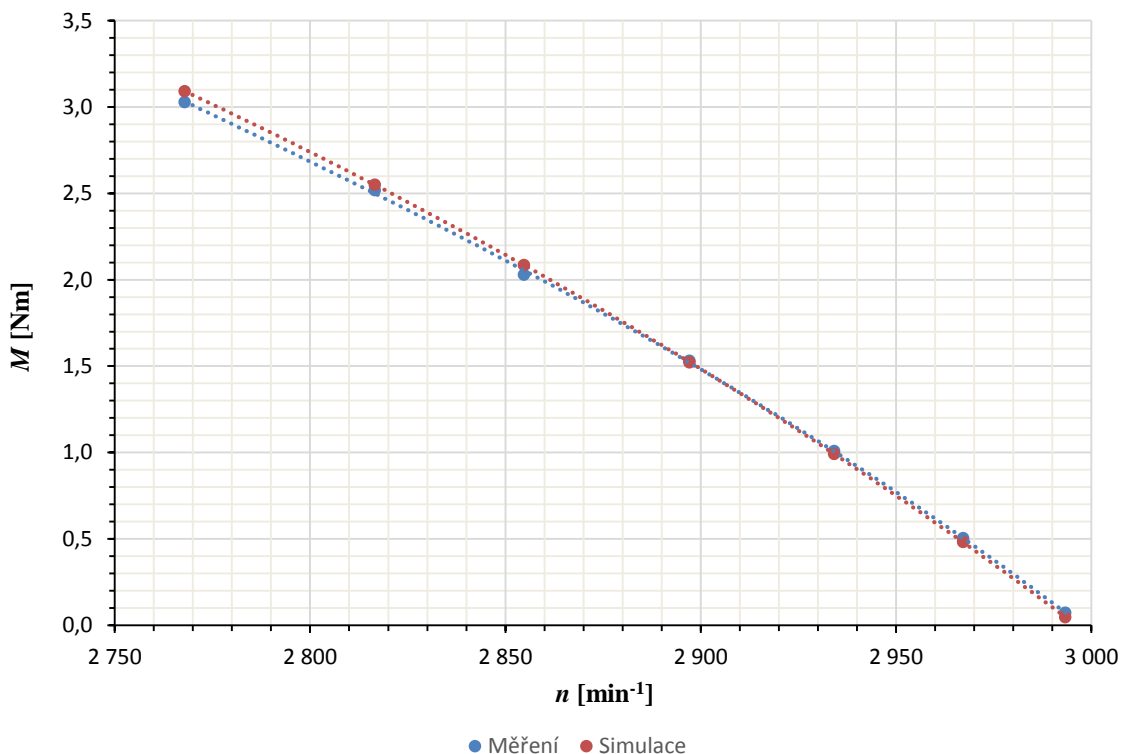
Obr. 5.14: Rozložení magnetické indukce v modelu F při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo).



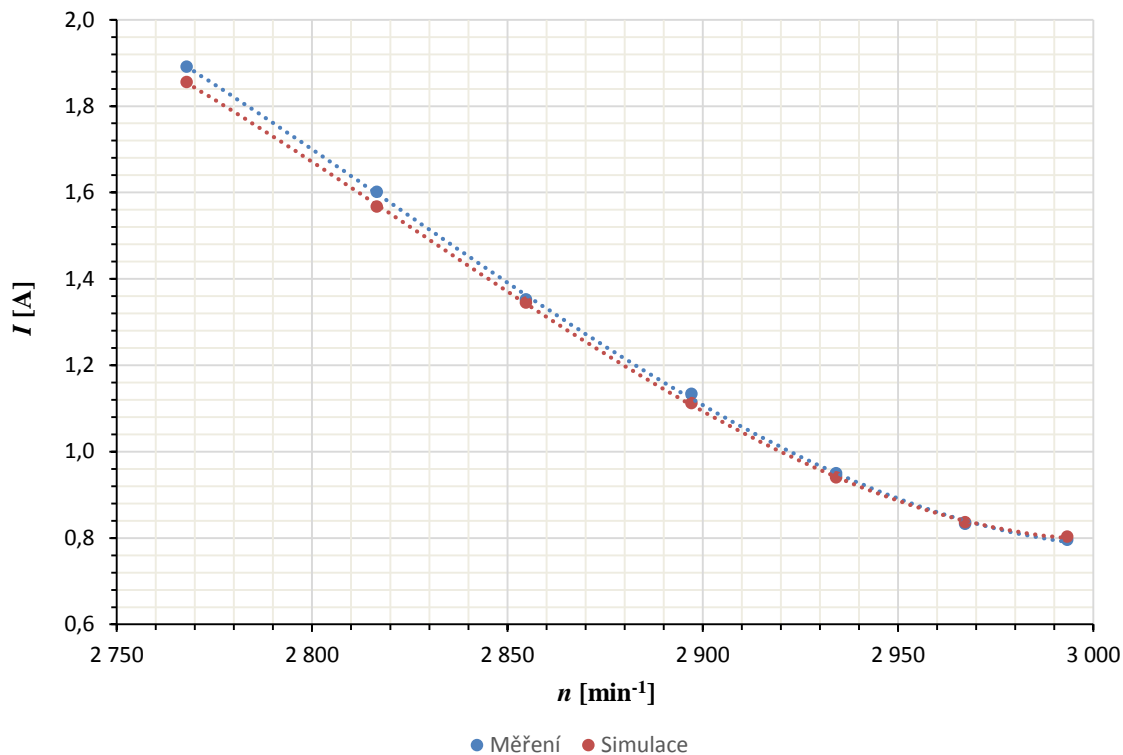
Obr. 5.15: Rozložení magnetické indukce kolem statoru modelu F při jmenovitém zatížení (vlevo) a nejnižším použitém zatížení (vpravo). Zobrazeny jsou pouze části s nejvyšší indukcí.

5.8 Motor s žíhanými plechy

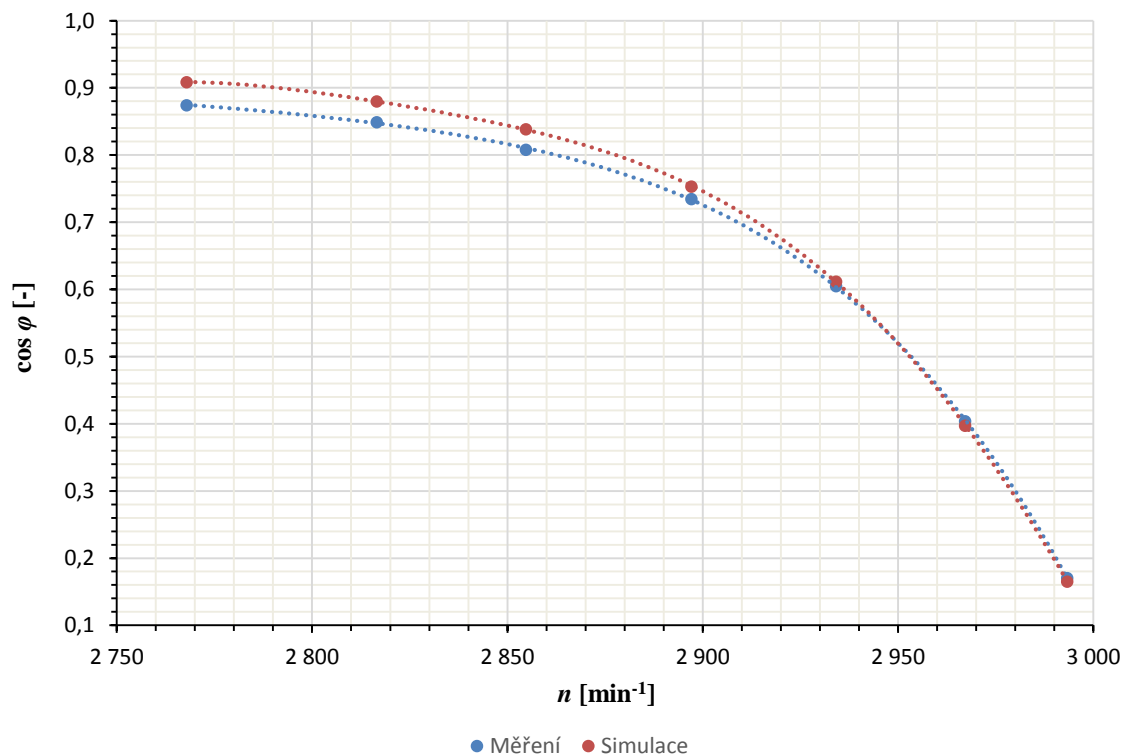
Negativní vliv stříhání, který je v modelu E simulován pomocí oblastí podél hran s jinými materiálovými vlastnostmi, je možné odstranit žíháním vystřižených plechů. Tomu odpovídá model D, který se od modelu E liší pouze tím, že neobsahuje oblasti se zhoršenými materiálovými vlastnostmi. Protože byl k dispozici vzorek motoru s žíhanými plechy, bylo možné porovnat výsledky jeho měření s výsledky simulací modelu D. Tento vzorek se od standardně vyráběného motoru liší, kromě žíhaných plechů, kratšími čely vinutí. Odpor jeho satorového vinutí zastudena je tedy o něco nižší. Podrobnosti o tomto vzorku je možné nalézt v kapitole 7, kde je označen jako vzorek č. 7. Tento vzorek motoru byl změřen v laboratoři, stejně jako standardně vyráběný motor. Potom byly jednotlivé body měření simulovány pomocí modelu D. Porovnání výsledků měření a simulací je na Obr. 5.16 – Obr. 5.20. Je zde vidět dobrá shoda, podobně jako v případě měření standardně vyráběného motoru a modelu E. Celkové změřené ztráty vycházejí v tomto případě nižší než ze simulací – viz Obr. 5.19. Při nejnižším použitím zatížení je nasimulovaný proud o něco vyšší než změřený – viz Obr. 5.17. Účinnost vypočtená pomocí simulací je ve dvou bodech s nejvyšším zatížením o něco vyšší než změřená, v ostatních je nižší – viz Obr. 5.20 (dva body s nejnižším zatížením jsou zde vynechány kvůli lepšímu rozlišení). To může být, alespoň částečně, způsobeno tím, že vlastnosti plechů po žíhání byly mírně odlišné (lepší) od katalogových údajů výrobce, které byly použity v modelu.



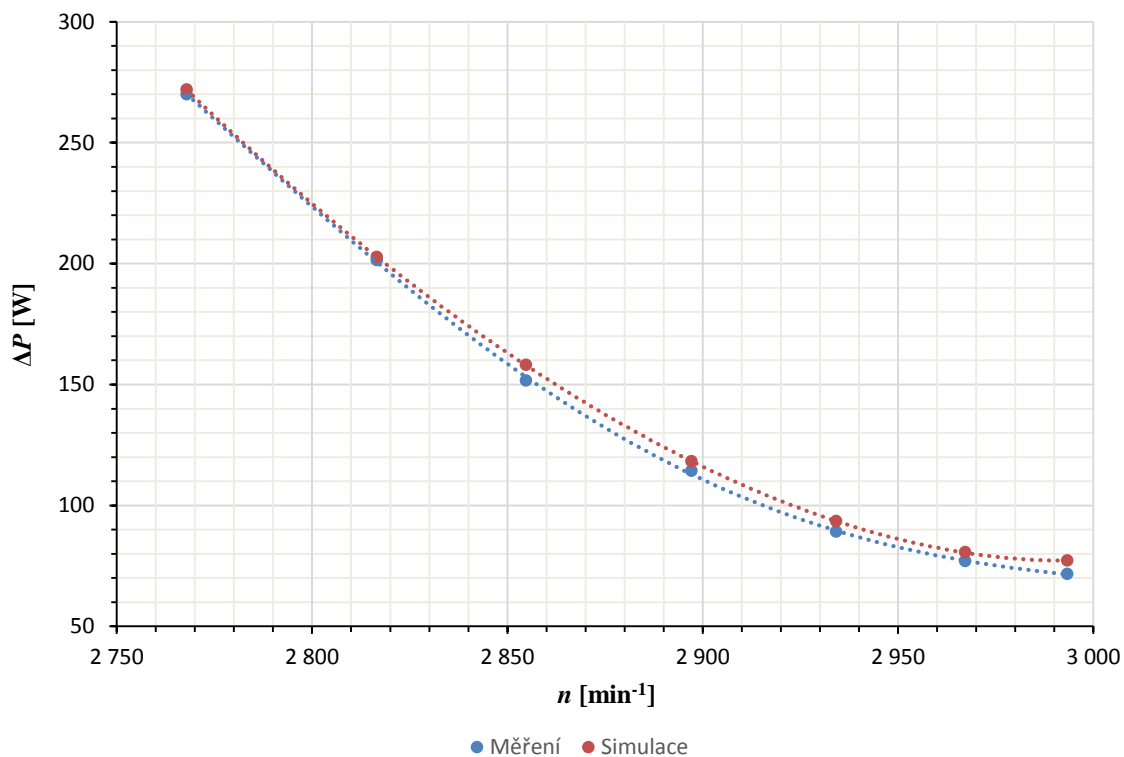
Obr. 5.16: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – momentová charakteristika.



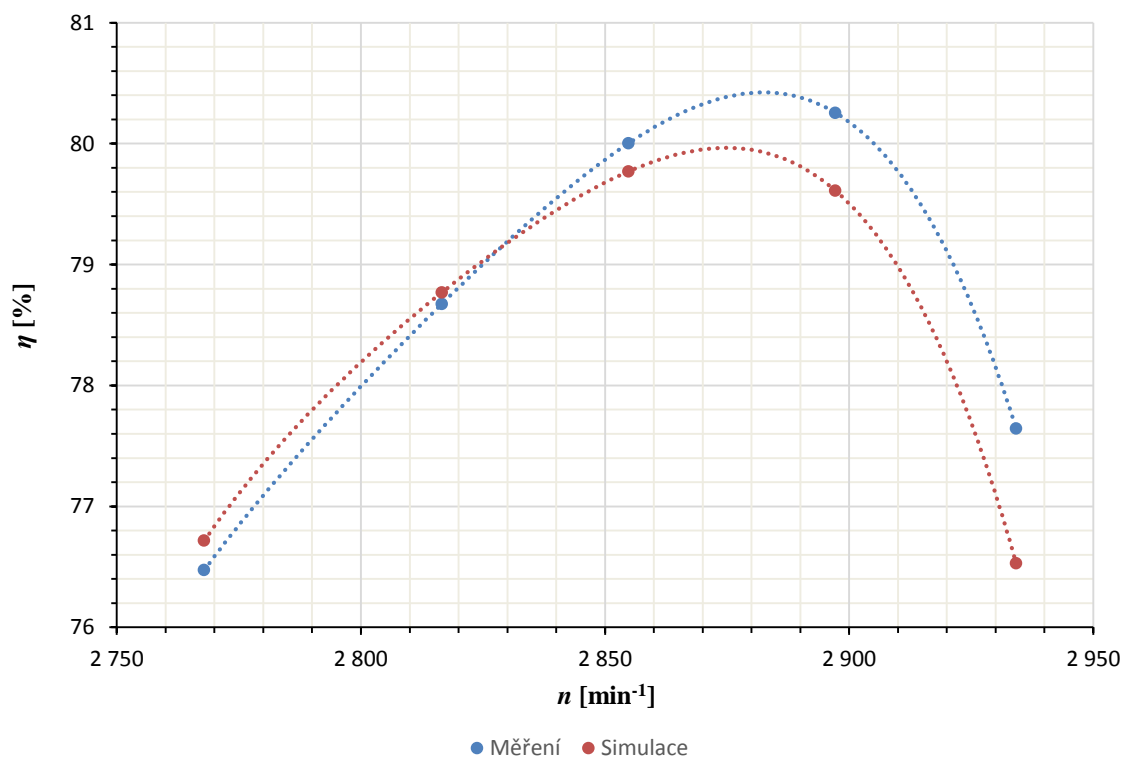
Obr. 5.17: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – závislost proudu na zatížení.



Obr. 5.18: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – závislost účinníku na zatížení.



Obr. 5.19: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – závislost celkových ztrát na zatížení.



Obr. 5.20: Porovnání výsledků měření a simulací motoru s žíhanými plechy – závislost účinnosti na zatížení.

6 ROZBOR ZTRÁT STANDARDNĚ VYRÁBĚNÉHO MOTORU

Tato kapitola se zabývá rozbořem ztrát standardně vyráběného motoru. Rozbor ztrát je proveden experimentálně, na základě výsledků laboratorních měření i pomocí výsledků simulací metodou konečných prvků. Při určování účinnosti a jednotlivých ztrát z dat naměřených v laboratoři se postupovalo podle normy ČSN EN 60034-2-1 ed. 2 [5]. Experimentální rozbor ztrát je proveden pomocí určení mechanických ztrát a závislosti ztrát v železe na napětí ze zkoušky naprázdno, tak jak to uvádí výše zmíněná norma i odborná literatura, např. [47], [66]. Simulace jsou provedeny v programu Maxwell. Pro simulaci byl využit model E z kapitoly 5. V modelu byly nastaveny konstantní otáčky rotoru odpovídající provedené zkoušce při jmenovitém zatížení a moment byl dopočítán. Při výpočtu byl uvažován vliv ztrát v železe na magnetické pole. Vliv ztrát v železe na rozložení magnetické indukce v řezu motoru při jmenovitém zatížení je vidět na Obr. 6.1 a Obr. 6.2. Uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole se projevuje i na rozložení okamžitých ztrát v železe, jak je zřejmé z Obr. 6.3 a Obr. 6.4.

Výsledky měření a simulací jsou shrnuty v Tab. 6.1. Příkon P_{1-k} , celkové ztráty ΔP_{1-k} , účinnost η_k , Joulovy ztráty ve vinutí statoru ΔP_{Js-k} a Joulovy ztráty v kleci ΔP_{Jr-k} při jmenovitém zatížení jsou korigovány na referenční teplotu chladiwa 25,0 °C podle [5]. Analyzovaný motor je chlazen vzduchem, teplota okolního vzduchu při měření byla 23,9 °C. Ztráty v železe ΔP_{Fe} jsou určeny ze závislosti ztrát v železe na napětí získané ze zkoušky naprázdno, úbytek napětí na statorovém vinutí je respektován [5]. Mechanické ztráty (ztráty třením a ventilační ztráty) při jmenovitém zatížení ΔP_{mech} jsou určeny z mechanických ztrát při otáčkách naprázdno získaných ze zkoušky naprázdno, vliv změny otáček na mechanické ztráty je respektován [5]. Přídavné ztráty při jmenovitém zatížení $\Delta P_{př}$ jsou určeny díky vyvážení dat zbytkových ztrát získaných ze zkoušky při jmenovitém zatížení [5]. Největší podíl na celkových ztrátách mají Joulovy ztráty ve vinutí statoru. Ty tvoří 49,6 % celkových ztrát. Joulovy ztráty v kleci tvoří 20,4 % celkových ztrát. O něco menší jsou ztráty v železe, které tvoří 18,1 % celkových ztrát. Mechanické ztráty odpovídají 8,2 % celkových ztrát a přídavné ztráty při zatížení tvoří 3,7 % celkových ztrát.

Ze simulace jsou určeny Joulovy ztráty ve vinutí statoru, Joulovy ztráty v kleci a ztráty v železe. Mechanické ztráty jsou ve výsledcích simulace zahrnuty tak, že od vypočteného momentu, který odpovídá vnitřnímu momentu stroje, je odečten moment, který odpovídá naměřeným mechanickým ztrátám. Mechanické ztráty uvažované v modelu jsou tedy totožné s naměřenými. V Tab. 6.1 je uveden moment po odečtení momentu mechanických ztrát. Přímě porovnat naměřené a vypočtené ztráty lze pouze v případě Joulových ztrát ve vinutí statoru. Ty vyšli ze simulace o 3,2 W nižší než z měření. To je způsobeno především nižším vypočteným proudem (odpor vinutí v modelu byl nastaven podle naměřených hodnot). Nižší proud a vyšší účinník jsou pravděpodobně způsobeny především vlastnostmi magnetického obvodu (podrobněji viz kapitola 5). Při porovnávání ostatních ztrát se musí vzít v úvahu způsob jejich určení z výsledků měření a simulací. Výsledky výpočtu Joulových ztrát v kleci ze simulace jsou v Tab. 6.2. Jsou zde uvedeny vypočtené celkové Joulovy ztráty v kleci $\Delta P_{Jr-celk}$, vypočtené Joulovy ztráty v kleci působené první harmonickou složkou proudů v kleci ΔP_{Jr-1h} a vypočtené Joulovy ztráty v kleci způsobené vyššími harmonickými složkami proudu a vířivými proudy ΔP_{Jr-hv} . Pro porovnání s naměřenými Joulovými ztrátami v kleci ΔP_{Jr-k} jsou v Tab. 6.1 uvedeny vypočtené Joulovy ztráty v kleci způsobené první harmonickou složkou proudů v kleci. Podle výsledků simulací tvoří Joulovy ztráty v kleci způsobené vyššími harmonickými složkami proudů

a vířivými proudy přibližně 5,8 % celkových Joulových ztrát v kleci. Výsledky simulace mohou být ovlivněny tím, že jde pouze o 2D model. Nejsou v něm tedy zešikmeny tyče jako ve skutečném motoru.

Vypočtené ztráty v železe jsou uvedeny v Tab. 6.3. Jsou zde uvedeny ztráty v železe vypočtené zvlášť pro každou oblast magnetického obvodu. ΔP_{Fe-sj} jsou ztráty v oblasti uprostřed statorových plechů (velká část statorového jha) s vlastnostmi nastavenými podle katalogu – viz Obr. 5.3, ΔP_{Fe-sz} jsou ztráty v oblasti kolem statorových drážek (především v zubech) s vlastnostmi poškozenými stříhem, ΔP_{Fe-so} jsou ztráty ve vnější části statorových plechů s vlastnostmi poškozenými stříhem, ΔP_{Fe-rj} jsou ztráty v oblasti uprostřed rotorových plechů (velká část rotorového jha) s vlastnostmi nastavenými podle katalogu, ΔP_{Fe-rz} jsou ztráty v oblasti kolem rotorových drážek (převážně zuby) s vlastnostmi poškozenými stříhem, ΔP_{Fe-rh} jsou ztráty v oblasti kolem hřídele s vlastnostmi poškozenými stříhem. Do ztrát v železe patří také ztráty v nýtech ΔP_{Fe-sn} . Ztráty v železe ve statoru ΔP_{Fe-s} jsou pak součtem ztrát v jednotlivých částech statorových plechů a v nýtech. Ztráty v železe v rotoru ΔP_{Fe-r} jsou součtem ztrát v jednotlivých částech rotorových plechů. Celkové vypočtené ztráty v železe $\Delta P_{Fe-celek}$ jsou součtem ztrát ve statoru a v rotoru. Ztráty v rotoru tvoří přibližně 15,9 % celkových vypočtených ztrát v železe. Jde především o ztráty způsobené vyššími harmonickými složkami indukce. Rozložení okamžitých ztrát v železe je zobrazeno na Obr. 6.3. Ztráty v nýtech tvoří přibližně 8,6 % celkových ztrát v železe. Ztráty v železe získané z měření jsou o něco menší než vypočtené. To je mimo jiné způsobeno i tím, že část ztrát v železe ve skutečném stroji způsobená vyššími harmonickými složkami indukce je zahrnuta v přídatných ztrátách při zatížení $\Delta P_{př}$. Zatímco ze simulace jsou získány kompletní ztráty v železe, působené všemi harmonickými.

Jak již bylo uvedeno výše, přídatné ztráty při zatížení $\Delta P_{př}$ jsou částečně tvořeny ztrátami v železe. Další významnou složkou těchto ztrát jsou ztráty ve vinutích způsobené pulzacemi toku [5].

Tab. 6.1: Porovnání výsledků měření (první řádek) a simulace (druhý řádek) ve jmenovitém bodě.

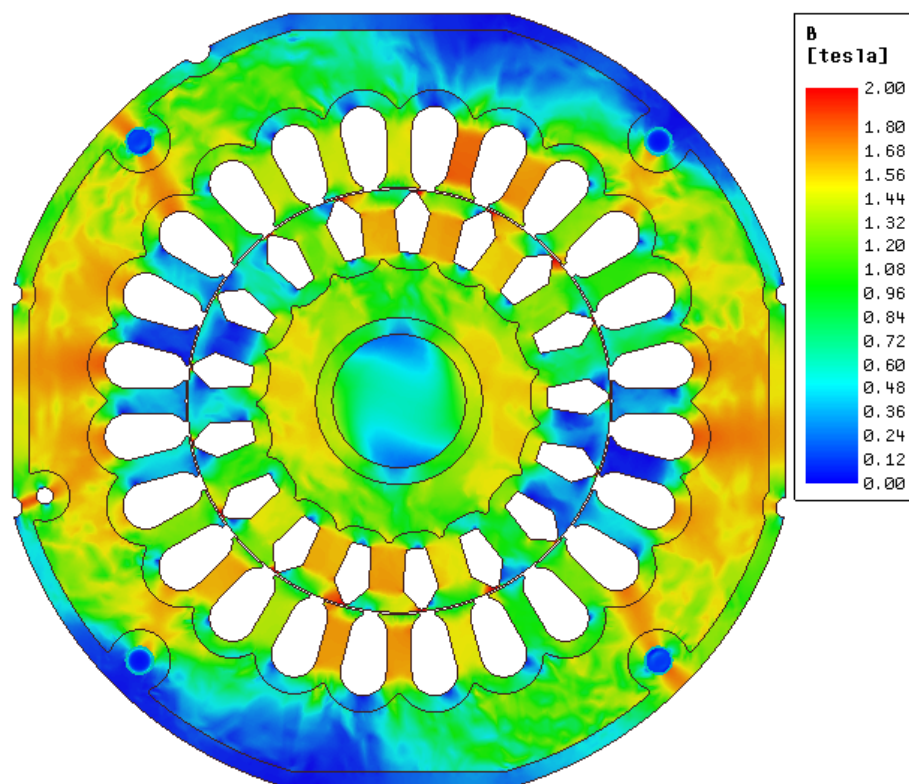
n [min ⁻¹]	M [Nm]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{l-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	2,03	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2844,7	2,07	1,374	0,821	782,1	78,9	162,2	79,4	32,7	34,4		

Tab. 6.2: Joulové ztráty v kleci při jmenovitém zatížení.

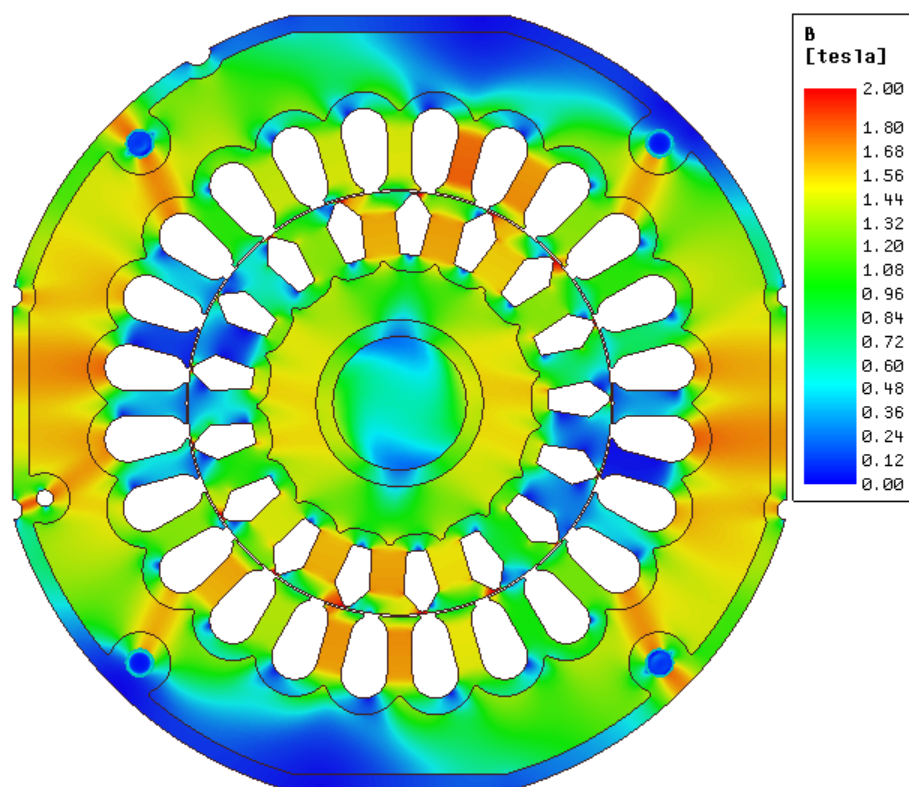
ΔP_{Jr} [W]	$\Delta P_{Jr-celk}$ [W]	ΔP_{Jr-1h} [W]	ΔP_{Jr-hv} [W]
33,9	36,5	34,4	2,1

Tab. 6.3: Ztráty v železe při jmenovitém zatížení.

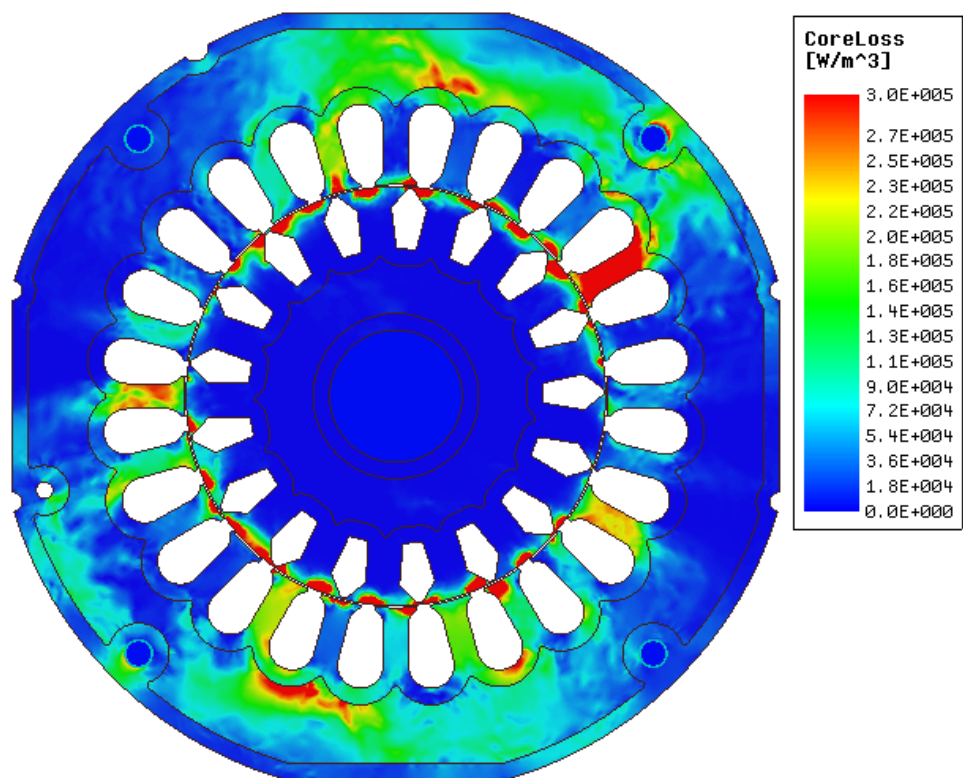
ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Fe-sj} [W]	ΔP_{Fe-sz} [W]	ΔP_{Fe-so} [W]	ΔP_{Fe-sn} [W]	ΔP_{Fe-rj} [W]	ΔP_{Fe-rz} [W]	ΔP_{Fe-rh} [W]	ΔP_{Fe-s} [W]	ΔP_{Fe-r} [W]	$\Delta P_{Fe-celek}$ [W]
30,2	12,5	9,3	2,9	2,8	0,1	5,1	0,02	27,5	5,2	32,7



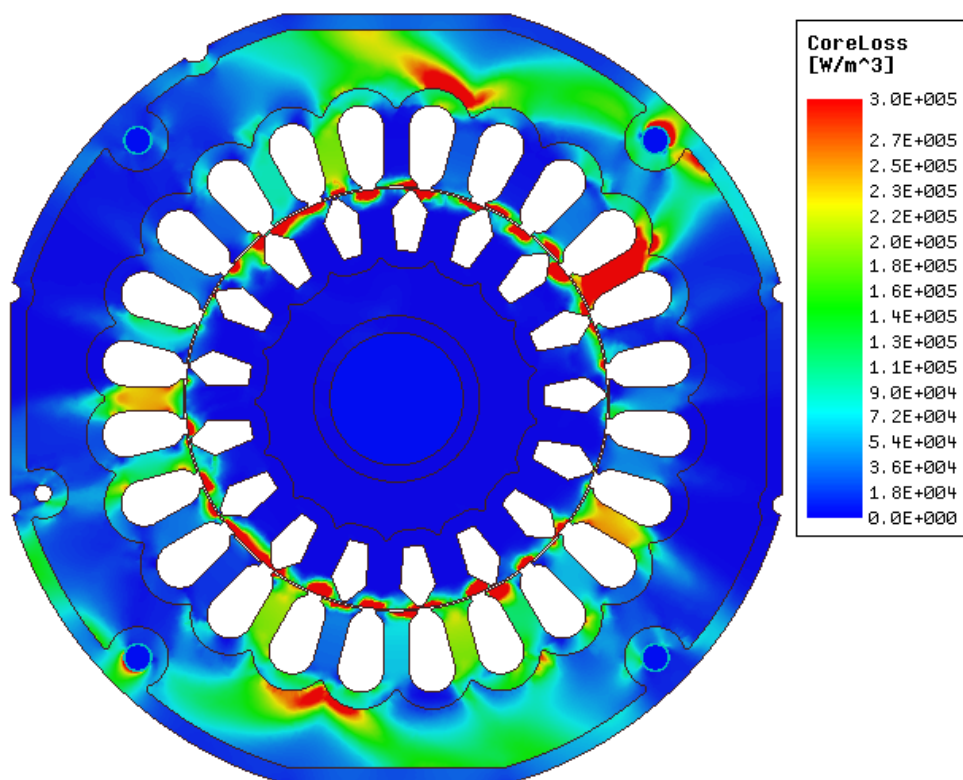
Obr. 6.1: Rozložení magnetické indukce v řezu motoru při jmenovitém zatížení při uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole.



Obr. 6.2: Rozložení magnetické indukce v řezu motoru při jmenovitém zatížení bez uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole.



Obr. 6.3: Rozložení okamžitých ztrát v železe v řezu motoru při jmenovitém zatížení při uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole.



Obr. 6.4: Rozložení okamžitých ztrát v železe v řezu motoru při jmenovitém zatížení bez uvažování vlivu ztrát v železe na magnetické pole.

7 PRAKTICKÉ OVĚŘENÍ METOD ZVYŠOVÁNÍ ÚČINNOSTI

Tato část se zabývá výsledky praktického testování různých metod zvyšování účinnosti asynchronních motorů. Prakticky byly testovány následující způsoby zvýšení účinnosti: snížení odporu statorového vinutí, snížení odporu klece, prodloužení magnetického obvodu, úprava počtu závitů, použití plechů s nižšími měrnými ztrátami, žíhání plechů po vystřížení a optimalizace tvaru rotorových i statorových drážek. Všechny tyto metody byly testovány prakticky, prostřednictvím laboratorních měření na vzorcích motorů, vyrobených právě za tímto účelem. Vzorky motorů vyráběla firma ATAS elektromotory Náchod a.s. Většina měřených vzorků obsahuje více než jednu změnu oproti standardně vyráběnému motoru, což poněkud komplikuje vyhodnocení vlivu jednotlivých úprav na účinnost. Jak již bylo uvedeno v kapitole 3, motor, kterým se tato práce zabývá a na němž byly tyto metody zvyšování účinnosti testovány, je stále vyráběn a prodáván. Zde popisované výsledky výzkumu budou výrobcem motorů použity při konstrukci nového motoru s vyšší účinností. Výrobce si tedy pochopitelně nepřeje, aby byly zveřejňovány podrobnosti o konstrukci stávajícího motoru nebo o testovaných úpravách. Délka magnetického obvodu, počet závitů a průměr vodiče statorového vinutí jsou proto uváděny v procentech a vztaženy ke standardně vyráběnému motoru. Přehled měřených vzorků je v Tab. 7.1. Kvůli přehlednosti jsou měřené vzorky v textu označeny jako vzorek č. 1 – vzorek č. 11, v tabulkách jsou označovány jako v 1 – v 11. Standardně vyráběný motor je v tabulkách označován jako svm. V Tab. 7.1 je uvedena délka magnetického obvodu – $l_{Fe-\%}$, počet závitů – $N\%$, průměr vodiče statorového vinutí – $D\%$, odpor statorového vinutí za studena – $R_s-\%$ a odpor statorového vinutí po zahřátí na provozní teplotu – $R_t-\%$. Všechny uvedené odpory jsou přepočteny na teplotu okolí 25,0 °C. Vše je uvedeno v procentech. Je zde vidět, že vzorky, které mají stejnou délku magnetického obvodu, stejný počet závitů a stejný průměr vodiče statorového vinutí jako standardně vyráběný motor (v 7 a v 9) mají odlišný odpor statorového vinutí. To je způsobeno odlišným provedením čel vinutí. Odpor v zahřátém stavu je rovněž ovlivněn rozdílnými Joulovými ztrátami ve vinutích.

Tab. 7.1: Přehled úprav provedených na měřených vzorcích.

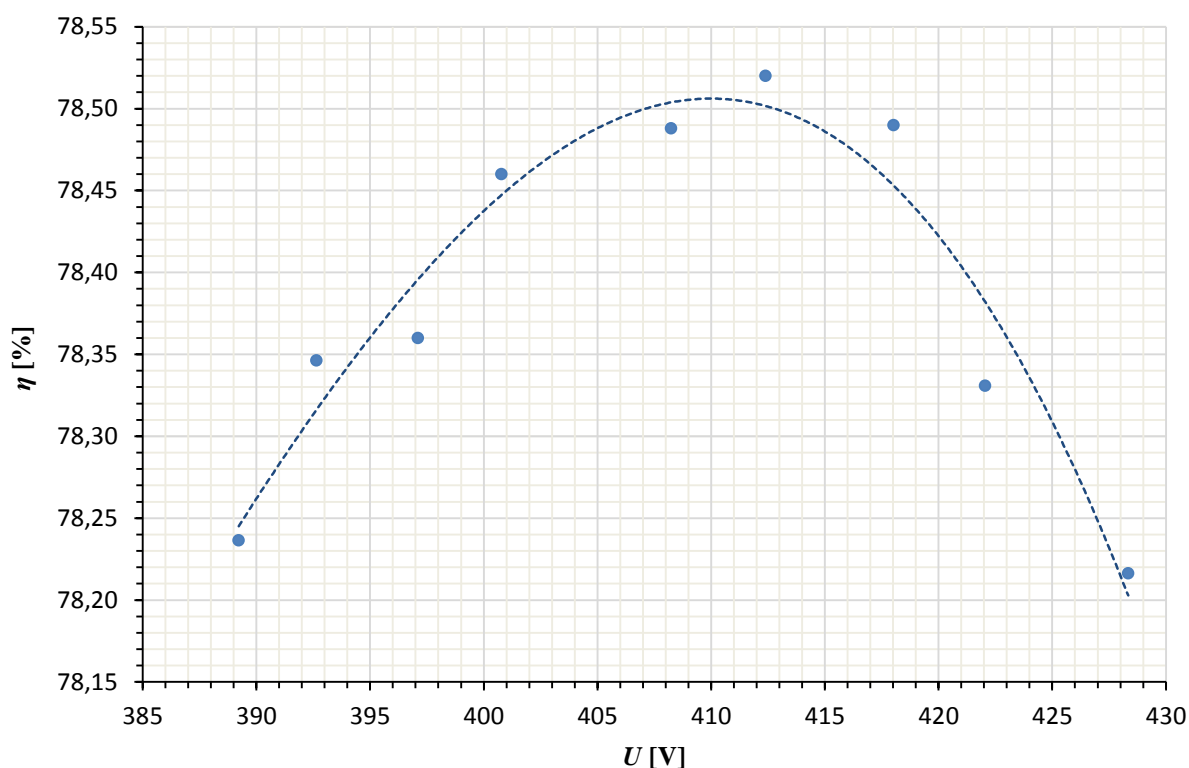
	$l_{Fe-\%}$ [%]	$N\%$ [%]	$D\%$ [%]	$R_s-\%$ [%]	$R_t-\%$ [%]	Materiál	
svm	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	M700-50A	Standardně vyráběný motor
v 1	100,00	96,74	118,87	68,30	65,67	M700-50A	
v 2	116,67	86,96	105,66	82,08	79,95	M700-50A	
v 3	116,67	94,57	100,00	96,30	92,84	M700-50A	
v 4	116,67	93,48	113,21	77,09	73,87	M700-50A	
v 5	100,00	100,00	105,66	89,56	85,94	M700-50A	Optimalizovaný tvar drážek
v 6	100,00	100,00	100,00	99,63	99,88	M700-50A	Měděná klec
v 7	100,00	100,00	100,00	96,52	94,32	M700-50A	Žíhané plechy
v 8	100,00	100,00	113,21	77,09	74,40	M270-35A	
v 9	100,00	100,00	100,00	96,68	95,98	M270-35A	Žíhané plechy
v 10	100,00	100,00	113,21	77,24	74,21	M270-35A	Žíhané plechy
v 11	100,00	96,74	113,21	75,45	73,71	M270-35A	Žíhané plechy

Všechny vzorky motorů byly, stejně jako standardně vyráběný motor, změřeny v laboratoři. Naměřená data byla ve všech případech zpracována podle ČSN EN 60034-2-1 ed. 2 [5]. Dále uvedené výsledky měření jsou ve všech případech přepočteny na referenční teplotu chladiva 25 °C podle [5]. Každý vzorek je porovnáván se standardně vyráběným motorem.

Dále uvedené výsledky měření mohou být ovlivněny nepřesnostmi a nedokonalostmi při výrobě jednotlivých vzorků, které mohly ovlivnit i ty parametry, které neměly být měněny. Především se to týká mechanických ztrát, které se mezi jednotlivými vzorky liší maximálně o několik málo wattů. Ovšem vzhledem k malému jmenovitému výkonu motoru mají i tyto malé rozdíly nezanedbatelný vliv na účinnost. Výsledky mohou být také ovlivněny různou kvalitou odlití klece. Při jejím odlévání mohou vznikat různé vady, které zvyšují rotorový odpor. Vlivem vyššího rotorového odporu by došlo ke snížení otáček a zvýšení Joulových ztrát v kleci. Porovnávání výsledků měření vzorků se stejným typem materiálu magnetického obvodu může být také ovlivněno různou kvalitou daného materiálu. Vzorky vznikaly postupně v delším časovém období, plechy jednotlivých vzorků jsou tedy vystřiženy z různých dodávek daného materiálu. Vlastnosti výchozího materiálu se tedy mohou lišit v důsledku výrobních tolerancí a různého zacházení při přepravě a manipulaci a vlastnosti vystřižených plechů mohou být rovněž ovlivněny různým opotřebením prostřihovačů [6], [7].

7.1 Vzorek č. 1 – vyšší průměr vodiče statorového vinutí; snížený počet závitů

Tento vzorek motoru má výrazně snížený odpor statorového vinutí. Toho je dosaženo především díky zvýšení průměru vodiče (zvýšen byl přibližně o 18,87 %). Na snížení odporu statorového vinutí se podílí také snížení počtu závitů (přibližně o 3,26 %). Motivací ke snížení počtu závitů byly výsledky zkoušky při jmenovitém zatížení a různém napájecím napětí provedené na standardně vyráběném motoru [46], [47]. Maximum účinnosti bylo zjištěno při vyšším napětí než jmenovitém, viz Obr. 7.1. Rozdíl mezi maximální zjištěnou účinností a účinností při jmenovitém napětí je však velmi malý (méně než 0,15 % - viz Obr. 7.1). Výsledky tedy mohou být značně ovlivněny nepřesností měření.



Obr. 7.1: Výsledky zkoušky při jmenovitém zatížení a různém napájecím napětí.

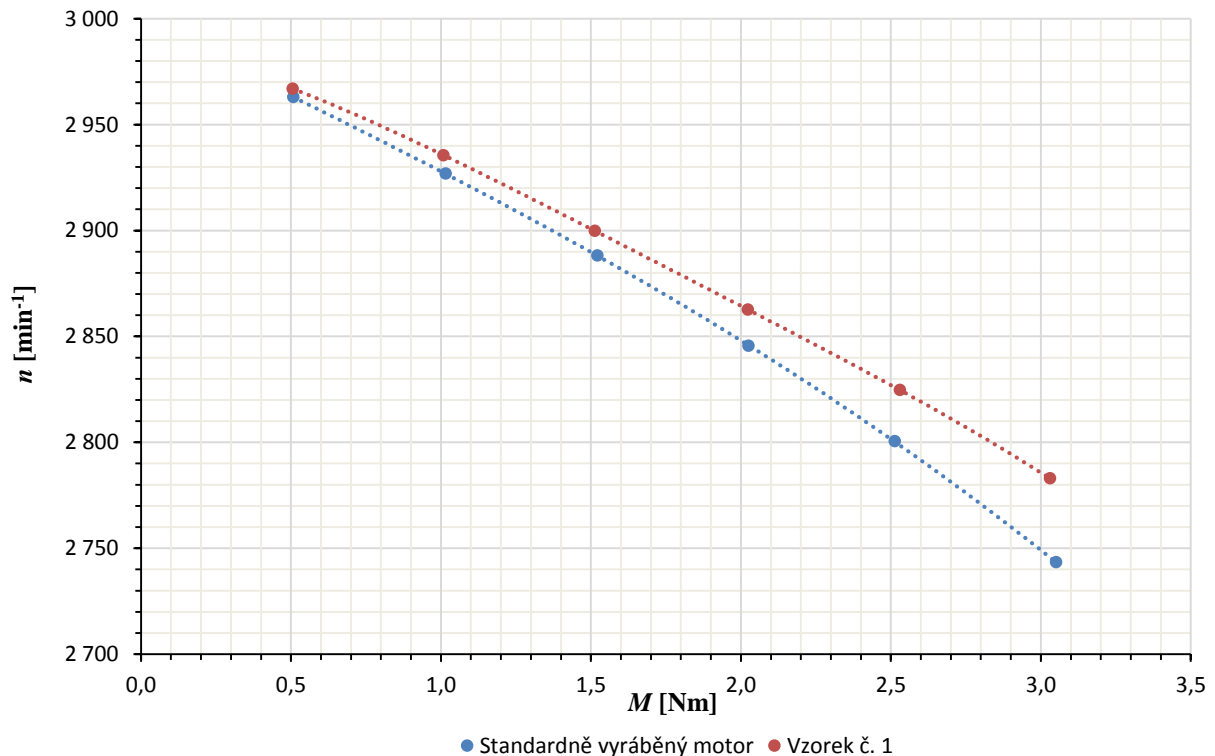
Jak je vidět v Tab. 7.2, účinnost tohoto vzorku motoru při jmenovitém zatížení se oproti standardně vyráběnému motoru zvýšila o 2,0 %. Celkové ztráty klesly o 19,4 W, tj. o 11,7 %. Nejvíce se změnila Joulová ztráta ve vinutí statoru, klesla o 22,5 W, tj. o 27,2 %. Tyto ztráty klesly i přesto, že došlo ke zvýšení proudu, vzrostl o 0,074 A, tj. o 5,3 %. Jejich pokles je způsoben značným snížením odporu statorového vinutí (v zahřátém stavu je nižší o více než třetinu – viz Tab. 7.1). Joulové ztráty v kleci klesly o 4,7 W, tj. o 13,9 %. Pokles těchto ztrát je způsoben snížením skluzu – otáčky vzrostly o 18,8 min⁻¹. Ztráty v železe vzrostly o 8,4 W, tj. o 27,8 %. Mechanické ztráty jsou u tohoto vzorku nižší o 1,2 W, což nesouvisí s provedenou

úpravou vinutí. Přídavné ztráty při zatížení vzrostly o 0,6 W, tj. o 9,8 %. Zvýšení ztrát v železe je způsobeno zvýšeným sycením magnetického obvodu, které je způsobeno snížením počtu závitů a také nižším úbytkem napětí na satorovém vinutí. Zvýšené sycení způsobuje nárůst magnetizačního proudu a pokles účinníku.

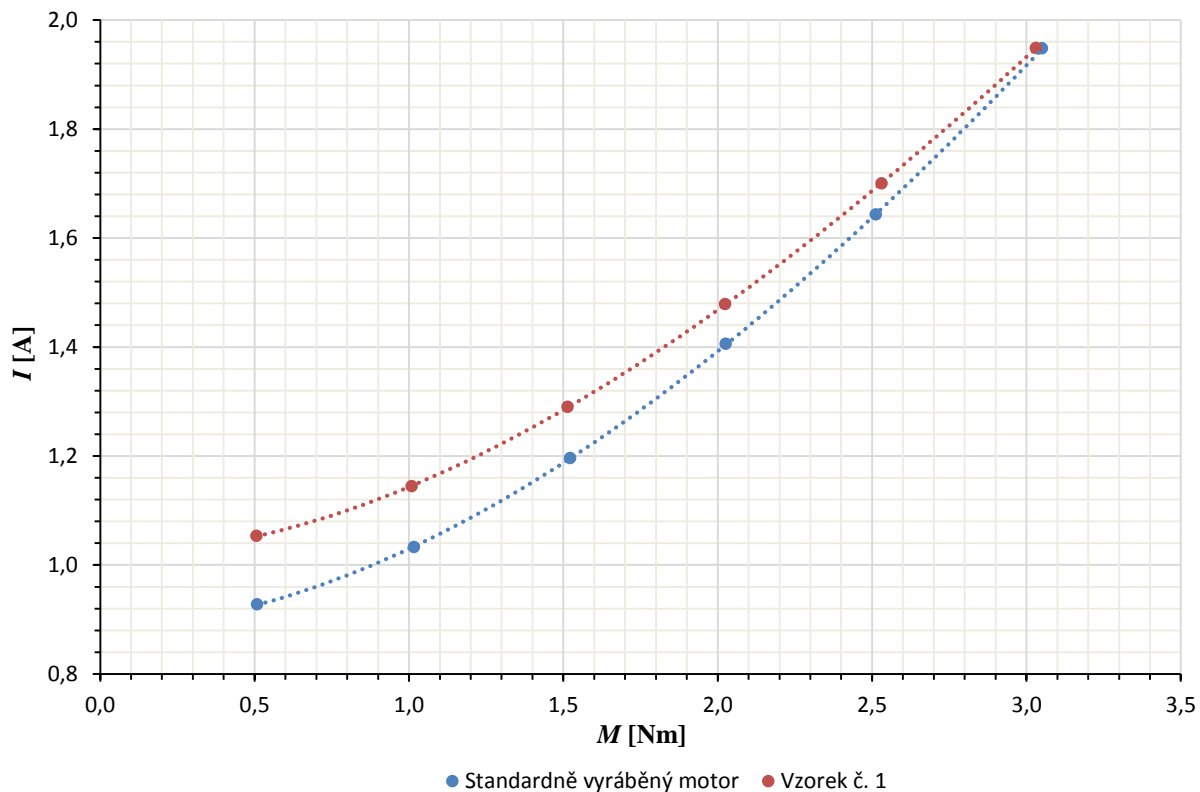
Tab. 7.2: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 1 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2863,5	1,477	0,732	749,0	80,4	146,9	60,1	38,6	29,2	12,4	6,7

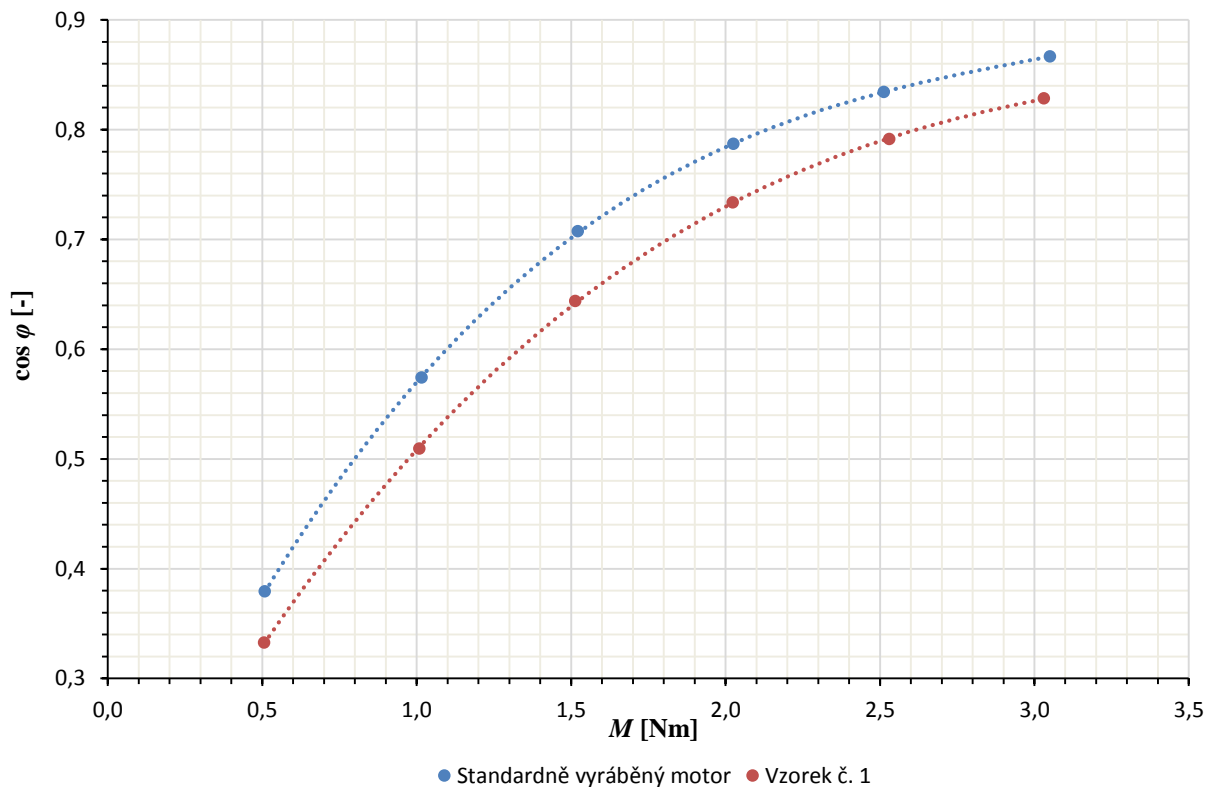
Vliv změny vinutí na momentovou charakteristiku v pracovní oblasti je na Obr. 7.2. Je zde vidět, že otáčky vzorku č. 1 klesají se vzrůstající zátěží pomaleji než otáčky standardně vyráběného motoru, což je způsobeno zvýšenou indukcí ve vzduchové mezeře. K jejímu zvýšení došlo díky menšímu počtu závitů a snížení úbytku napětí na satorovém vinutí. Rozdíl mezi proudy obou motorů se zvyšuje s klesající zátěží (Obr. 7.3), což je způsobeno zvyšujícím se sycením magnetického obvodu v důsledku snižování úbytku napětí na satorovém vinutí. Největší rozdíl mezi účinníky je při zátěži 1 Nm, při zvyšování i snižování zátěže se rozdíl pomalu zmenšuje (Obr. 7.4). Rozdíl mezi účinnostmi obou motorů se zvyšuje se zvyšující se zátěží. V bodě s nejnižší aplikovanou zátěží jsou obě účinnosti téměř totožné (Obr. 7.5).



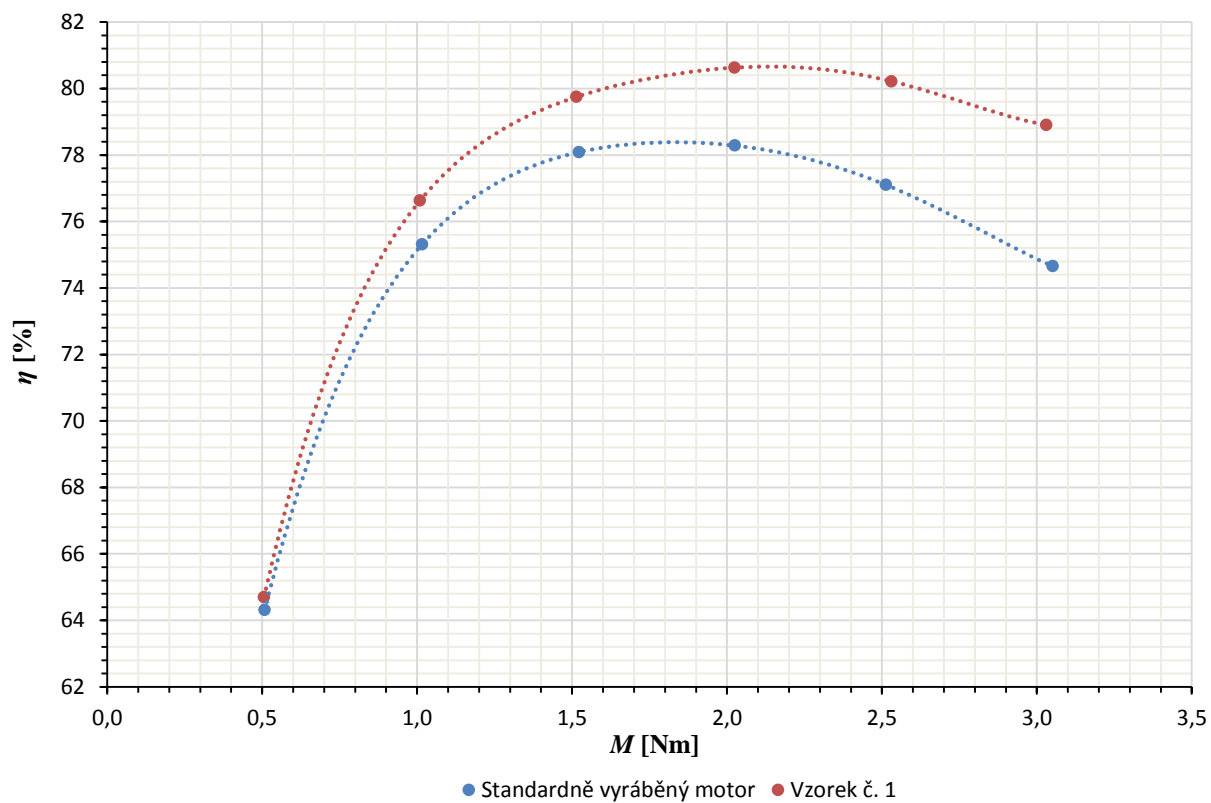
Obr. 7.2: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 1 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.3: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 1 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.4: Porovnání závislostí účinnků na zatížení vzorku č. 1 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.5: Porovnání závislosti účinností na zatížení vzorku č. 1 a standardně vyráběného motoru.

7.2 Vzorek č. 2 – prodloužený magnetický obvod; snížený počet závitů; vyšší průměr vodiče statorového vinutí

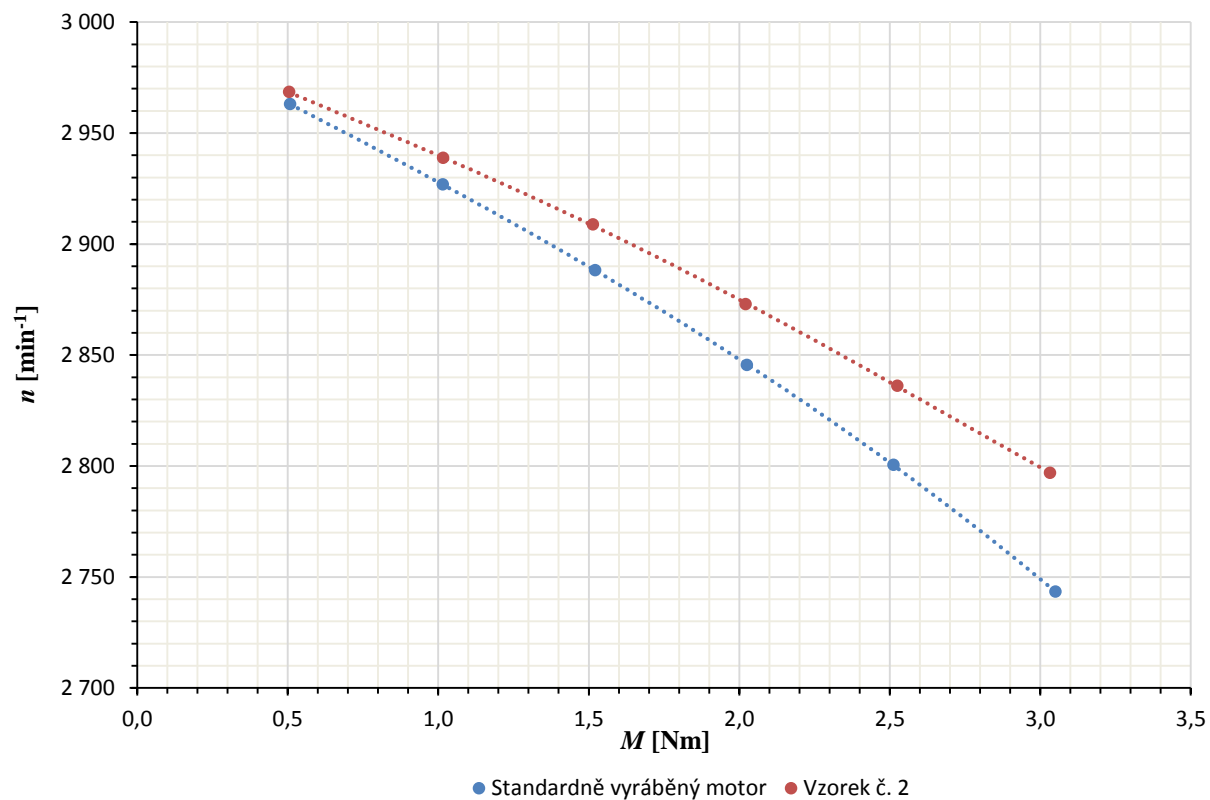
Tento vzorek motoru má magnetický obvod prodloužený o 16,67 %, cívky statorového vinutí mají méně závitů a jsou navinuty vodičem s vyšším průměrem. Díky snížení počtu závitů a zvýšení průměru vodiče došlo ke snížení statorového odporu (za studena je nižší o necelých 18 % – viz Tab. 7.1).

Účinnost tohoto vzorku motoru při jmenovitém zatížení je o 1,6 % vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru, viz Tab. 7.3. Celkové ztráty klesly o 14,0 W, tj. o 8,4 %. Nejvíce se změnily Joulovy ztráty ve vinutí statoru, klesly o 12,2 W, tj. o 14,8 %. Tyto ztráty klesly díky snížení odporu statorového vinutí. Klesly i přesto, že došlo ke zvýšení proudu. Proud se zvýšil o 0,048 A, tj. o 3,4 %. Joulovy ztráty v kleci klesly o 6,7 W, tj. o 19,8 %. Tyto ztráty klesly díky zvýšení otáček. Otáčky se zvýšily o 30,5 min⁻¹. Ztráty v železe se zvýšily o 6,7 W, tj. o 22,2 %. Zvýšení těchto ztrát je způsobeno vyšším sycením a větším objemem magnetického obvodu. Zvýšené sycení je způsobeno značným snížením počtu závitů. Pouze prodloužení magnetického obvodu, beze změny počtu závitů, by vedlo ke snížení sycení. Mechanické ztráty se snížily o 2,0 W, což nesouvisí s provedenými úpravami, ale u motoru s výkonem 600 W má tento rozdíl nezanedbatelný vliv na účinnost. Přídavné ztráty při zatížení se podle výsledků měření nezměnily. Účinník se snížil.

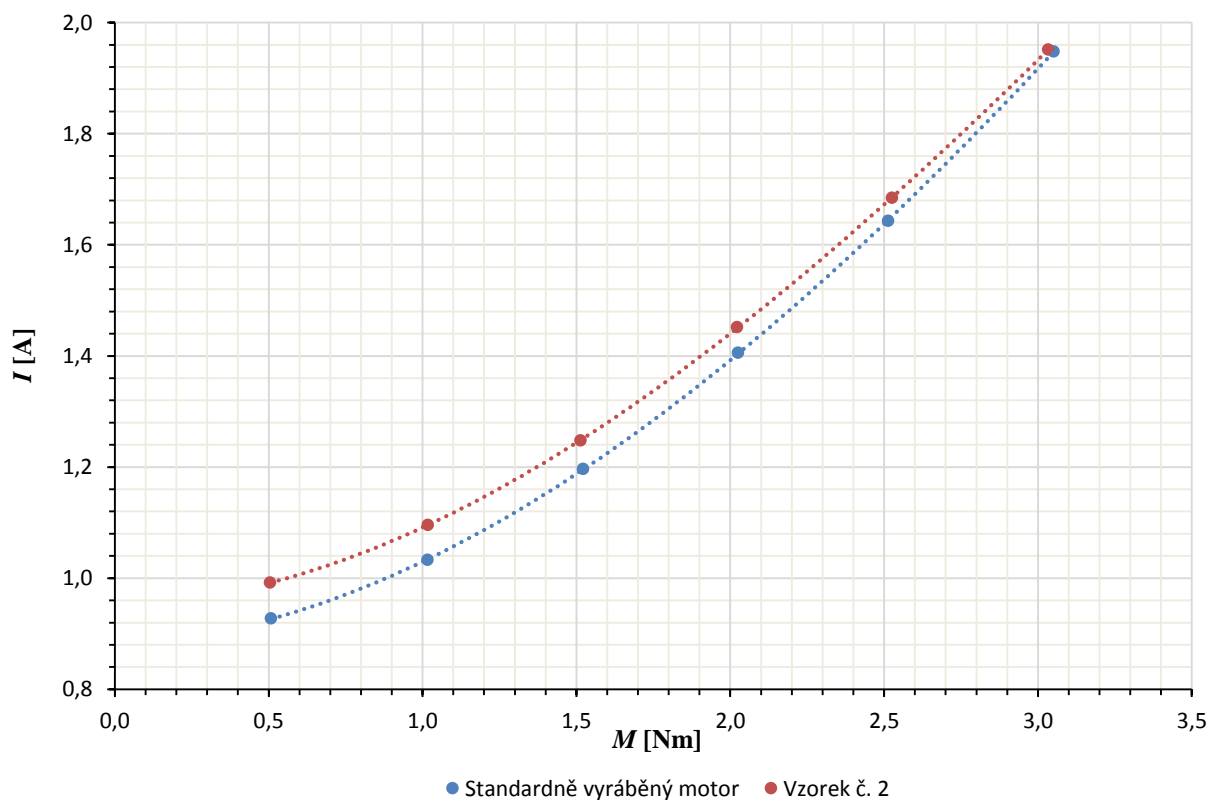
Tab. 7.3: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 2 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2875,2	1,451	0,754	759,8	80,0	152,3	70,4	36,9	27,2	11,6	6,1

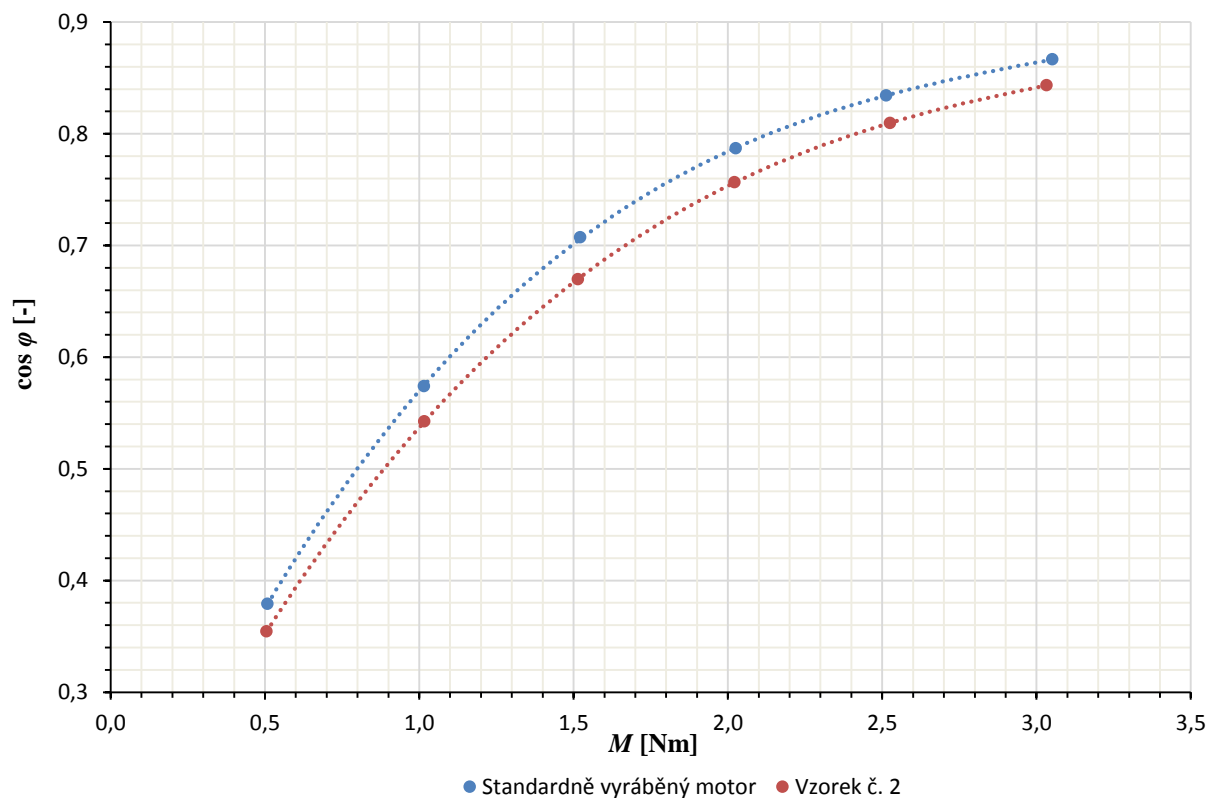
Jak je vidět na Obr. 7.6, momentová charakteristika vzorku č. 2 se liší od momentové charakteristiky standardně vyráběného motoru. Rozdíl momentových charakteristik je způsoben především značným snížením počtu závitů. Rozdíl mezi proudy se zvyšuje s klesající zátěží (Obr. 7.7). To je rovněž způsobeno snížením počtu závitů, které vede k vyššímu sycení magnetického obvodu. Rozdíl v sycení se více projevuje při vyšších syceních při nižších zatíženích. Zvýšené sycení a pokles celkových ztrát způsobují snížení účinníku – viz Obr. 7.8. Rozdíl mezi účinnostmi se zvyšuje se zvyšující se zátěží (Obr. 7.8). Při nejnižším aplikovaném zatížení jsou účinnosti obou motorů téměř stejné.



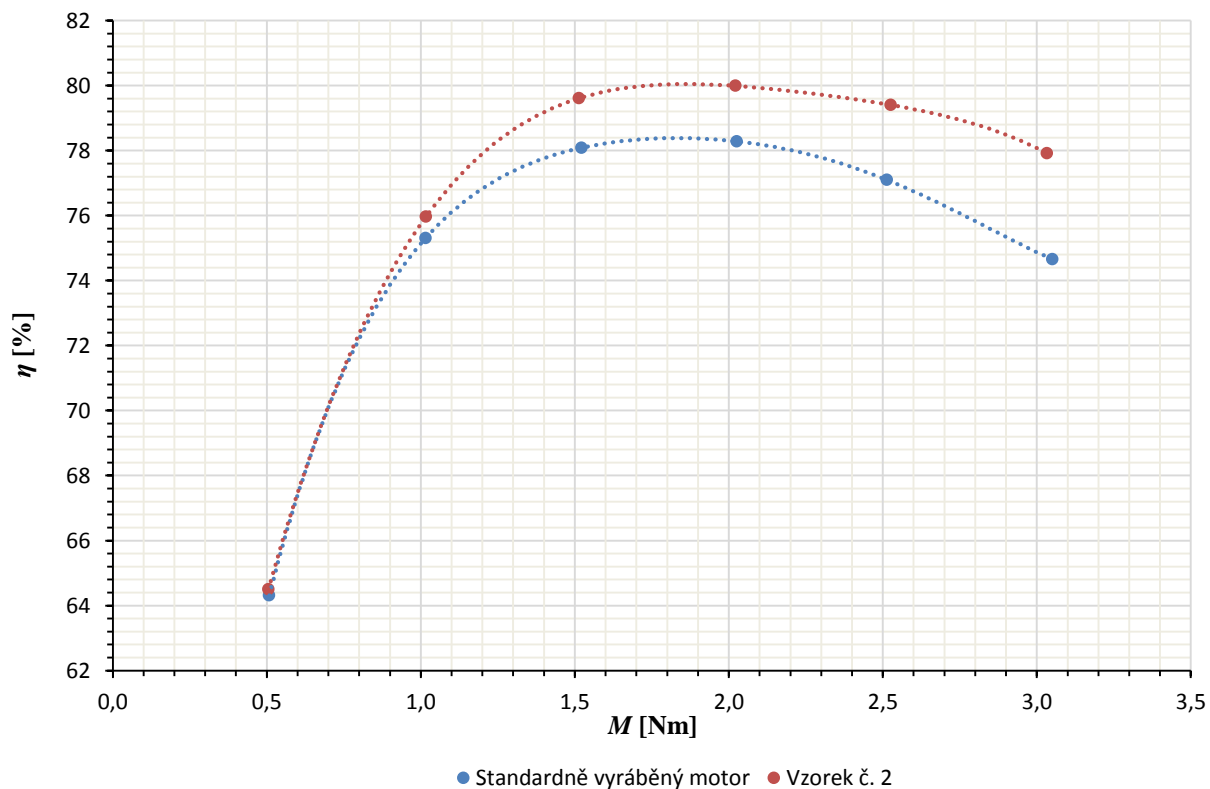
Obr. 7.6: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 2 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.7: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 2 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.8: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 2 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.9: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 2 a standardně vyráběného motoru.

7.3 Vzorek č. 3 – prodloužený magnetický obvod; snížený počet závitů, tak aby zůstala zachována momentová charakteristika

Tento vzorek motoru má magnetický obvod prodloužený také o 16,67 % (maximální možná délka pro danou kostru). Ale počet závitů cívek jeho statorového vinutí je upraven tak, aby v pracovní oblasti zůstala zachována původní momentová charakteristika. Průměr vodiče statorového vinutí se nezměnil. Předpokládané vlastnosti vzorku č. 3 získané ze simulací metodou konečných prvku jsou porovnány s výsledky simulací standardně vyráběného motoru v Tab. 7.4. Simulace byla provedena tak, že do modelu vzorku č. 3 byly nastaveny stejné konstantní otáčky, jako má při jmenovitém zatížení standardně vyráběný motor a ostatní veličiny byly dopočteny. Z tabulky je vidět, že účinnost při jmenovitém zatížení by se měla zvýšit o více než jedno procento, proud by měl klesnout a účinnost by se měl zvýšit. Moment při těchto otáčkách by se neměl nijak výrazně změnit (dosáhnout přesně stejného momentu jako u standardně vyráběného motoru nebylo možné, protože počet závitů je celočíselný). V obou modelech byly předpokládány stejné mechanické ztráty. V Tab. 7.4 je dále vidět, že indukce ve vzduchové mezeře B_δ klesla. Snížení indukce ve vzduchové mezeře je způsobeno požadavkem stejného momentu při stejných otáčkách a stejném napájení při delších rotorových tyčích. Pochopitelně kleslo i sycení všech částí magnetického obvodu: B_{zs} – nejvyšší střední indukce v zubu stator, B_{zr} – nejvyšší střední indukce v zubu rotoru, B_{js} – nejvyšší střední indukce v nejméně sycené části statorového jha a B_{jr} – nejvyšší střední indukce v rotorovém jhu. Snížené sycení magnetického obvodu je zřejmé i z Obr. 7.10, kde je zobrazeno porovnání rozložení indukce v řezu standardně vyráběného motoru a vzorku č. 3.

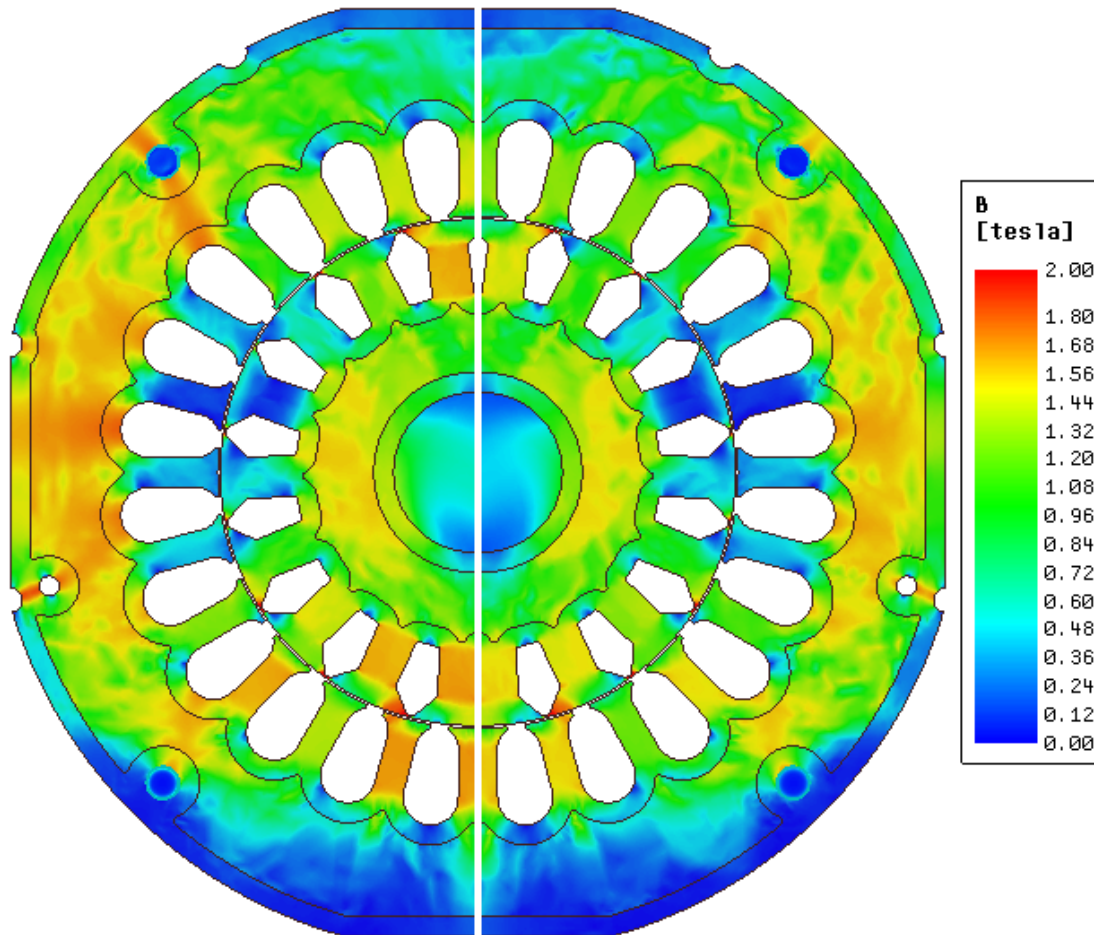
Tab. 7.4: Porovnání výsledků simulací standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 3 (druhý řádek tabulky).

n_k [min ⁻¹]	M [Nm]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	η_k [%]	ΔP_k [W]	B_δ [T]	B_{zs} [T]	B_{zr} [T]	B_{js} [T]	B_{jr} [T]
2844,7	2,07	1,372	0,821	78,9	165,0	0,478	1,795	1,657	1,796	1,502
2844,7	2,09	1,309	0,856	80,1	154,6	0,436	1,713	1,530	1,571	1,433

V Tab. 7.5 je vidět, že naměřená účinnost vzorku č. 3 při jmenovitém zatížení je o 1,0 % vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru. Celkové ztráty klesly o 10,2 W, tj. o 6,1 %. Snížily se především Joulovy ztráty ve vinutí statoru, ty klesly o 12,1 W, tj. o 14,6 %. Pokles těchto ztrát je způsoben snížením odporu statorového vinutí v důsledku snížení počtu závitů a zmenšením velikosti odebíraného proudu. Ten se snížil 0,061 A, tj. o 4,3 %. Joulovy ztráty v kleci se v podstatě nezměnily, naměřený rozdíl 0,1 W je velmi malý a může být značně ovlivněn chybou měření. Rotorový odpor je vyšší, protože jsou delší tyče, ale hustota proudu v tyčích klesla. Výsledkem je to, že Joulovy ztráty v kleci se v podstatě nezměnily. Ztráty v železe se podle výsledků měření zvýšily o 0,4 W, tj. o 1,3 %. I tento rozdíl je dost malý a může být značně ovlivněn chybou měření. Sycení magnetického obvodu je nižší, ale jeho objem je vyšší, výsledkem je mírný nárůst ztrát v železe. Mechanické ztráty se zvýšily o 0,3 W, což nijak nesouvisí s provedenými úpravami. Přídavné ztráty při zatížení se podle výsledků měření zvýšily o 1,2 W, tj. o 19,7 %. Účinnost se zvýšil, i když došlo k poklesu činného příkonu, což je způsobeno zvýšením magnetizační indukčnosti.

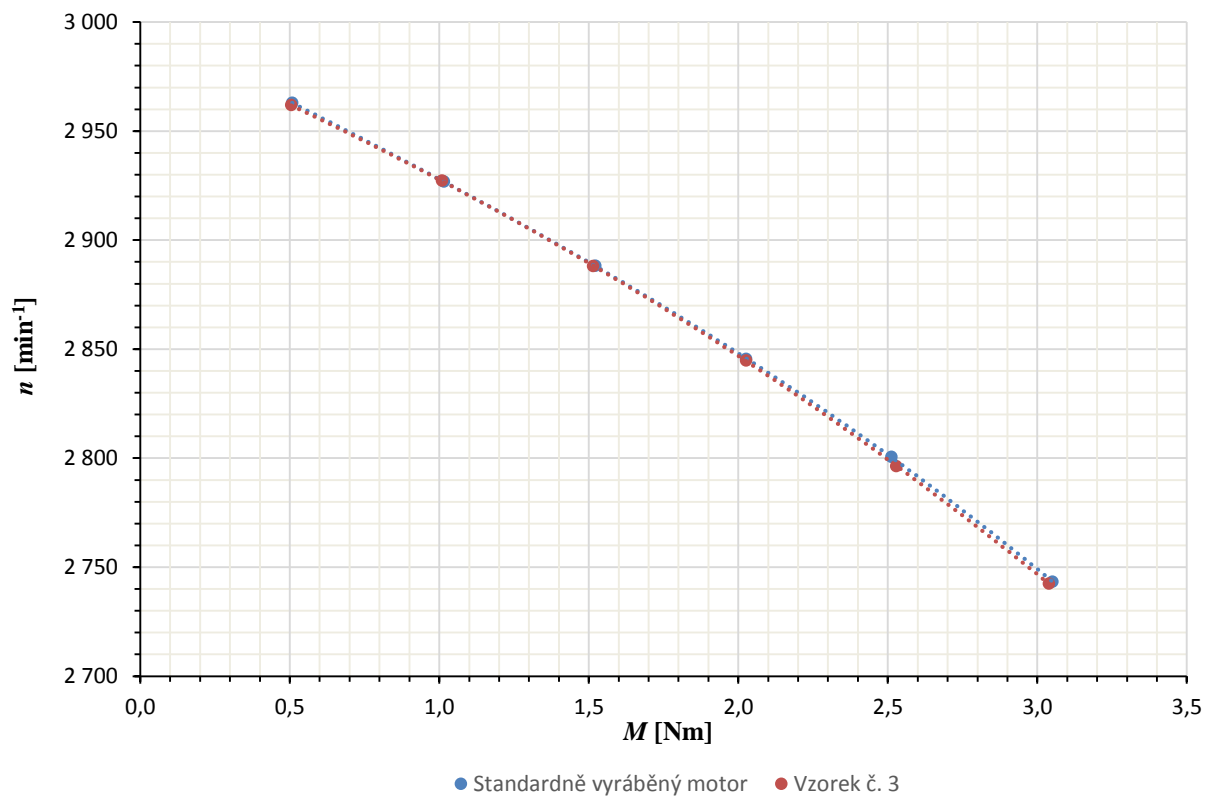
Tab. 7.5: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 3 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{1-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2846,6	1,342	0,817	759,3	79,4	156,1	70,5	30,6	33,8	13,9	7,3

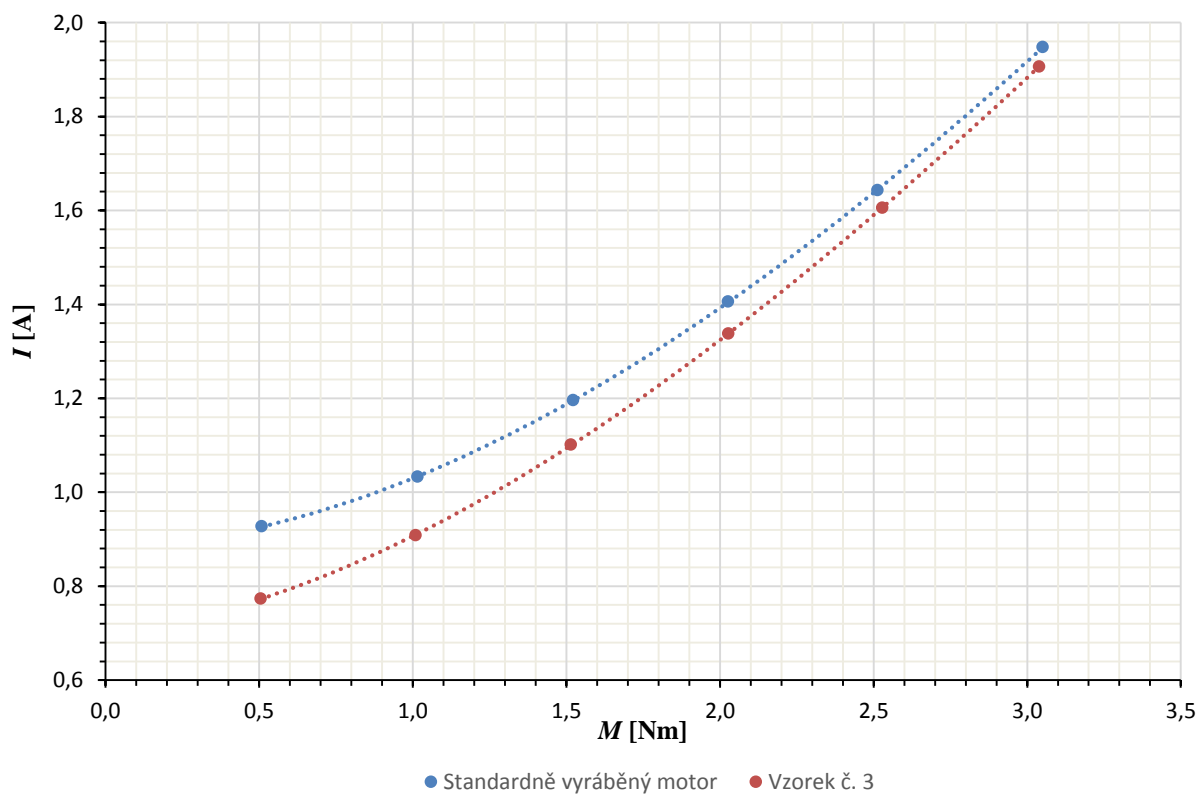


Obr. 7.10: Porovnání rozložení magnetické indukce v řezu standardně vyráběného motoru (vlevo) a vzorku č. 3 (vpravo).

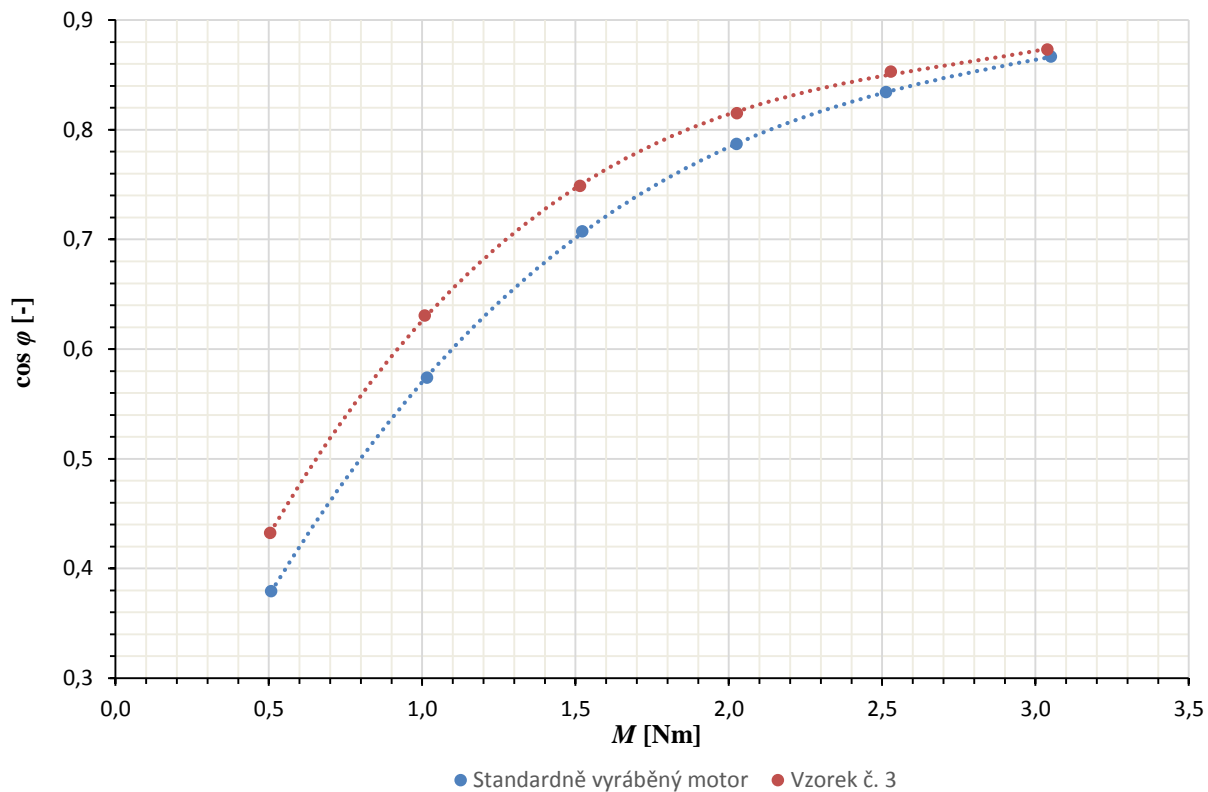
Jak je vidět na Obr. 7.11, momentová charakteristika vzorku č. 3 je v celém měřeném rozsahu shodná s momentovou charakteristikou standardně vyráběného motoru. To je způsobeno vhodným snížením počtu závitů při prodlouženém magnetickém obvodu. Proud je ve všech měřených bodech nižší, rozdíl se zvyšuje s klesající zátěží – viz Obr. 7.12. Účinník je ve všech měřených bodech vyšší, rozdíl se zvyšuje s klesající zátěží – viz Obr. 7.13. Zvyšující se rozdíl mezi proudy a účinníky při klesající zátěží je způsoben tím, že se zde více projevuje vliv nižšího sycení magnetického obvodu vzorku č. 3. Účinnost je ve všech měřených bodech vyšší, rozdíl se opět zvyšuje s klesající zátěží – viz Obr. 7.14. To je rovněž způsobeno tím, že se při nižších zátěžích více projevuje vliv nižšího sycení magnetického obvodu vzorku č. 3.



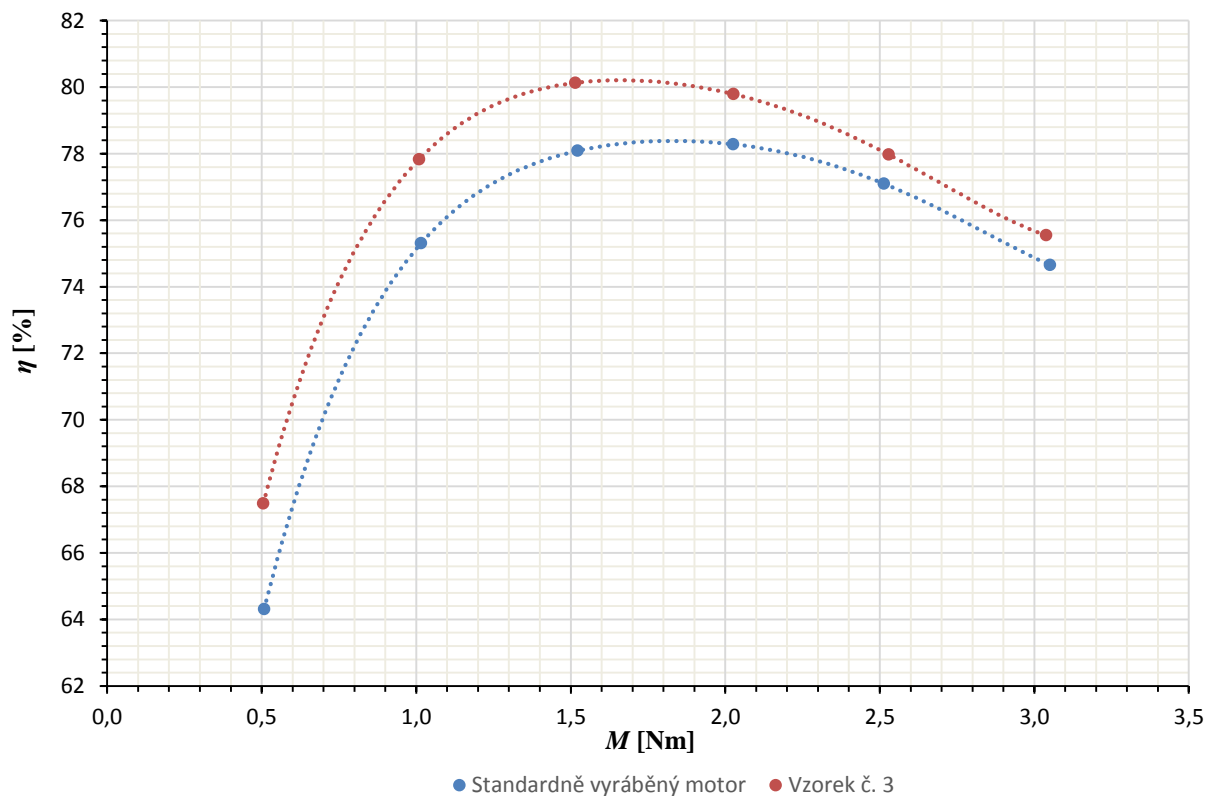
Obr. 7.11: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 3 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.12: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 3 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.13: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 3 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.14: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 3 a standardně vyráběného motoru.

7.4 Vzorek č. 4 – prodloužený magnetický obvod; snížený počet závitů; vyšší průměr vodiče statorového vinutí

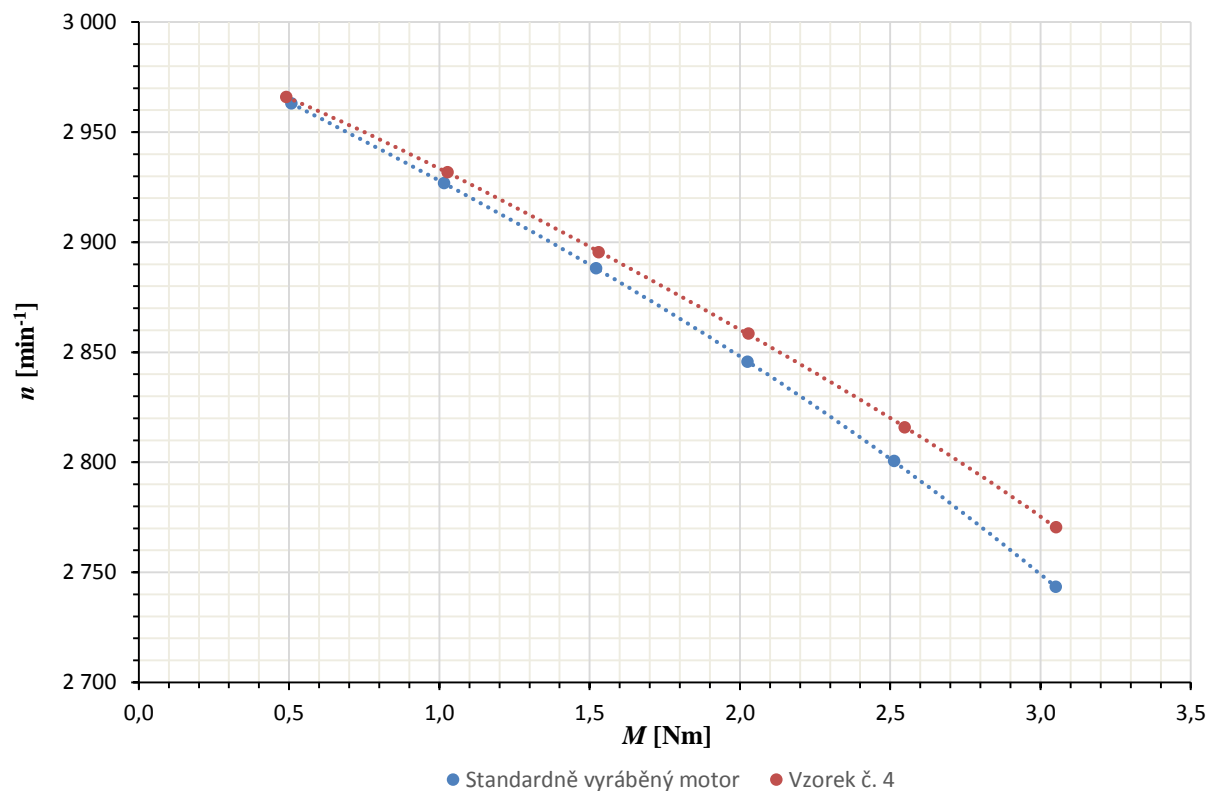
Tento vzorek motoru má magnetický obvod prodloužený stejným způsobem jako dva předešlé vzorky, snížený počet závitů cívek statorového vinutí a výrazně zvýšený průměr vodiče statorového vinutí.

V Tab. 7.6 je vidět, že účinnost tohoto vzorku při jmenovitém zatížení se oproti standardně vyráběnému motoru zvýšila o 2,9 %. Celkové ztráty klesly o 25,9 W, tj. o 15,6 %. Nejvíce se změnila Joulovy ztráty ve vinutí statoru, ty klesly o 26,4 W, tj. o 31,9 %. To je způsobeno především značným snížením odporu statorového vinutí a svůj podíl na snížení těchto ztrát má i snížení proudu. Ten klesl o 0,041 A, tj. o 2,9 %. Ztráty v železe se mírně zvýšily, vzrostly o 0,9 W, tj. o 3,0 %. Vzhledem ke zvětšení délky a tedy i objemu magnetického obvodu o více než 16 % a pouze malému nárůstu ztrát v železe je sycení magnetického obvodu tohoto vzorku zřejmě menší než sycení magnetického obvodu standardně vyráběného motoru. Joulovy ztráty v kleci klesly (i přesto, že tyče jsou delší a mají tedy vyšší odpor) o 2,3 W, tj. o 6,8 %. Snížení těchto ztrát souvisí se zvýšením otáček, ty se zvýšily o 11,4 min⁻¹. Mechanické ztráty se zvýšily o 0,3 W, což nesouvisí s provedenými úpravami. Přídavné ztráty při zatížení se zvýšily o 1,5 W, tj. o 24,6 %. Účinník se mírně zvýšil (i když se díky snížení celkových ztrát snížil činný příkon motoru) což souvisí s nižším sycením magnetického obvodu.

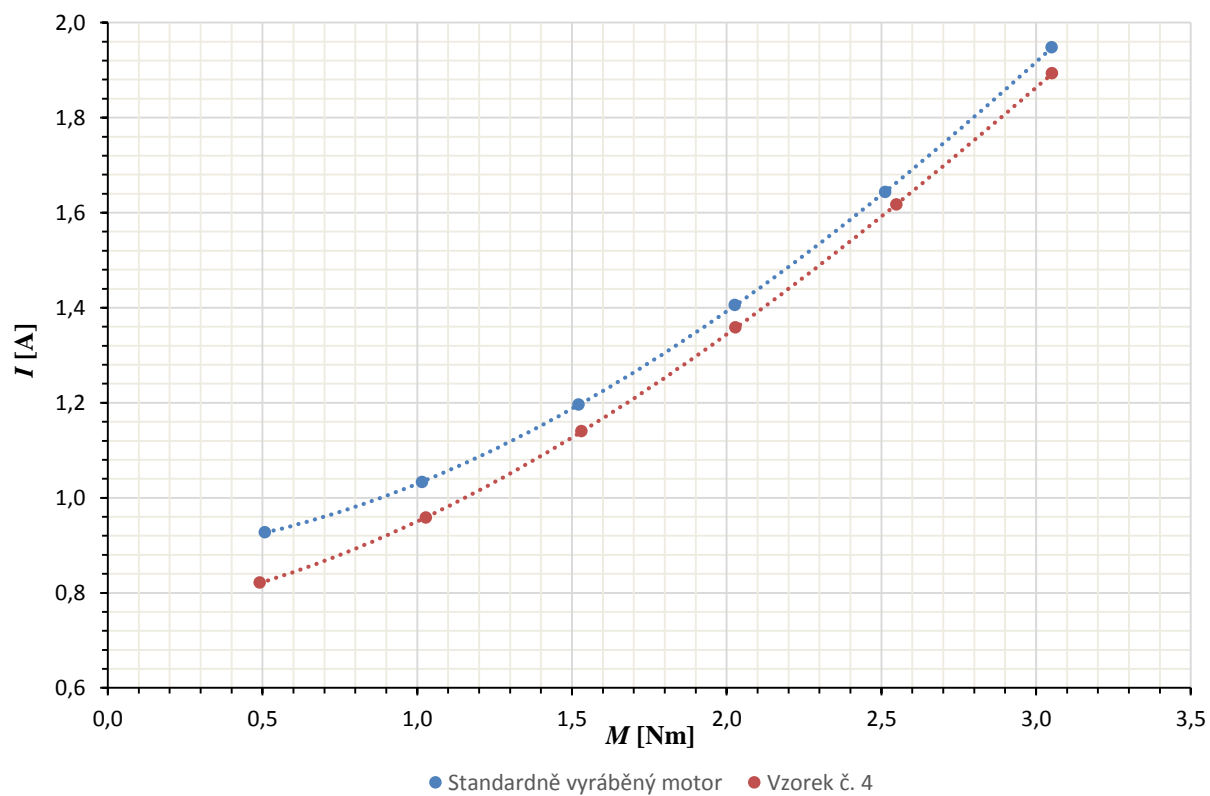
Tab. 7.6: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 4 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{l-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2856,1	1,362	0,795	749,1	81,3	140,4	56,2	31,1	31,6	13,9	7,6

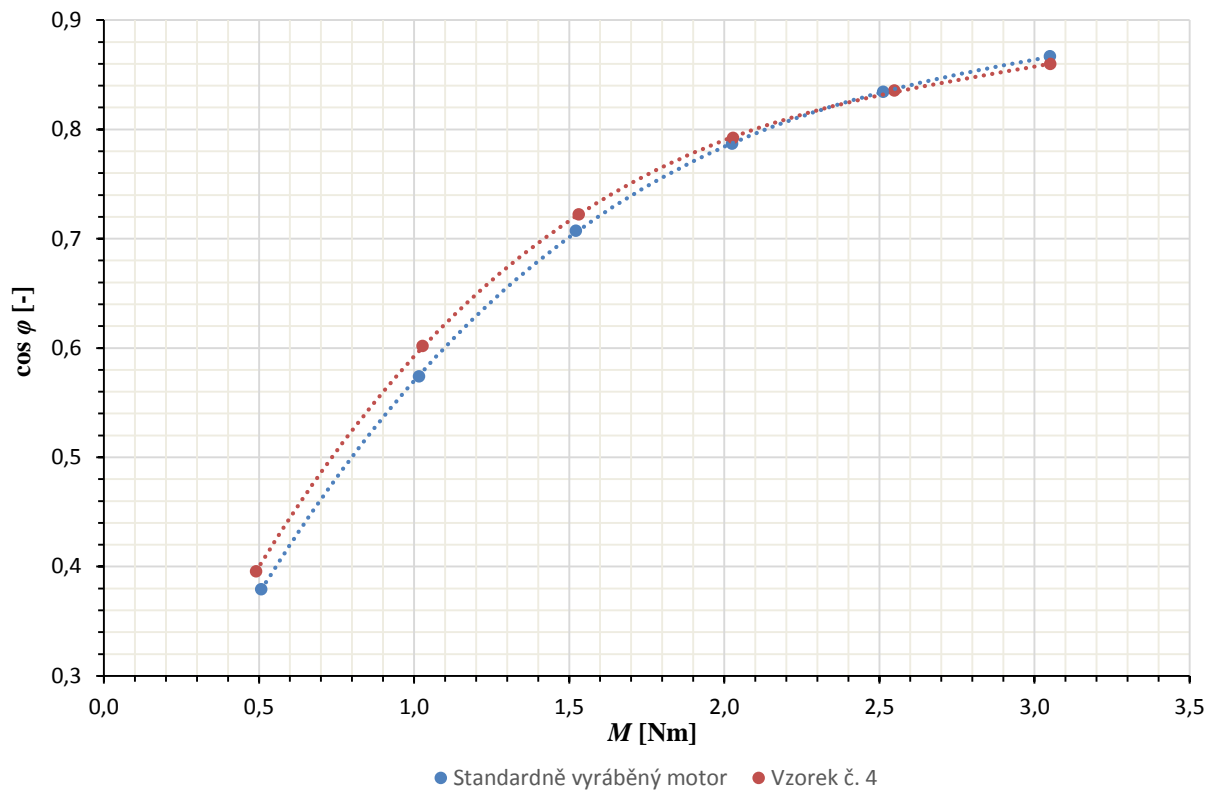
Na Obr. 7.15 je vidět, že otáčky tohoto vzorku klesají se zatížením pomaleji než otáčky standardně vyráběného motoru. To je způsobeno axiálním prodloužením aktivních částí stroje. Indukce ve vzduchové mezeře je zřejmě nižší než v případě standardně vyráběného motoru (čemuž nasvědčuje porovnání velikostí ztrát v železe při jmenovitém zatížení uvedené výše). Proud je ve všech měřených bodech nižší, rozdíl se zvětšuje s klesající zátěží – viz Obr. 7.16. Účinník je pro vyšší zatížení téměř shodný s účinníkem standardně vyráběného motoru, pro nižší zatížení je vyšší – viz Obr. 7.17. To, stejně jako zvětšující se rozdíl mezi proudy s klesající zátěží, souvisí s tím, že při malých zátěžích se více projevuje nižší sycení tohoto vzorku. Účinnost je ve všech měřených bodech vyšší – viz Obr. 7.18.



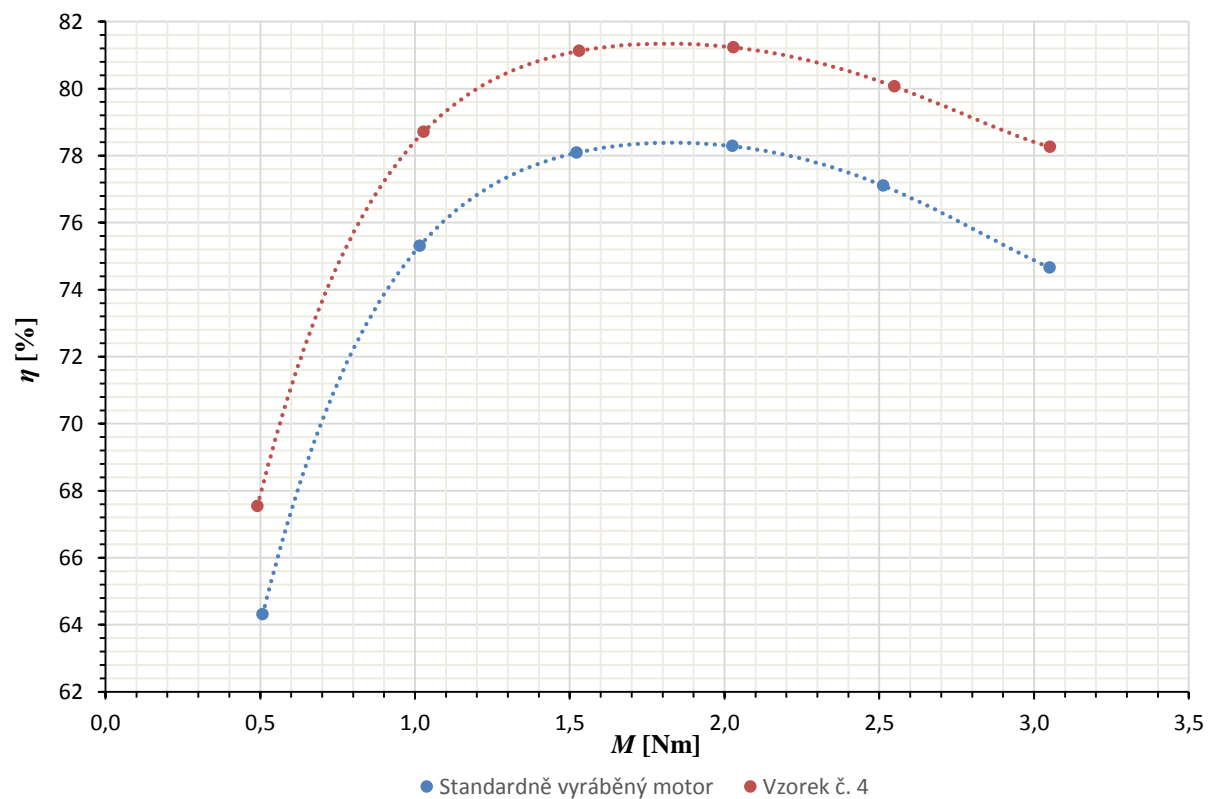
Obr. 7.15: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 4 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.16: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 4 a standardně vyráběného motoru.



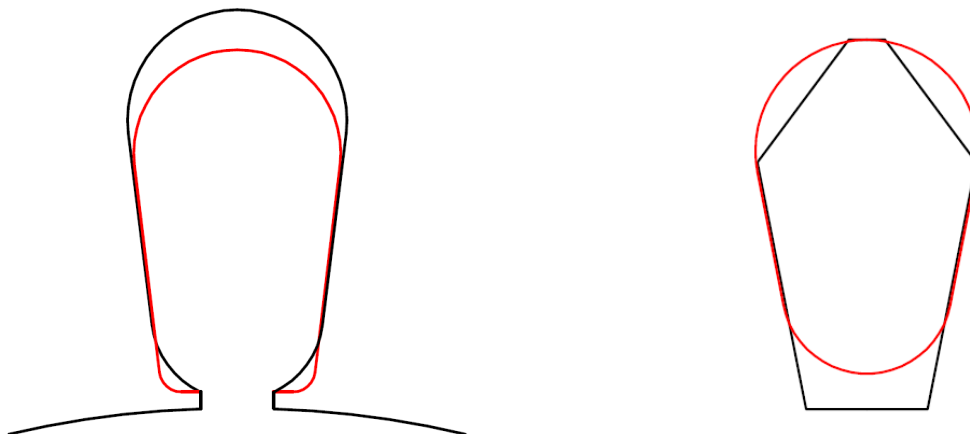
Obr. 7.17: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 4 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.18: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 4 a standardně vyráběného motoru.

7.5 Vzorek č. 5 – optimalizovaný tvar drážek; vyšší průměr vodiče statorového vinutí

Tento vzorek má statorové i rotorové drážky optimalizovány z hlediska účinnosti a mírně zvýšený průměr vodiče statorového vinutí. Pro optimalizaci byl použit genetický algoritmus pracující s celými čísly naprogramovaný podle [59]. Celá optimalizace byla provedena díky možnosti propojení programů Matlab a Maxwell. Vlastní genetický algoritmus běžel v programu Matlab, kde probíhalo ohodnocování, křížení a mutace jednotlivých řešení (podrobnosti o fungování použitého genetického algoritmu jsou dostupné v [59]). Každá sada parametrů, definující tvar drážek, byla odeslána do programu Maxwell, kde proběhl výpočet vlastností motoru s danými drážkami a výsledky byly odeslány zpět do programu Matlab. Provádět všechny výpočty metodou konečných prvků by bylo časově značně náročné, proto byl využit RMxprt, což je součást programu Maxwell, která slouží k analytickému výpočtu elektrických točivých strojů. Tvar drážek se zde definuje pomocí několika parametrů – viz Obr. 4.1. Výhodou požití RMxprtu je značné zkrácení doby výpočtů. Nevýhodou je to, že výsledky získané z RMxprtu jsou méně přesné, než výsledky získané simulacemi metodou konečných prvků. Výsledky získané z RMxprtu tedy bylo nutné průběžně ověřovat simulacemi metodou konečných prvků. I tak však došlo k výrazné časové úspoře. Optimalizován byl pouze tvar drážek (statorových i rotorových), ostatní parametry stroje (např. délka magnetického obvodu nebo tvar kruhů klece) nebyly v průběhu optimalizace měněny a byly (s výjimkou průměru vodiče statorového vinutí, který se zvýšil) stejné jako u standardně vyráběného motoru. Hlavním cílem optimalizace bylo dosažení co nejvyšší účinnosti, přitom nesmělo být překročeno maximální přípustné plnění statorové drážky a momentová charakteristika v pracovní oblasti by se neměla výrazně změnit. Výsledné, optimalizované drážky jsou v porovnání s původními na Obr. 7.19. Plocha statorové drážky se zmenšila o 13,1 %, plocha rotorové drážky se zvětšila o 1,4 %. Statorový zub se mírně rozšířil, rotorový je naopak o trochu užší. Z Obr. 7.19 je zřejmé že statorové i rotorové jho se rozšířilo.



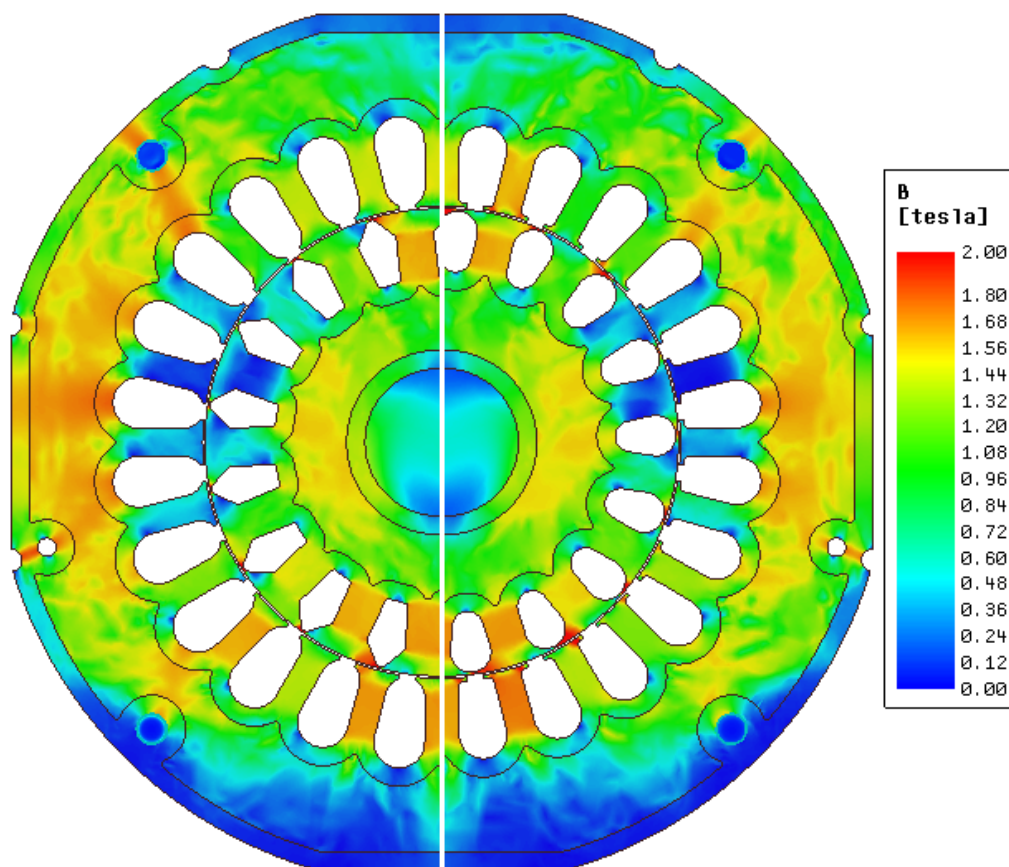
Obr. 7.19: Porovnání původního (černě) a optimalizovaného (červeně) tvaru statorových (vlevo) a rotorových drážek (vpravo).

V Tab. 7.7 jsou porovnány výsledky simulací metodou konečných prvků vzorku s optimalizovaným tvarem drážek a standardně vyráběného motoru. Simulace byly provedeny tak, že do modelu byly nastaveny konstantní otáčky, které odpovídají jmenovitému zatížení standardně vyráběného motoru a ostatní veličiny byly dopočítány. Podle výsledků simulací by se účinnost měla zvýšit o 1,8 %, proud by měl klesnout, účinník by se měl zvýšit a moment, odpovídající daným otáčkám, by se měl mírně zvýšit. Dále je zde vidět, že podle výsledků simulací by mělo dojít k mírnému zvýšení indukce ve vzduchové mezeře B_δ , což je způsobeno nižším úbytkem napětí na statorovém vinutí. Nejvyšší střední indukce v zubu statoru B_{zs} se mírně snížila, což je způsobeno zvětšením šířky zuby. Nejvyšší střední indukce v rotorovém zubu B_{zr} se zvýšila, což je způsobeno snížením šířky zuby a zvýšením indukce ve vzduchové mezeře. Nejvyšší střední indukce v nejméně syceném místě statorového i rotorového jha (B_{js} a B_{jr}) se snížila, což je způsobeno zvětšením jejich šířek. Snížení indukce v magnetickém obvodu motoru s optimalizovanými drážkami (s výjimkou rotorových zubů) je zřejmé i z Obr. 7.20, kde je porovnání rozložení magnetické indukce v řezu standardně vyráběného motoru a vzorku s optimalizovanými drážkami. Je zde také vidět, že se rozšířily oblasti s vysokým sycením blízko vzduchové mezery. To je způsobeno novým tvarem drážek, jejichž plocha je více soustředěna směrem ke vzduchové mezeře – viz Obr. 7.19. Podle výsledků simulací by se to na vlastnostech motoru nemělo nijak výrazně projevit. Momentová charakteristika vzorku s optimalizovanými drážkami by se v pracovní oblasti neměla výrazně lišit od momentové charakteristiky standardně vyráběného motoru – viz Obr. 7.21. Otáčky vzorku s optimalizovaným tvarem drážek by se měly se zátěží zmenšovat pomaleji, což je způsobeno odlišným tvarem drážek (Obr. 7.19) a také mírným zvýšením indukce ve vzduchové mezeře (Tab. 7.7).

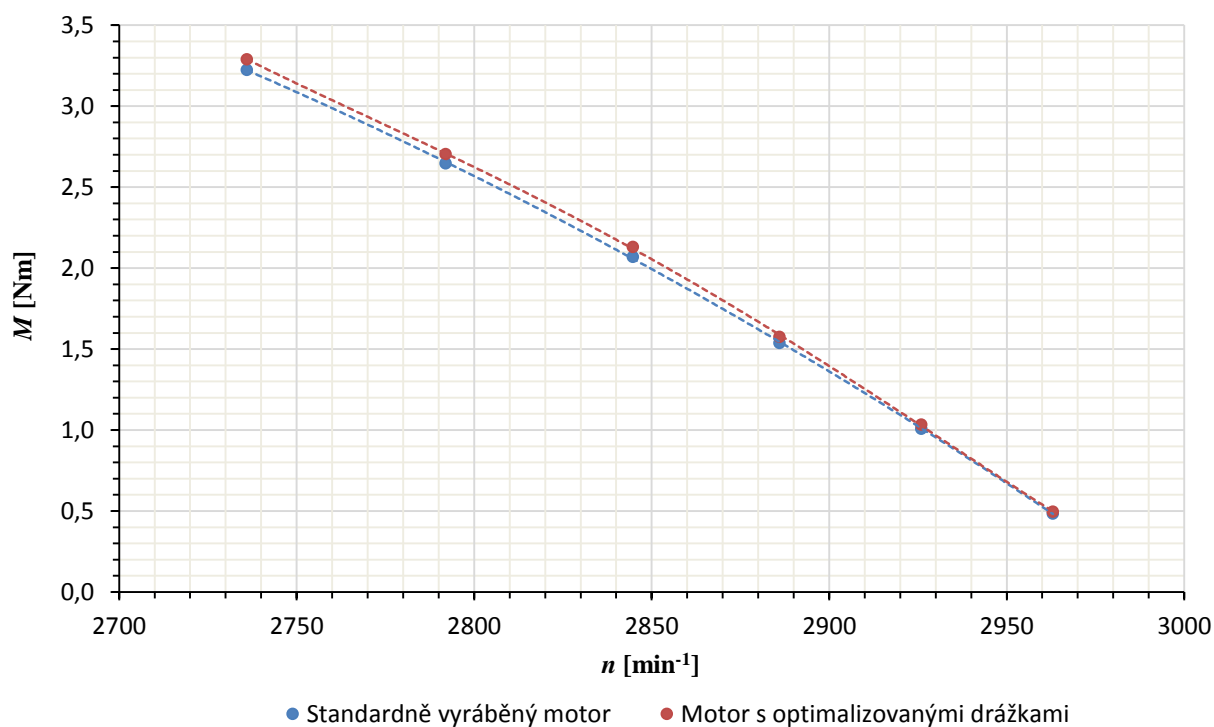
Při simulacích tohoto vzorku bylo předpokládáno, že tvar plechů magnetického obvodu s výjimkou drážek bude stejný jako u standardně vyráběného motoru a statorový svazek bude také nýtován. Rovněž bylo předpokládáno, že plechy budou vystřiženy stejně jako plechy standardně vyráběného motoru. To znamená, že budou také obsahovat oblasti podél hran se stříháním ovlivněnými vlastnostmi a že vliv stříhání bude v obou případech stejný. Většina těchto předpokladů však při výrobě vzorku nebyla splněna. Plechy pro tento vzorek nebyly vystřiženy (vyrábět prostříhovadlo jen pro výrobu jednoho vzorku by bylo příliš nákladné), ale vyrobeny metodou elektroerozivního obrábění. Tento způsob výroby se pro plechy elektrických strojů obvykle nepoužívá. Z dostupné literatury tedy není známo, jak tento způsob výroby plechů ovlivňuje jejich vlastnosti. Vnější tvar statorových plechů tohoto vzorku nebyl obroben do stejné podoby, jako má standardně vyráběný motor. Kvůli urychlení výroby byl ponechán kulatý. Magnetický obvod má tedy stejný tvar jako model A na Obr. 5.3, s tím rozdílem, že navíc obsahuje čtyři otvory pro nýty (a pochopitelně má jiný tvar drážek). Statorový svazek tohoto vzorku byl, stejně jako statorový svazek standardně vyráběného motoru, snýtován. Uvedené rozdíly komplikují vyhodnocení vlivu optimalizovaných drážek.

Tab. 7.7: Porovnání výsledků simulací standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku s optimalizovaným tvarem drážek (druhá řádek tabulky).

n_k [min ⁻¹]	M [Nm]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	η_k [%]	ΔP_k [W]	B_δ [T]	B_{zs} [T]	B_{zr} [T]	B_{js} [T]	B_{jr} [T]
2844,7	2,07	1,372	0,821	78,9	165,0	0,478	1,795	1,657	1,796	1,502
2844,7	2,13	1,353	0,841	80,7	152,3	0,482	1,784	1,705	1,679	1,306



Obr. 7.20: Porovnání rozložení magnetické indukce v řezu standardně vyráběného motoru (vlevo) a vzorku s optimalizovaným tvarem drážek (vpravo).



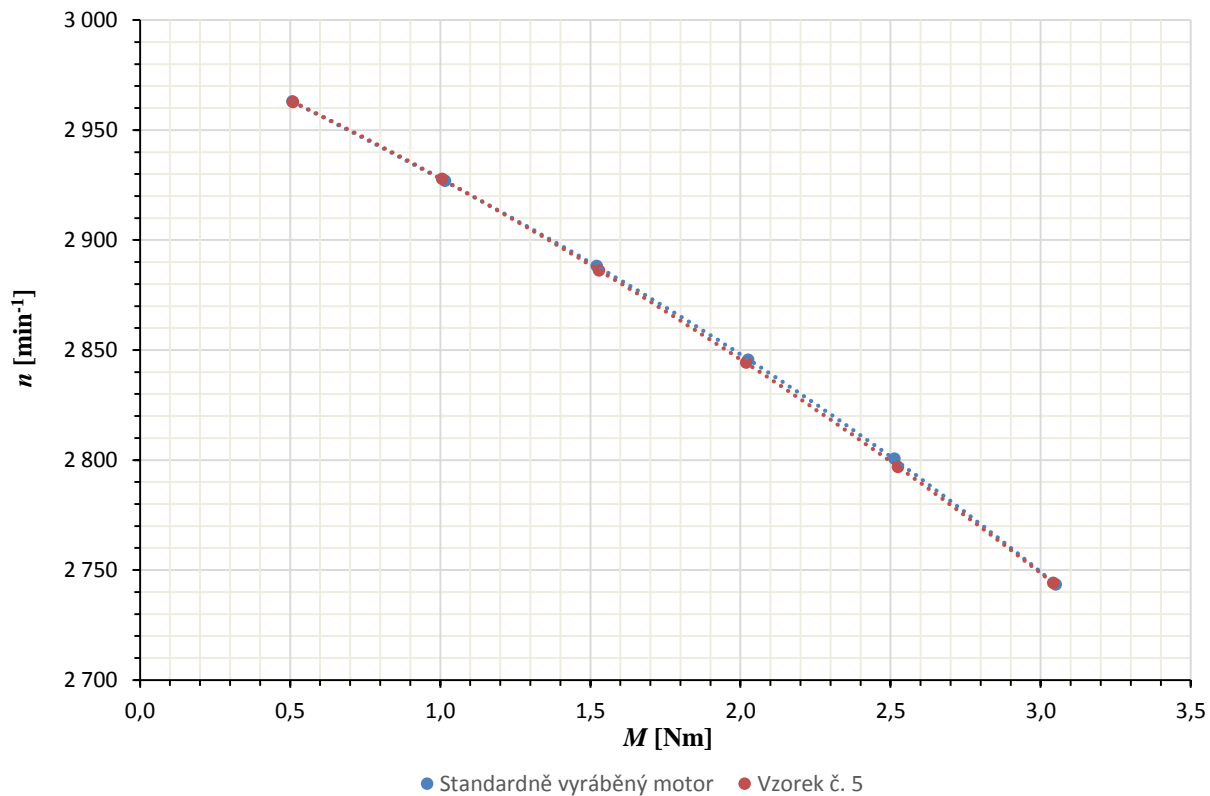
Obr. 7.21: Předpokládaný tvar momentové charakteristiky vzorku s optimalizovanými drážkami v porovnání s momentovou charakteristikou standardně vyráběného motoru – výsledky simulací.

Jak ukazuje Tab. 7.8, účinnost tohoto vzorku motoru je při jmenovitém zatížení o 1,6 % vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru. Celkové ztráty se snížily o 15,4 W, tj. o 9,3 %. Nejvýrazněji se změnila Joulovy ztráty ve vinutí statoru, klesly o 19,7 W, tj. o 23,8 %. Tyto ztráty klesly díky snížení statorového odporu a především díky snížení proudu, ten klesl o 0,081 A, tj. o 5,8 %. To je více než předpovídaly výsledky simulací, podle nich by se měl proud snížit o přibližně 1,3 %. Rozdíl mezi výsledky simulací a měření je pravděpodobně způsoben tím, že elektroerozivní obrábění má na BH křivku materiálu méně negativní vliv než stříhání, které bylo předpokládáno při simulacích. Vliv má i rozdílný vnější tvar statorových plechů, ale významnější je zřejmě vliv odlišné technologie výroby (vlivem technologie výroby a tvaru plechů se zabývá kapitola 5). Ztráty v železe se zvýšily o 4,3 W, tj. o 14,2 %. Není jasné, proč k tomuto navýšení došlo. Podle očekávání by měly ztráty v železe naopak klesnout. Sycení všech částí, s výjimkou rotorových zubů, je nižší – viz Tab. 7.7. Celkový objem rotorových zubů je však nižší, protože jsou kratší (viz Obr. 7.19 a Obr. 7.20). Objem jha rotoru i statoru je vyšší, ale jejich sycení je nižší (viz Obr. 7.19, Tab. 7.7 a Obr. 7.20). Vlivem tvaru drážek se zvětšily oblasti s vysokým sycením blízko vzduchové mezery, ale jejich objem je stále malý (viz Obr. 7.20). Zvýšení ztrát v železe může být, alespoň částečně ovlivněno rozdílnou technologií výroby plechů. Joulovy ztráty v rotoru se prakticky nezměnily, rozdíl 0,1 W je velmi malý a může být značně ovlivněn chybou měření. Otáčky by se měly, podle očekávání, zvýšit výrazněji, než ukazují výsledky měření (naměřený rozdíl $0,5 \text{ min}^{-1}$ je zcela zanedbatelný). To, že k tomu nedošlo, může být způsobeno vadami při odlévání klece s novým tvarem tyčí. Tím by byl ovlivněn rotorový odpor, což by kromě snížení otáček vedlo ke zvýšení Joulových ztrát v kleci. Mechanické ztráty ani přídatné ztráty při zatížení se v podstatě nezměnily, rozdíl 0,1 W je velmi malý a může být značně ovlivněn chybou měření. Účinník se zvýšil, což je způsobeno zvětšením magnetizační indukčnosti v důsledku změn tvaru magnetického obvodu a zřejmě i rozdílným vlivem použité technologie výroby plechů na jejich vlastnosti.

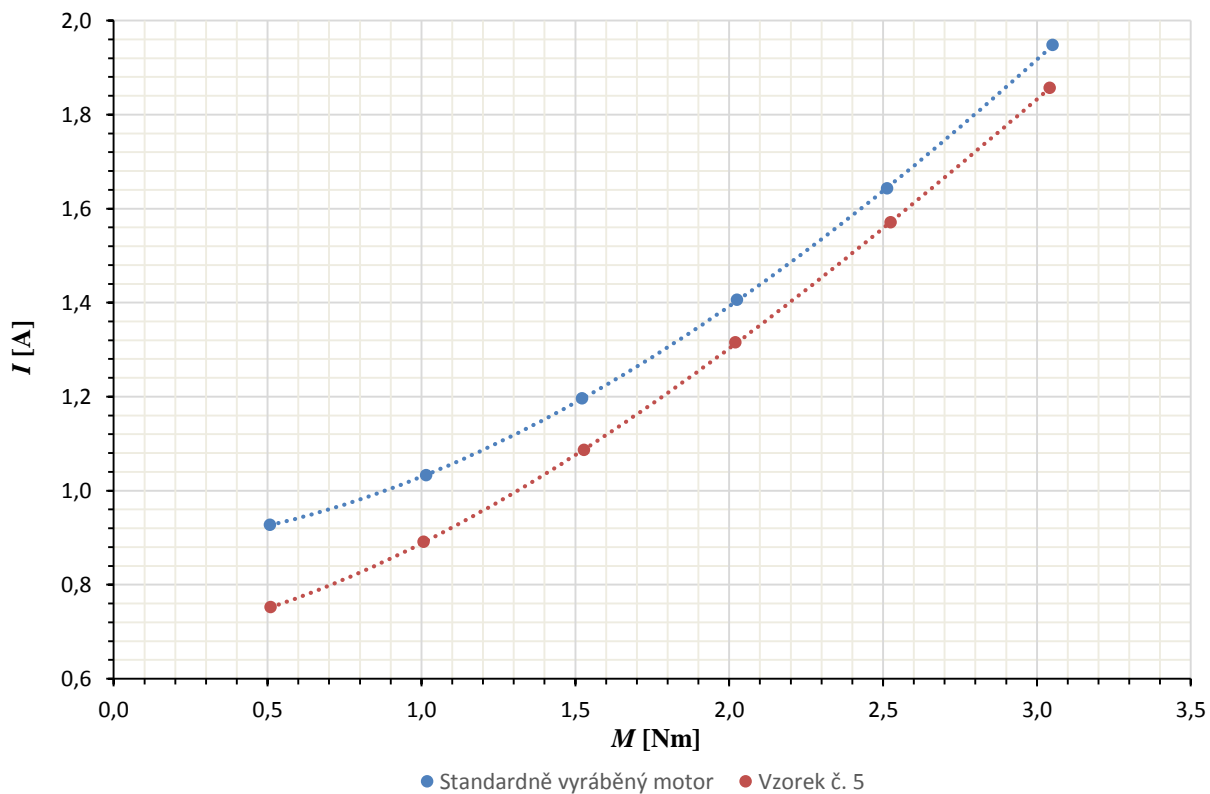
Tab. 7.8: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 5 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min^{-1}]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2845,2	1,322	0,820	753,3	80,0	150,9	62,9	34,5	34,0	13,5	6,0

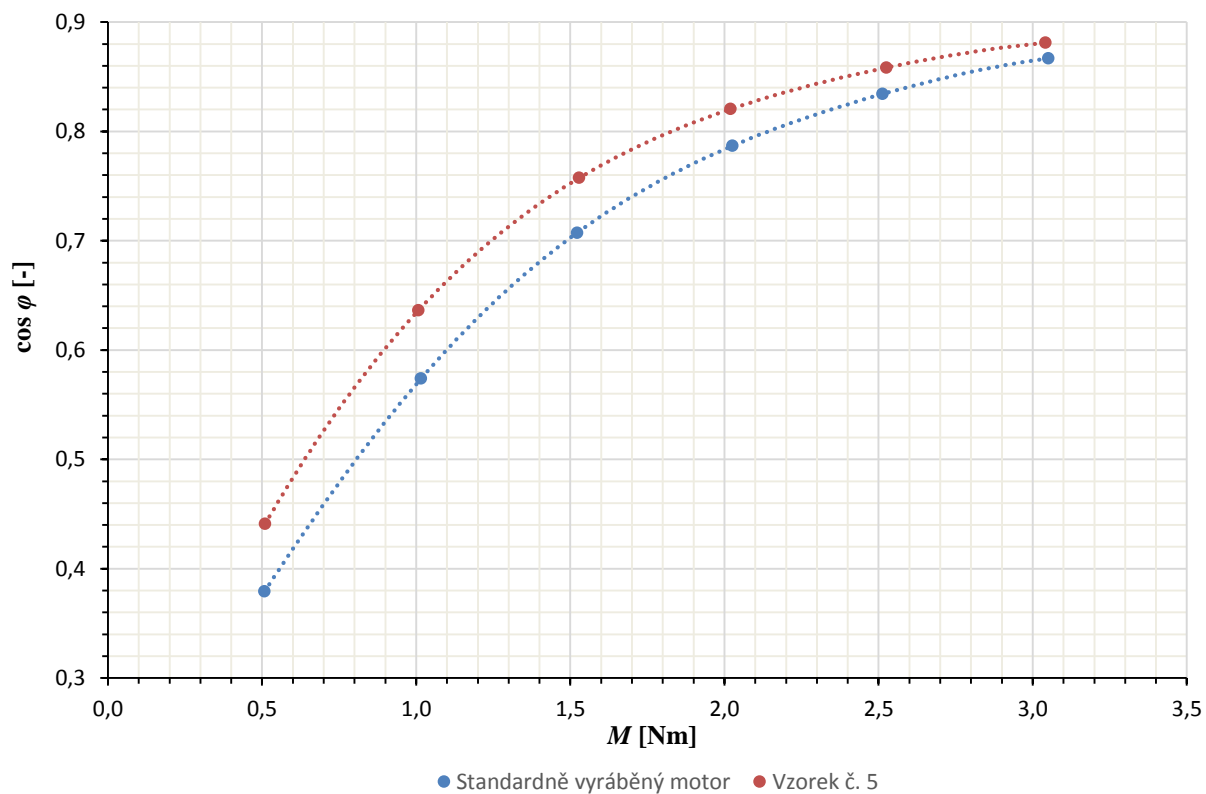
Na Obr. 7.22 je vidět, že momentová charakteristika tohoto vzorku je v celém měřeném úseku shodná s momentovou charakteristikou standardně vyráběného motoru. Podle očekávání by se otáčky tohoto vzorku měly se vzrůstající zátěží snižovat méně než v případě standardně vyráběného motoru – viz Obr. 7.21. Předpokládané rozdíly však nejsou nijak výrazné a mohou být snadno ovlivněny různou kvalitou odlití klece a s tím související změnou rotorového odporu. Proud je ve všech měřených bodech nižší, rozdíl se zvyšuje s klesající zátěží – viz Obr. 7.23. To je způsobeno především tím, že vyšší magnetizační indukčnost tohoto vzorku se výrazněji projevuje při nižších zátěžích. Účinník je ve všech měřených bodech vyšší, rozdíl se zvyšuje s klesající zátěží – viz Obr. 7.24. To je opět ovlivněno vyšší magnetizační indukčností tohoto vzorku. Účinnost je ve všech měřených bodech vyšší, rozdíl se zvyšuje s klesající zátěží – viz Obr. 7.25. I to je ovlivněno vyšší magnetizační indukčností, která se více projevuje při nižších zátěžích.



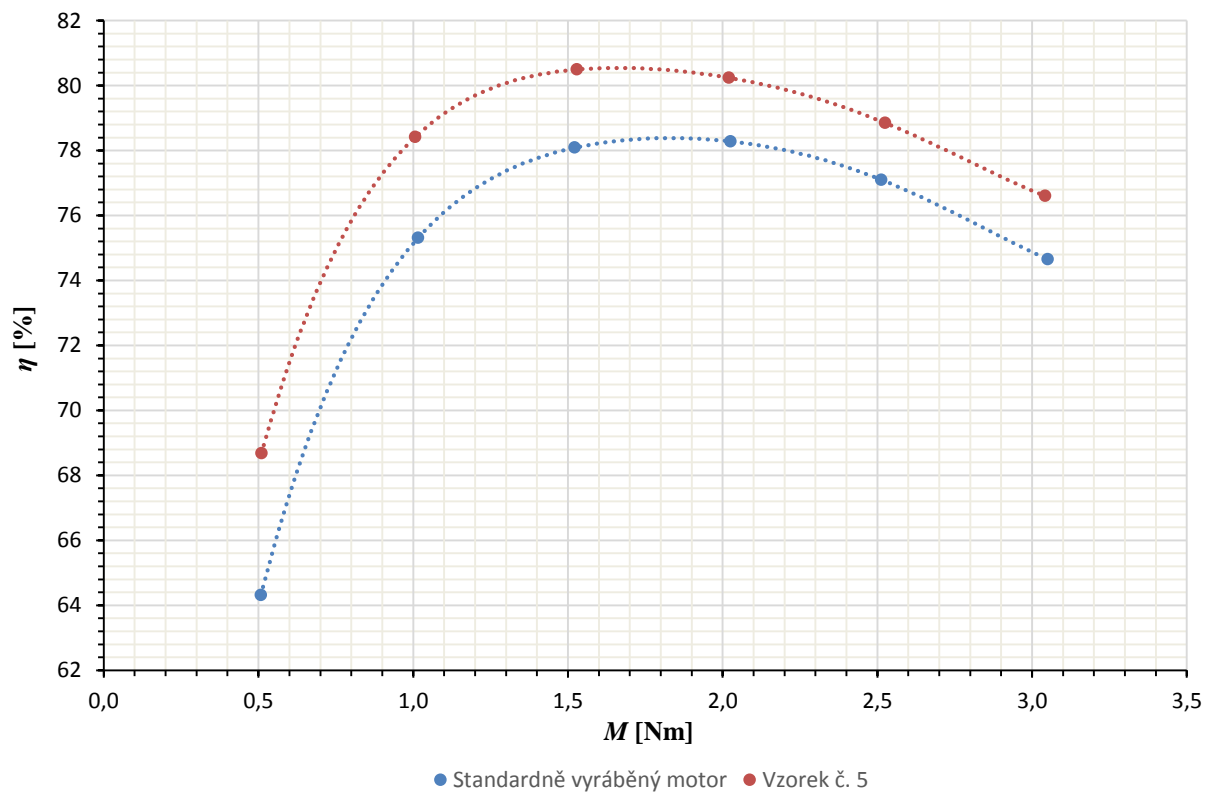
Obr. 7.22: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 5 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.23: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 5 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.24: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 5 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.25: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 5 a standardně vyráběného motoru.

7.6 Vzorek č. 6 – měděná klec

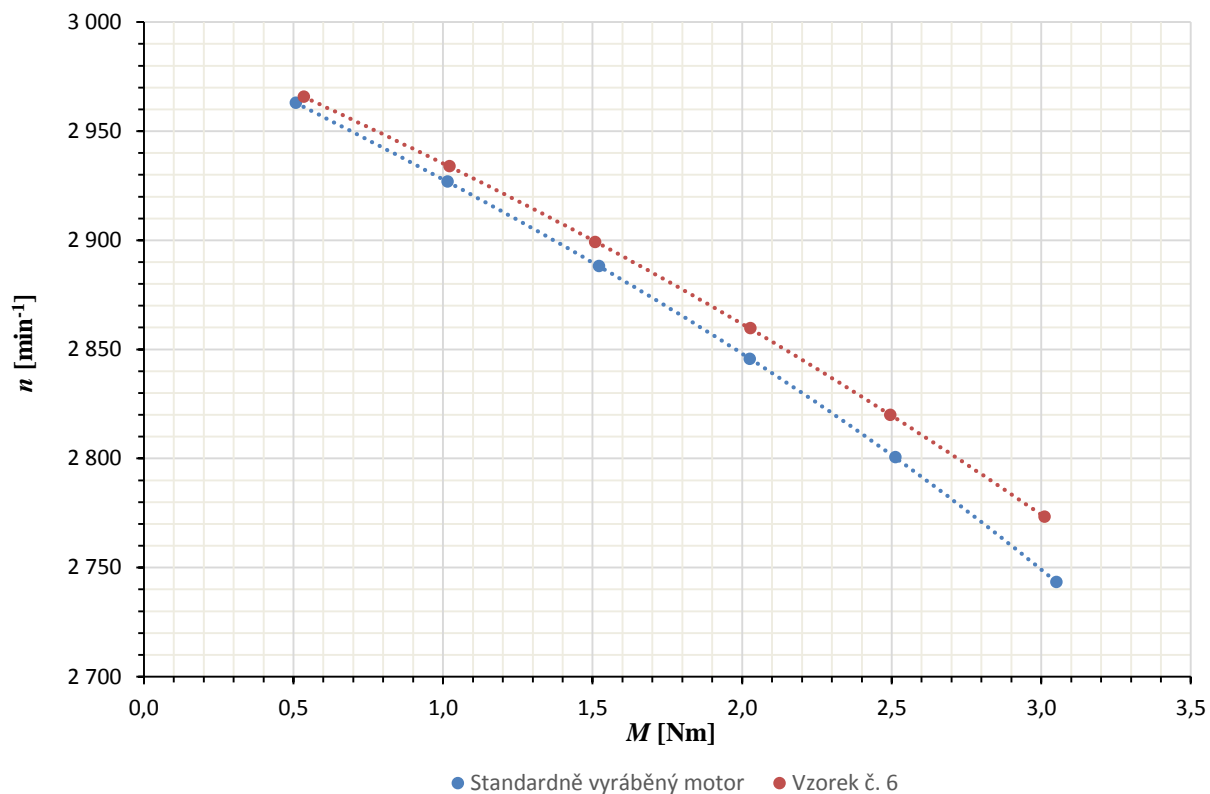
Klec tohoto vzorku motoru je vyrobena z mědi. Není odlita, ale vyrobena svařením jednotlivých měděných částí. Vzhledem ke způsobu výroby, mají tyče měděné klece o něco menší průřez, než tyče klece standardně vyráběného motoru odlité z hliníku. Stator tohoto vzorku je totožný se státorem standardně vyráběného motoru.

Jak je vidět v Tab. 7.9, účinnost tohoto vzorku se při jmenovitém zatížení oproti standardně vyráběnému motoru snížila o 0,6 %. Celkové ztráty vzrostly o 6,9 W, tj. o 4,1 %. Nejvíce se změnilo ztráty v železe, ty vzrostly o 6,3 W, tj. o 20,9 %. Joulové ztráty ve vinutí statoru se také zvýšily. Vzrostly o 4,2 W, tj. o 5,1 %. Zvýšení těchto ztrát je způsobeno zvýšením proudu, ten se zvětšil o 0,039 A, tj. o 2,8 %. Naopak Joulové ztráty v kleci klesly. Snížily se o 3,3 W, tj. o 9,7 %. Ke snížení těchto ztrát došlo díky nižšímu rotorovému odporu. Nižší rotorový odpor se také projevuje zvýšením otáček, ty vzrostly o 14,4 min⁻¹. Mechanické ztráty jsou nižší o 0,5 W, což nesouvisí s použitím měděné kotvy. Přídavné ztráty při zatížení se podle výsledků měření nezměnily. Účinník se zmenšil.

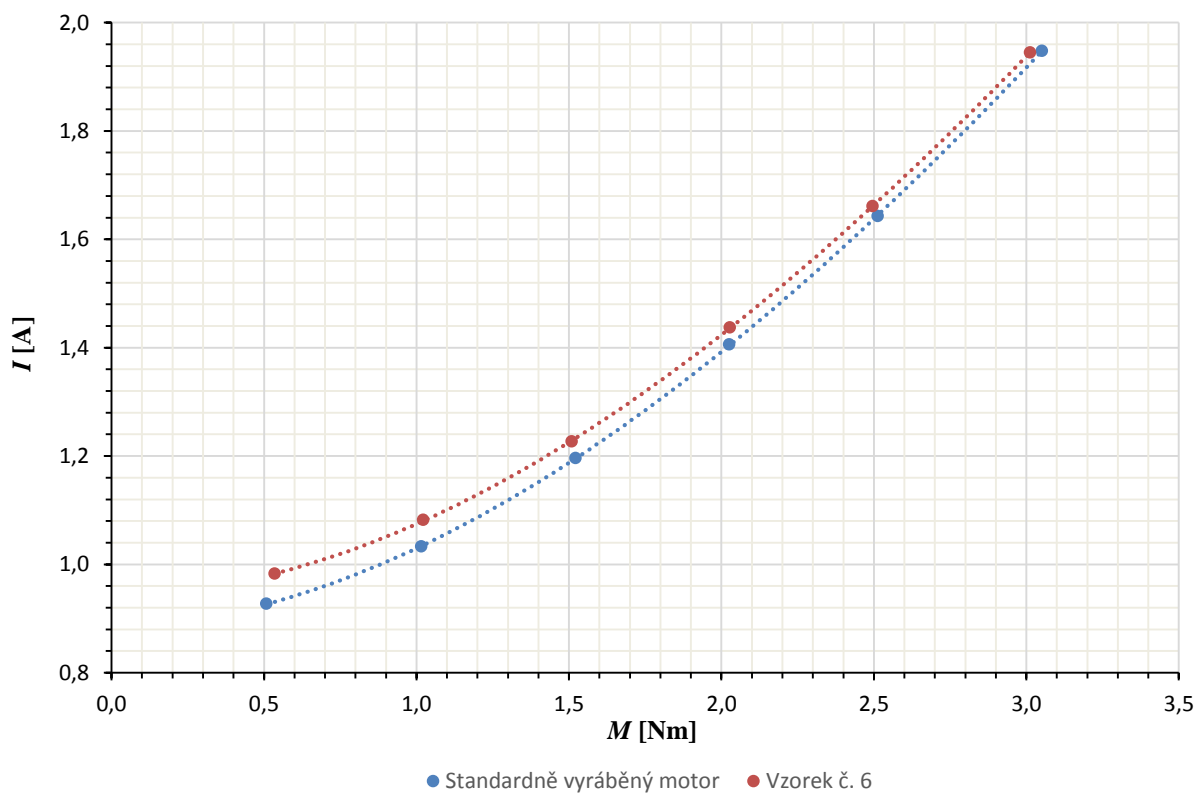
Tab. 7.9: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 6 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2859,1	1,442	0,776	779,7	77,8	173,2	86,8	36,5	30,6	13,1	6,1

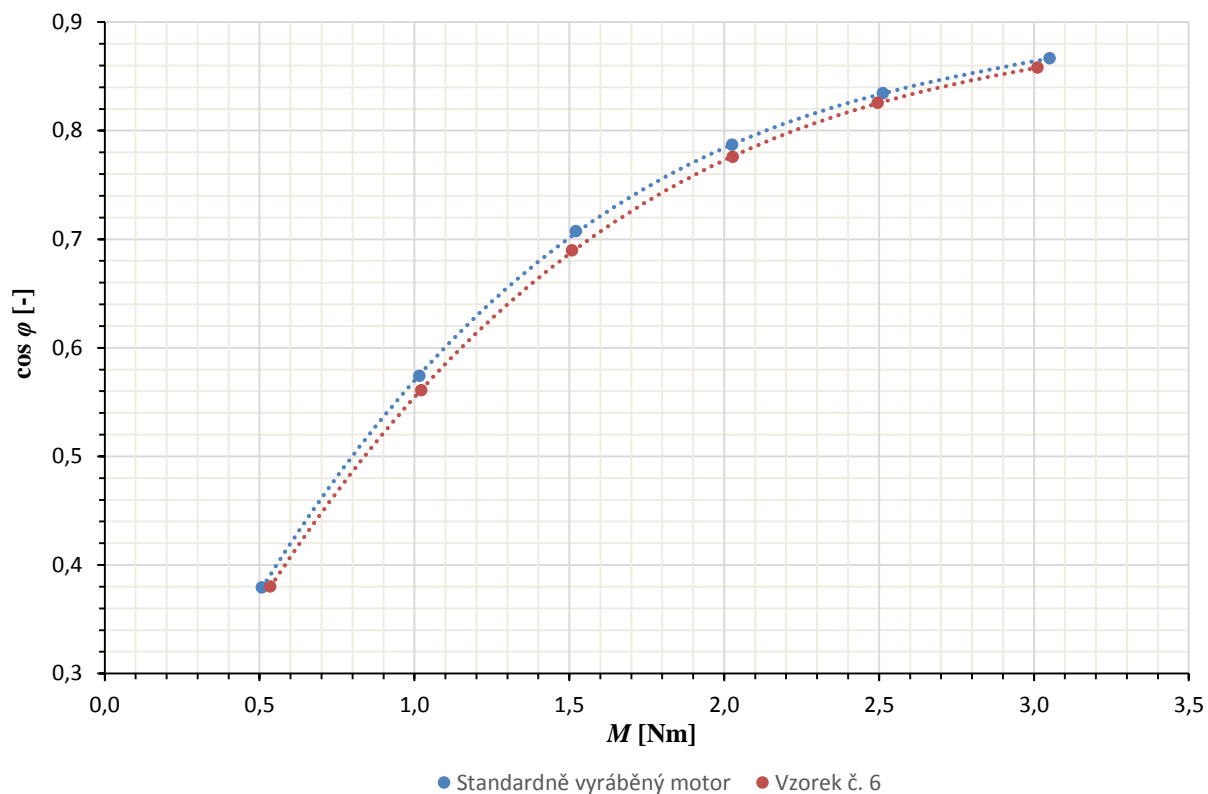
Na Obr. 7.26 je vidět, že použití měděné klece způsobilo změnu momentové charakteristiky. Otáčky tohoto vzorku klesají se vzrůstající zátěží pomaleji než otáčky standardně vyráběného motoru, což je způsobeno snížením rotorového odporu. Proud je ve všech měřených bodech vyšší. Rozdíl mezi proudy se zvyšuje s klesající zátěží (Obr. 7.27). Účinník je ve všech měřených bodech nižší (Obr. 7.28). Účinnost je ve všech měřených bodech s výjimkou bodu s největší zátěží téměř stejná nebo nižší než účinnost standardně vyráběného motoru (Obr. 7.28).



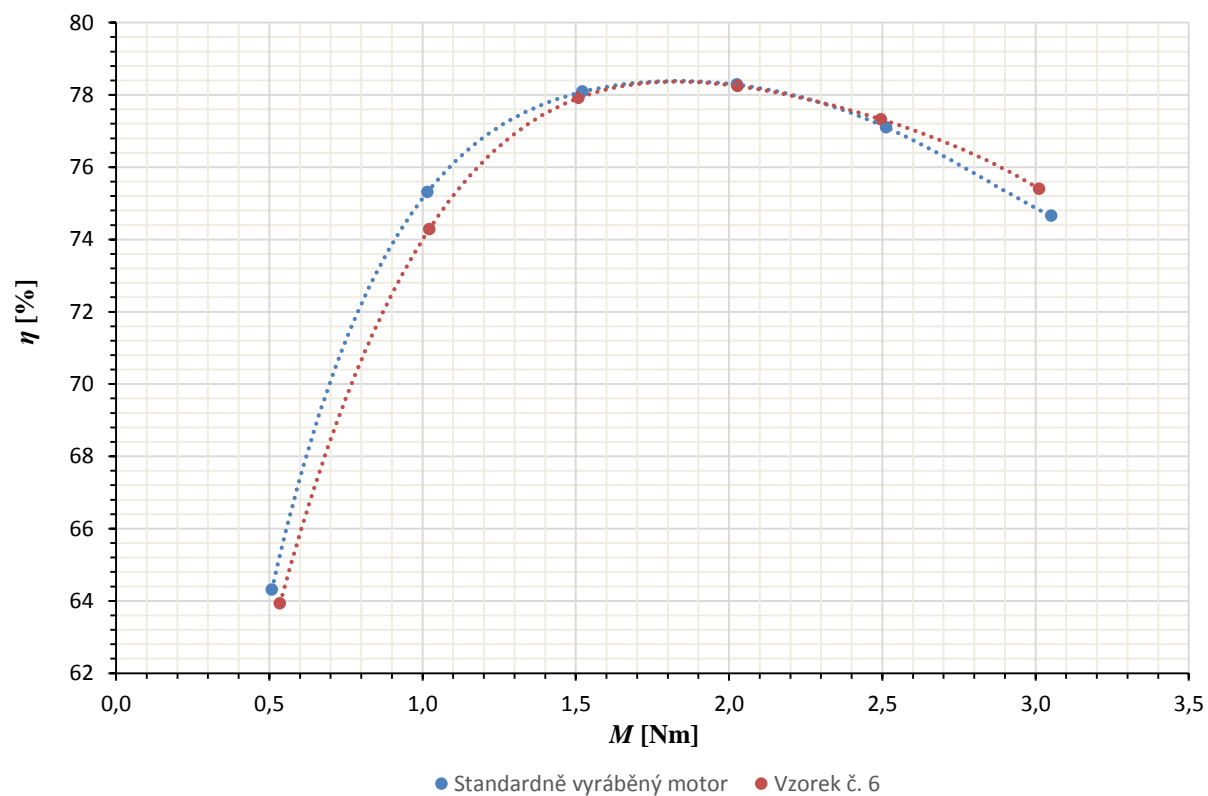
Obr. 7.26: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 6 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.27: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 6 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.28: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 6 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.29: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 6 a standardně vyráběného motoru.

7.7 Vzorek č. 7 – žíhané plechy

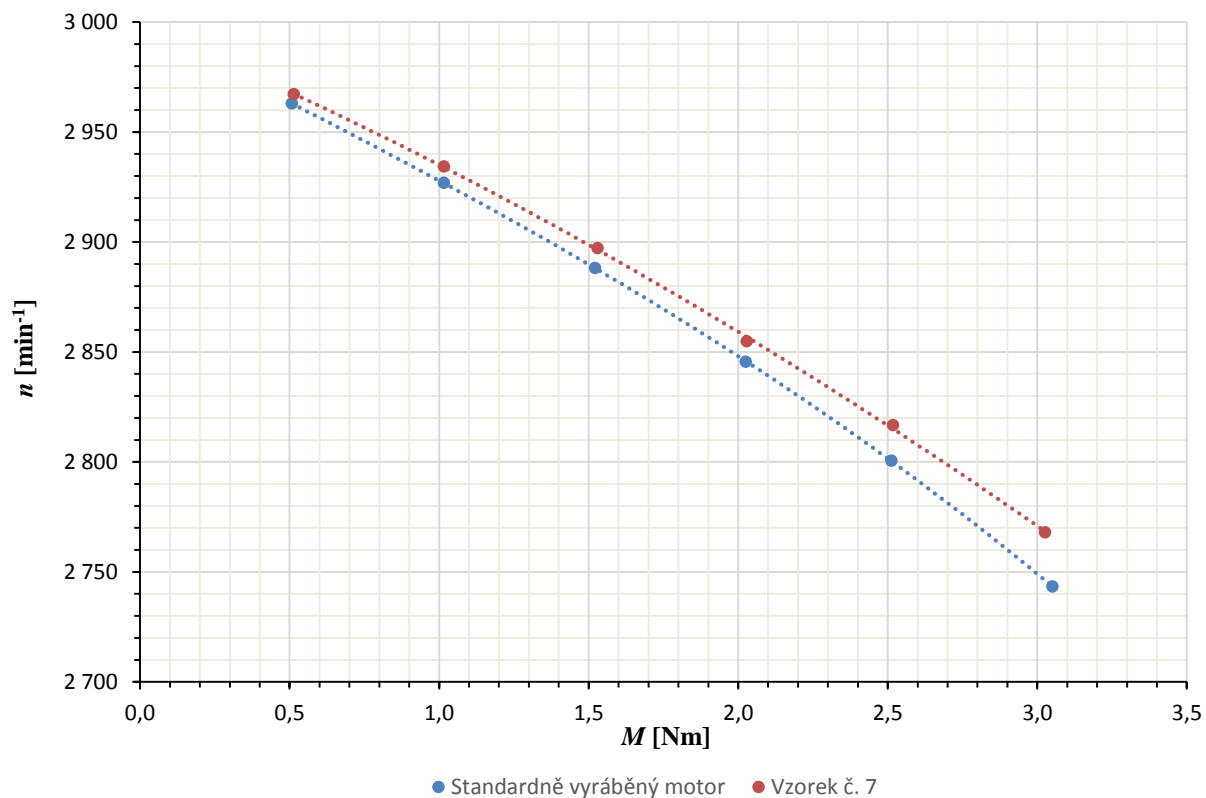
Statorové i rotorové plechy tohoto vzorku motoru byly po vystřížení žíhány. Žíháním by se měl odstranit negativní vliv stříhání na vlastnosti plechů [12], [18]. Odpor statorového vinutí tohoto vzorku je o trochu nižší, i když je počet závitů a průměr vodiče stejný jako u standardně vyráběného motoru – viz Tab. 7.1. To je způsobeno odlišným postupem zhotovení vinutí, díky kterému jsou kratší čela vinutí.

Účinnost tohoto vzorku při jmenovitém zatížení je o 1,6 % vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru – viz Tab. 7.10. Celkové ztráty klesly o 15,0 W, tj. o 9,0 %. Joulové ztráty ve vinutí statoru klesly o 10,6 W, tj. o 12,8 %. Pokles těchto ztrát je způsoben především snížením proudu, který klesl o 0,053 A, tj. o 3,8 %. Snížení těchto ztrát je také způsobeno nižším odporem statorového vinutí – viz Tab. 7.1. Ztráty v železe klesly o 3,7 W, tj. o 12,3 %. Joulové ztráty v kleci klesly o 2,6 W, tj. o 7,7 %. Snížení těchto ztrát souvisí se zmenšením skluzu – otáčky vzrostly o 10,7 min⁻¹. Mechanické ztráty se zvýšily o 0,6 W, což nijak nesouvisí s žíháním plechů. Přídavné ztráty při zatížení se podle výsledků měření zvýšily o 1,2 W, tj. o 19,7 %. Účinnost se zvýšil, což je způsobeno pozitivním vlivem žíhání na vlastnosti plechů.

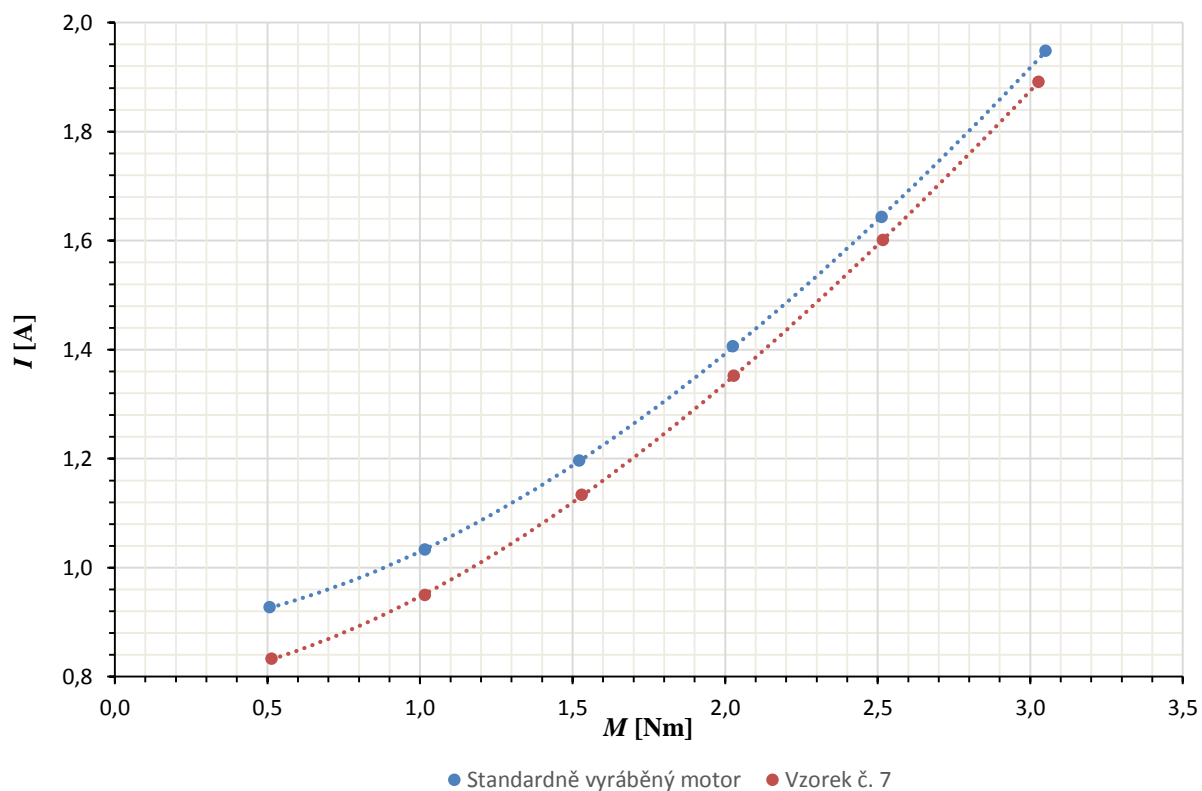
Tab. 7.10: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 7 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2855,4	1,350	0,806	756,2	80,0	151,3	72,0	26,5	31,3	14,2	7,3

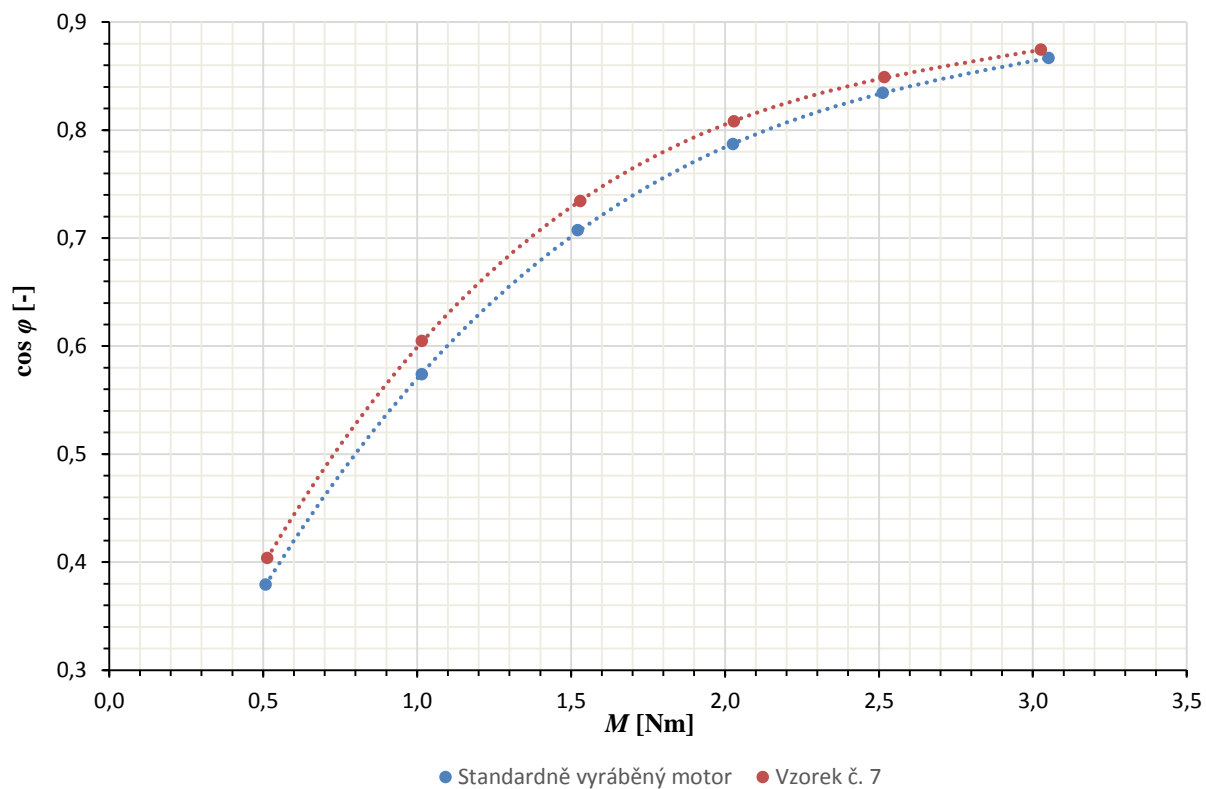
Na Obr. 7.30 je vidět, že otáčky vzorku č. 7 klesají se zatížením pomaleji než otáčky standardně vyráběného motoru. Proud je ve všech měřených bodech nižší, přičemž se rozdíl mezi proudy zvyšuje s klesající zátěží - Obr. 7.31. To je způsobeno zlepšením vlastností plechů žíháním, což se více projevuje při nižších zatíženích, protože se zde zvětšuje vliv magnetizačního proudu. Účinnost je ve všech měřených bodech vyšší - Obr. 7.32. Nejmenší rozdíl mezi účinností je při nejvyšším zatížení, což souvisí s výše uvedeným. Účinnost je ve všech měřených bodech vyšší - Obr. 7.33. Rozdíl mezi účinnostmi se zvyšuje s klesající zátěží.



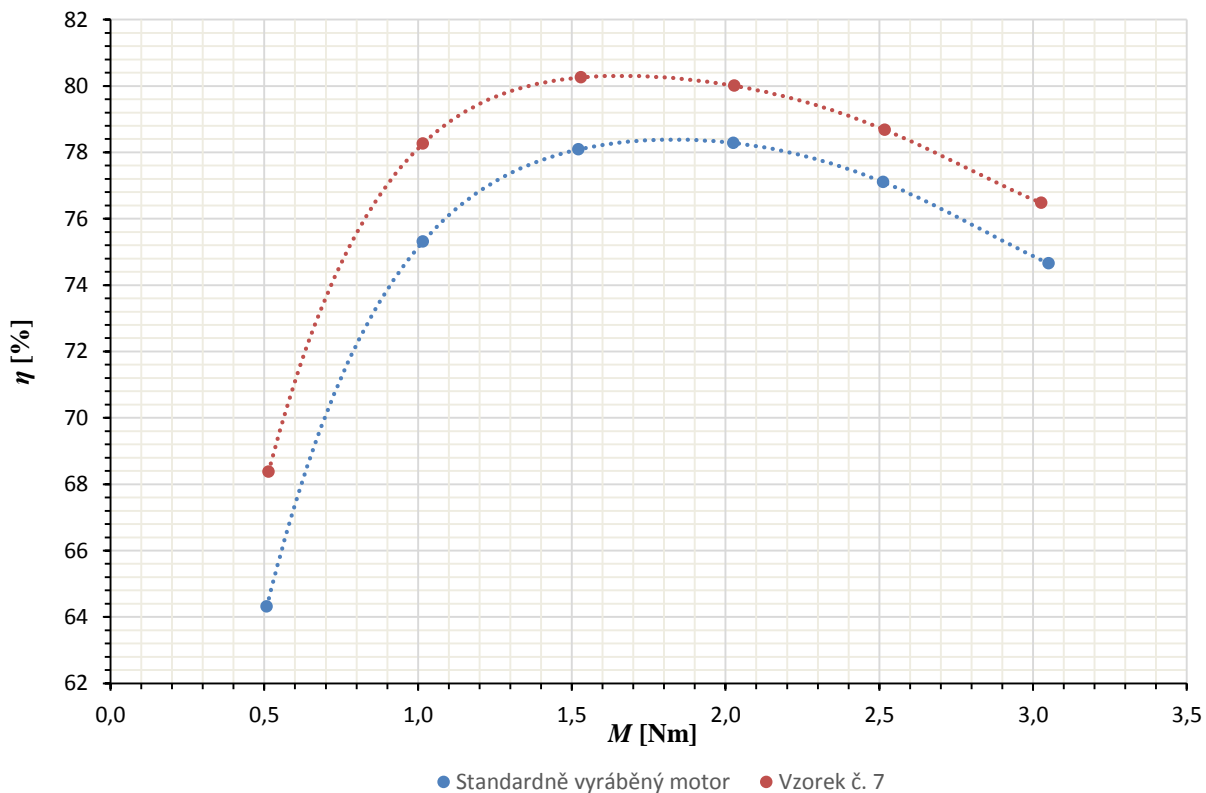
Obr. 7.30: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 7 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.31: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 7 a standardně vyráběného motoru.



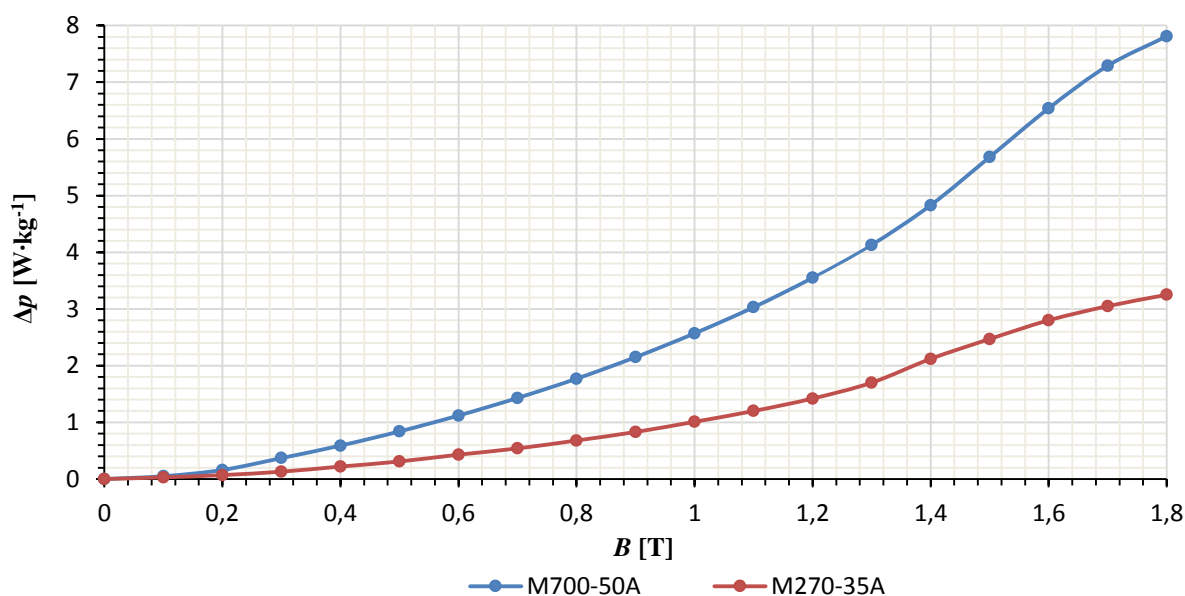
Obr. 7.32: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 7 a standardně vyráběného motoru.



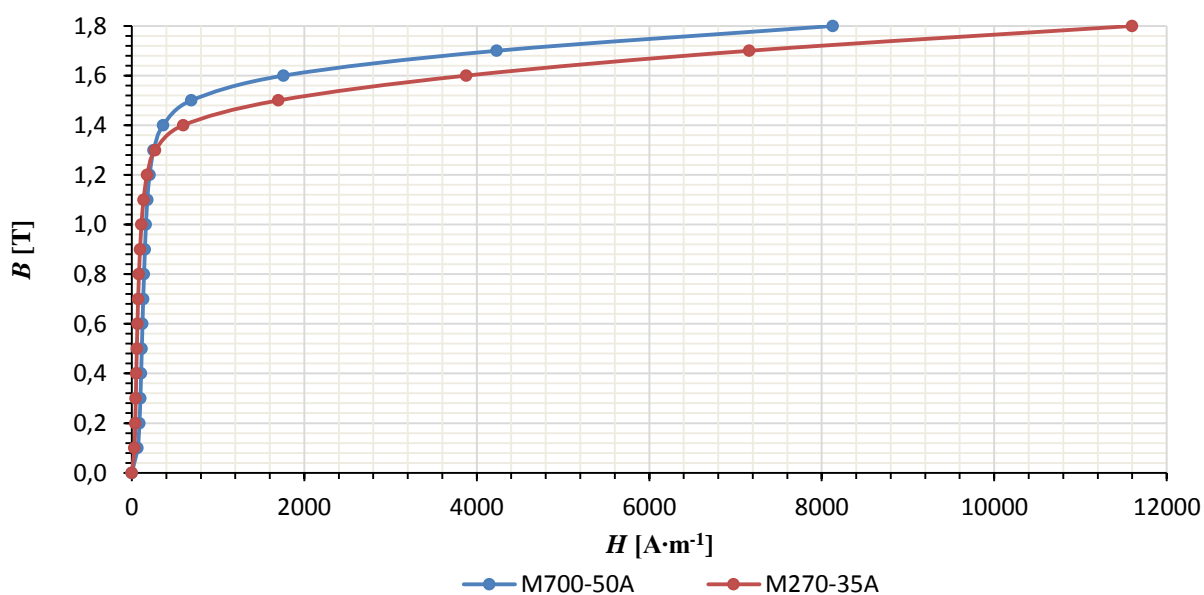
Obr. 7.33: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 7 a standardně vyráběného motoru.

7.8 Vzorek č. 8 – vyšší průměr vodiče statorového vinutí; plechy s nižšími měrnými ztrátami

Tento vzorek motoru má statorové vinutí navinuto vodičem s vyšším průměrem a magnetický obvod zhotovený z plechů M270-35A. Tyto plechy mají výrazně nižší měrné ztráty než plechy M700-50A používané ve standardně vyráběných motorech. Porovnání závislosti měrných ztrát na indukci je na Obr. 7.34. Nevýhodou plechů M270-35A je níže položené koleno BH křivky – viz Obr. 7.35. Další nevýhodou při použití těchto plechů je nižší plnění železa (jejich šířka je 0,35 mm, šířka původních plechů je 0,5 mm). Níže položené koleno BH křivky a nižší plnění železa mohou způsobit i značný nárůst magnetizačního proudu, obzvláště ve stroji s vysokým sycením.



Obr. 7.34: Porovnání závislosti měrných ztrát na indukci plechů M700-50A a M270-35A [53].



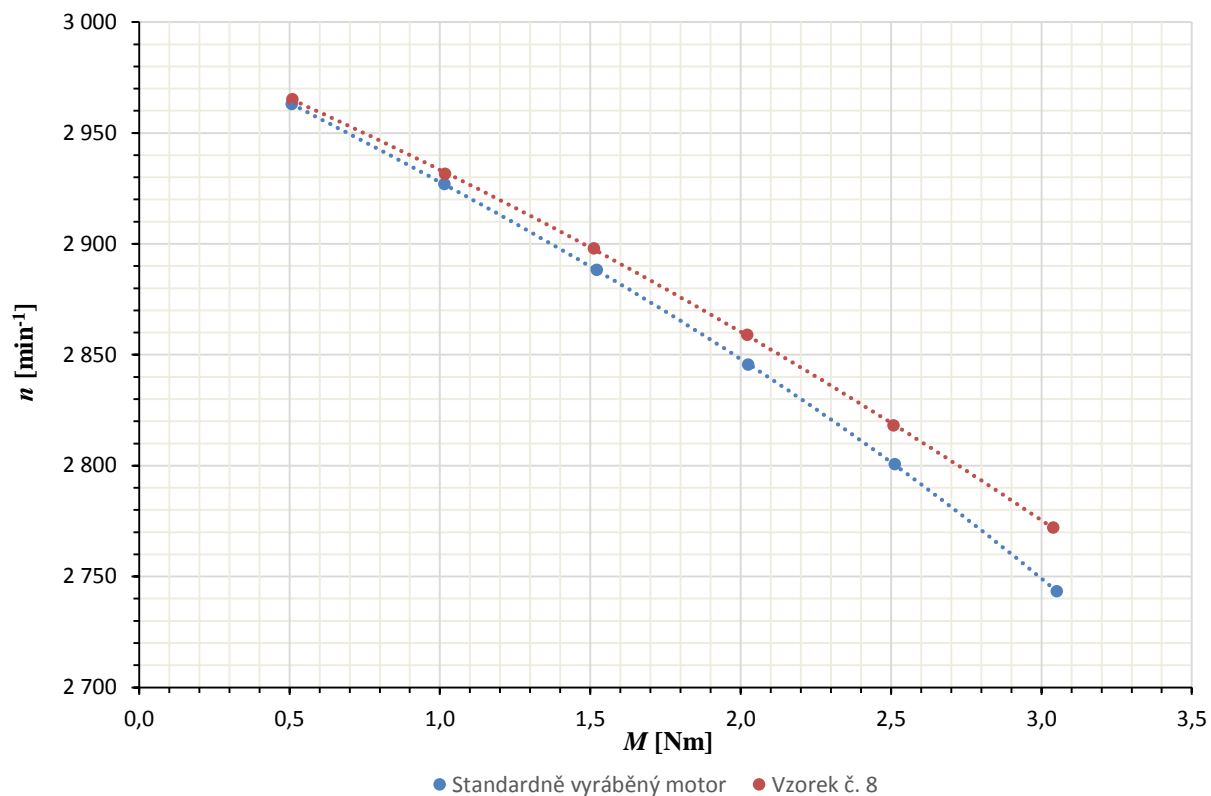
Obr. 7.35: Porovnání BH křivek plechů M700-50A a M270-35A [53].

Jak je vidět v Tab. 7.11, účinnost tohoto vzorku při jmenovitém zatížení je o 3,2 % vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru. Celkové ztráty klesly o 30,0 W, tj. o 18,0 %. Joulové ztráty ve vinutí statoru klesly o 15,1 W, tj. o 18,3 %. Tyto ztráty klesly i přesto, že došlo ke zvýšení proudu. Ten vzrostl o 0,07 A, tj. o 5,0 %. K poklesu těchto ztrát došlo díky výraznému snížení odporu statorového vinutí, ten je po zahřátí přibližně o čtvrtinu nižší než u standardně vyráběného motoru – viz Tab. 7.1. Ztráty v železe klesly o 9,1 W, tj. o 30,1 %. K poklesu těchto ztrát došlo díky nižším měrným ztrátám plechů M270-35A. Joulové ztráty v kleci klesly o 2,8 W, tj. o 8,3 %. Snížení těchto ztrát souvisí se snížením skluzu. Otáčky se zvýšily o 13,5 min⁻¹. Mechanické ztráty jsou nižší o 1,4 W, což nijak nesouvisí s provedenými úpravami, ale při výkonu motoru 600 W má tento rozdíl nezanedbatelný vliv na účinnost. Přídavné ztráty při zatížení se podle výsledků měření snížily o 1,8 W, tj. o 29,5 %. Účinník se snížil, což je způsobeno zvýšením magnetizačního proudu a snížením celkových ztrát.

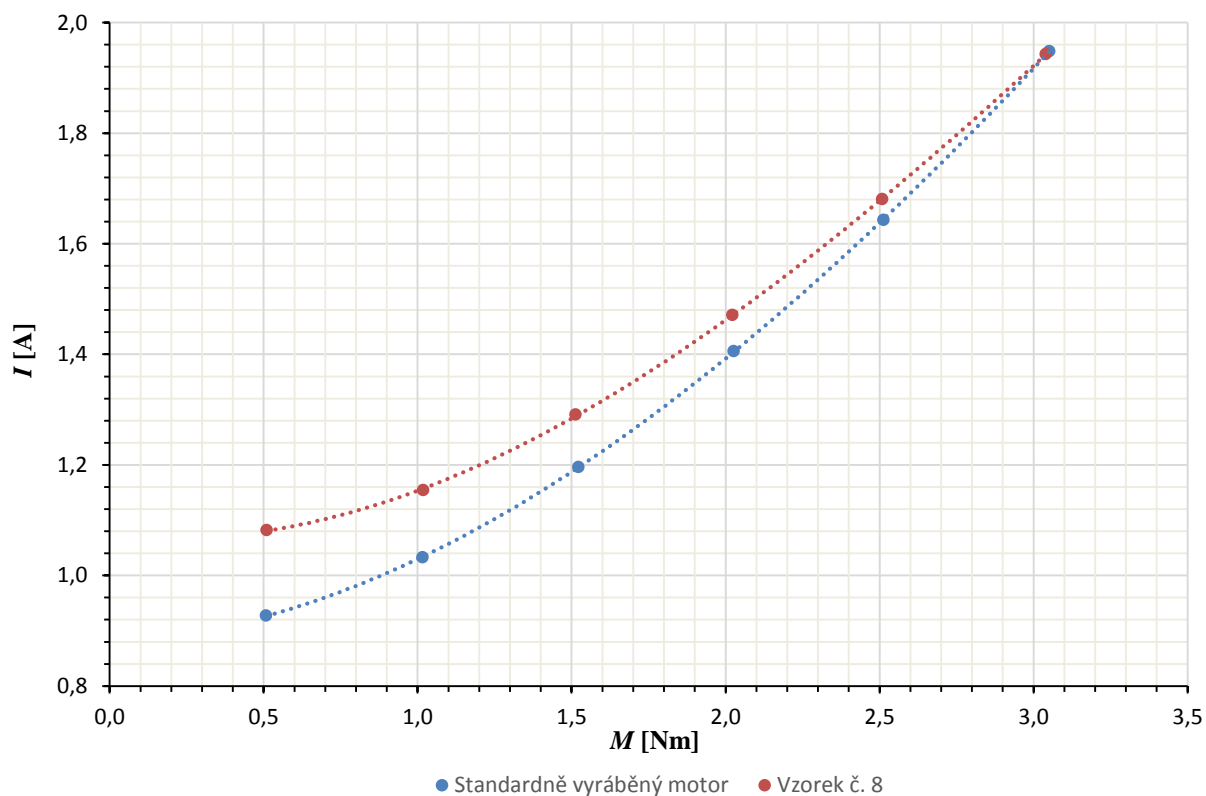
Tab. 7.11: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 8 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2858,2	1,473	0,725	741,5	81,6	136,3	67,5	21,1	31,1	12,2	4,3

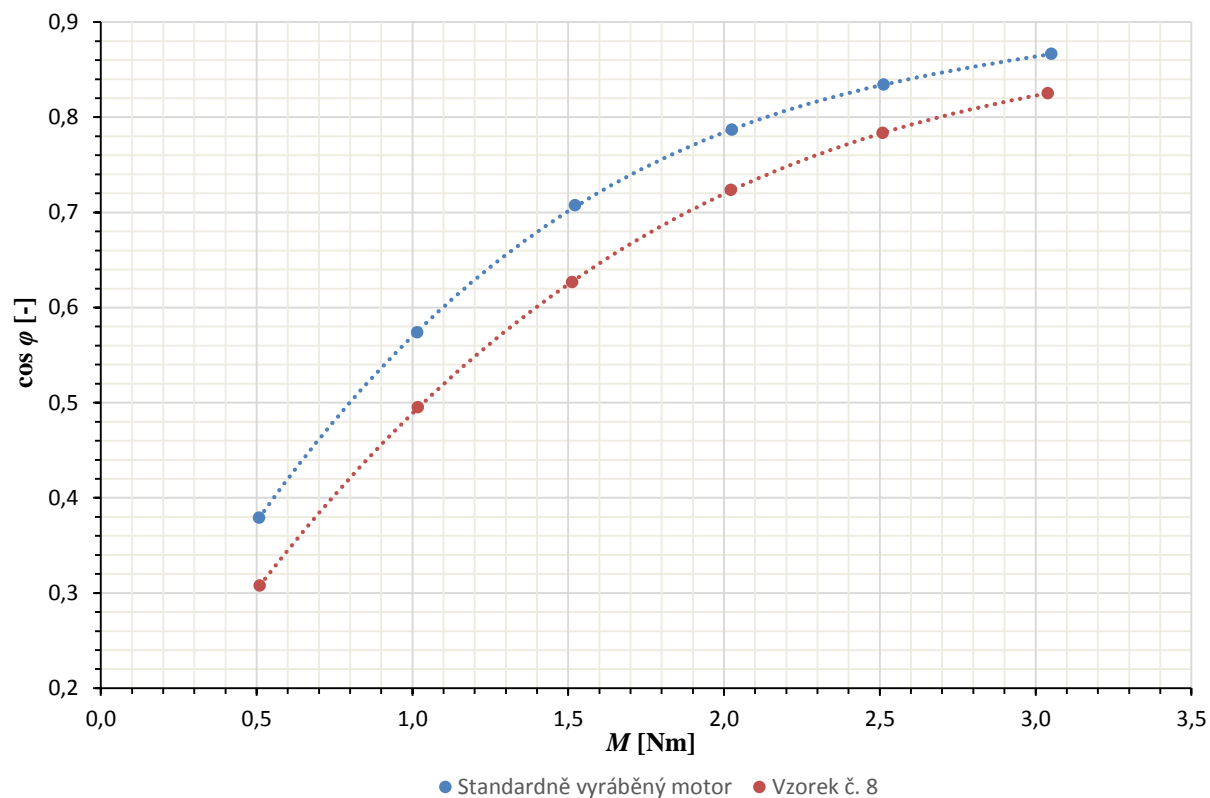
Jak je vidět na Obr. 7.36, otáčky vzorku č. 8 klesají se zatížením pomaleji než v případě standardně vyráběného motoru. To může být způsobeno zvýšením indukce ve vzduchové mezeře, k čemuž dochází díky nižšímu úbytku napětí na statorovém vinutí. S výjimkou bodu s nejvyšší zátěží je proud ve všech bodech vyšší, přičemž se rozdíl zvyšuje se snižující se zátěží (Obr. 7.37). To je způsobeno především níže položeným kolenem BH křivky plechů M270-35A, což se více projevuje při nižších zátěžích. Účinník je ve všech měřených bodech nižší (Obr. 7.38), což je rovněž způsobeno vlastnostmi plechů a také snížením celkových ztrát. Účinnost je ve všech měřených bodech vyšší (Obr. 7.39). Největší rozdíl mezi účinnostmi je v bodě s nejvyšší zátěží. S klesající zátěží se rozdíl snižuje, což je opět ovlivněno tím, že s klesající zátěží se začíná více projevovat níže položené koleno BH křivky.



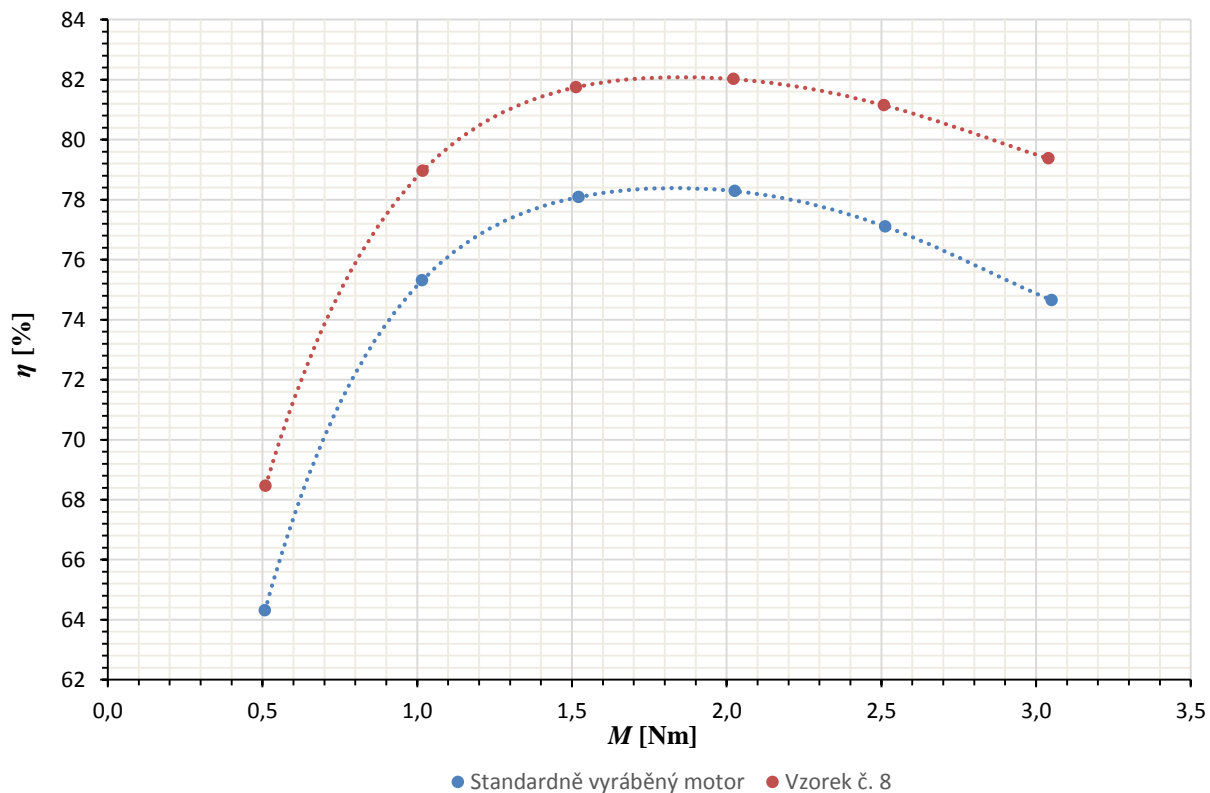
Obr. 7.36: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 8 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.37: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 8 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.38: Porovnání závislostí účinnků na zatížení vzorku č. 8 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.39: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 8 a standardně vyráběného motoru.

7.9 Vzorek č. 9 – žíhané plechy s nižšími měrnými ztrátami

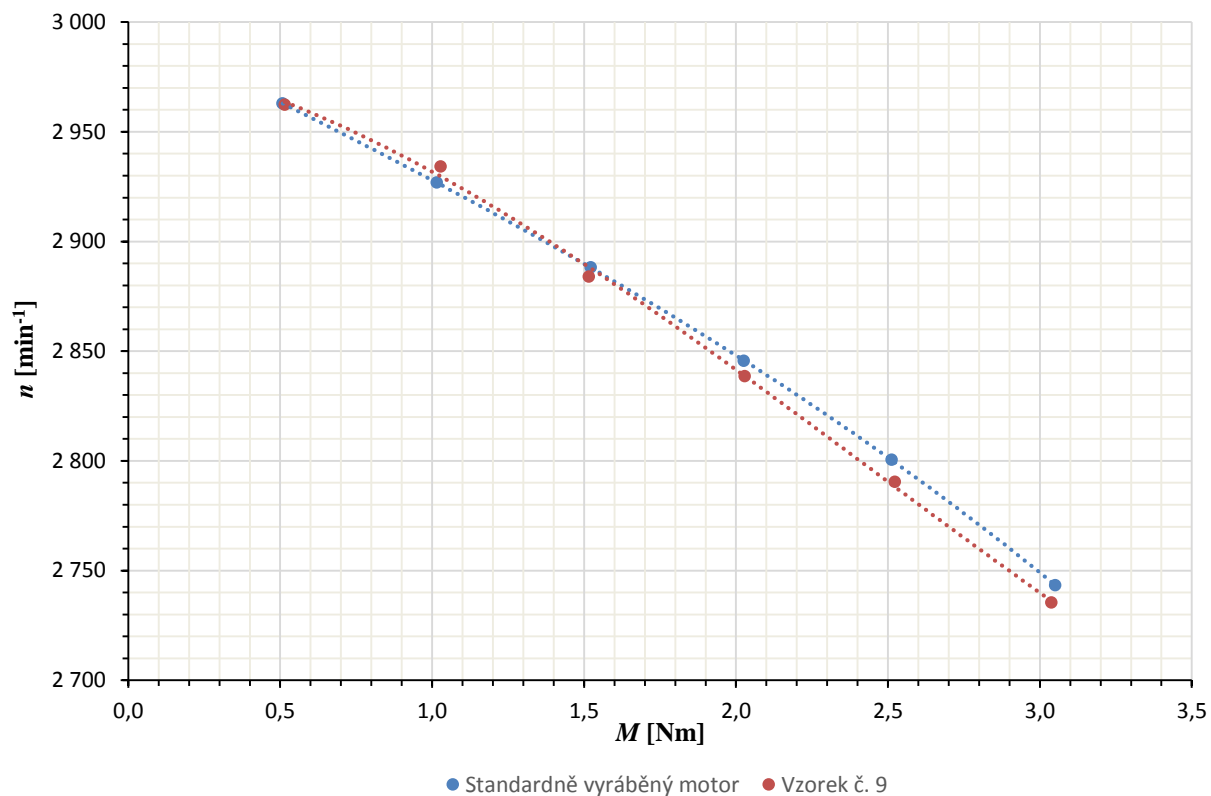
Tento vzorek motoru má magnetický obvod zhotoven z plechů M270-35A, které byly navíc po vystřížení žíhány. Díky žíhání by mělo dojít k odstranění negativního vlivu stříhání na vlastnosti plechů [12], [18]. Počet závitů a průměr vodiče statorového vinutí tohoto vzorku je stejný jako v případě standardně vyráběného motoru, odpor statorového vinutí je však o něco nižší – viz Tab. 7.1. To je způsobeno odlišným způsobem výroby vinutí, díky němuž jsou kratší čela vinutí. Odpor v zahřátém stavu je rovněž ovlivněn nižšími ztrátami.

Účinnost tohoto vzorku motoru je při jmenovitém zatížení o 1,3 % vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru - Tab. 7.12. Celkové ztráty se snížily o 13,7 W, tj. o 8,2 %. Nejvíce se změnila ztráta v železe, ty klesly o 12,0 W, tj. o 39,7 %. To je způsobeno nižšími měrnými ztrátami plechů M270-35A a také pozitivním vlivem žíhání. Joulové ztráty ve vinutí statoru klesly o 4,0 W, tj. o 4,8 %. Snížení těchto ztrát je způsobeno především nižším odporem statorového vinutí. Mírně jsou také ovlivněny malým snížením proudu. Ten podle výsledků měření klesl o 0,003 A. Joulové ztráty v kleci vzrostly o 1,4 W, tj. o 4,1 %. Zvýšení těchto ztrát souvisí se zvýšením skluzu. Otáčky klesly o 8,0 min⁻¹. To může být způsobeno odlišnými vlastnostmi klece v důsledku vad při odlévání. Mechanické ztráty se zvýšily o 0,1 W, což nijak nesouvisí s provedenými úpravami. Přídavné ztráty při zatížení se zvýšily o 0,7 W, tj. o 11,5 %. Účinník klesl.

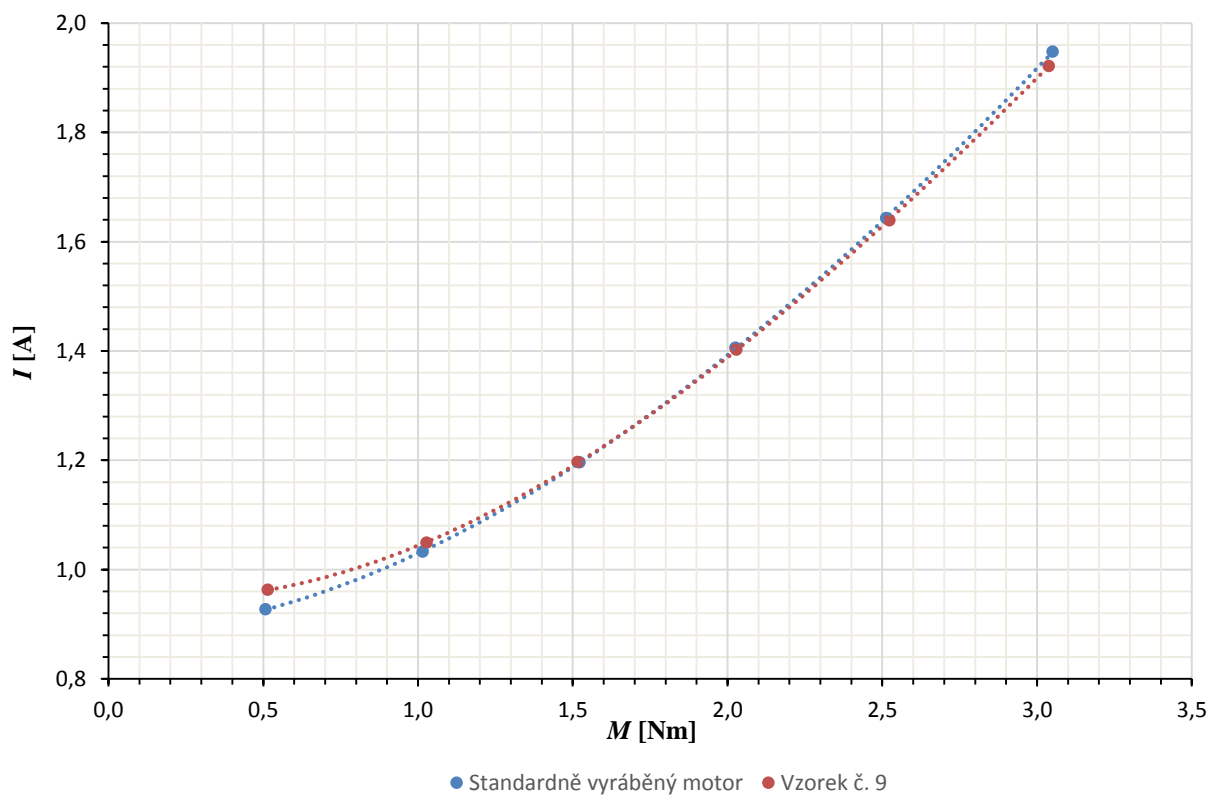
Tab. 7.12: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 9 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{1-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2836,7	1,400	0,775	753,7	79,7	152,6	78,6	18,2	35,3	13,7	6,8

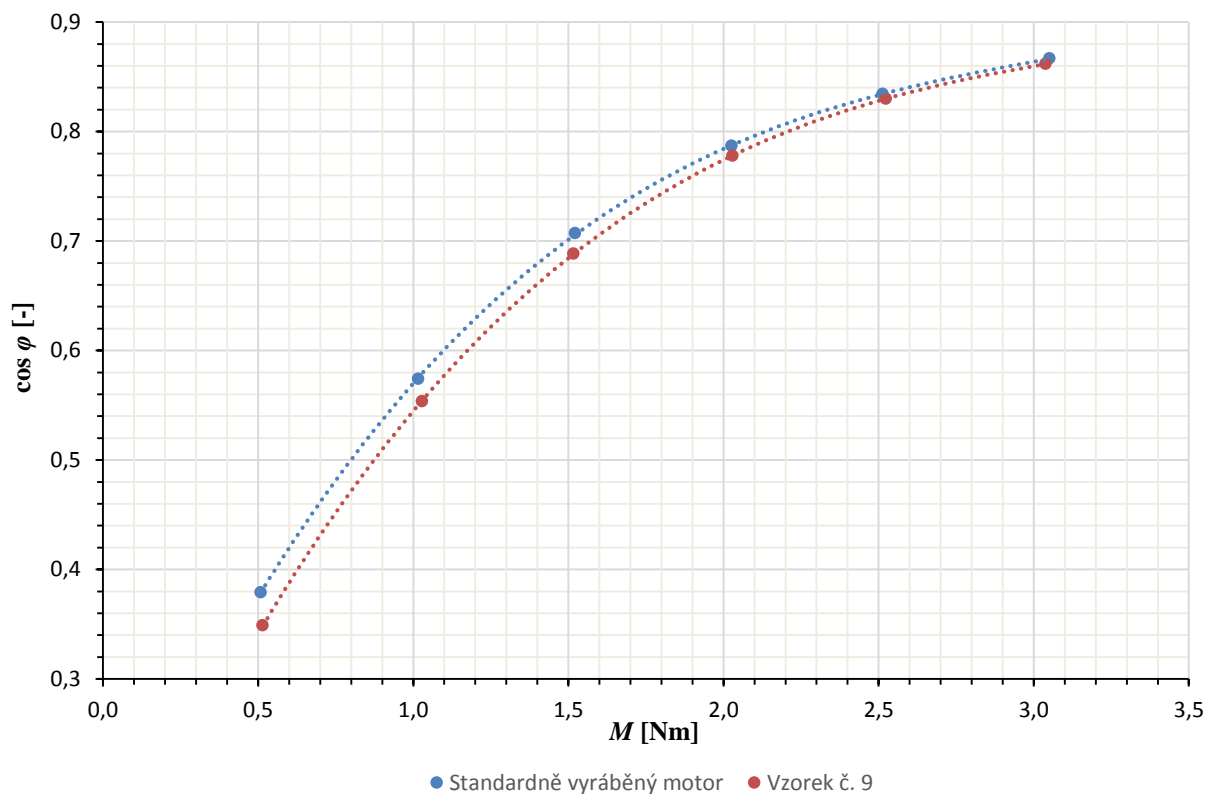
Na Obr. 7.40 je vidět, že momentová charakteristika tohoto vzorku v měřené oblasti je blízká momentové charakteristice standardně vyráběného motoru. Pro vyšší zatížení klesají otáčky o něco rychleji. To je zřejmě způsobeno poněkud odlišnými vlastnostmi klece, které mají za následek zvýšení rotorového odporu. Největší rozdíl mezi proudy je v bodě s nejnižší zátěží, v ostatních bodech jsou rozdíly velmi malé – viz Obr. 7.41. To je způsobeno tím, že vliv níže položeného kolene BH křivky plechů M270-35A se nejvíce projeví při nejnižší zátěži, protože v tomto bodě je sycení magnetického obvodu nejvyšší. Účinník je ve všech bodech nižší, rozdíl se zvětšuje s klesající zátěží – viz Obr. 7.42. Účinnost je ve všech bodech vyšší – viz Obr. 7.43. Největší rozdíl mezi účinnostmi je při nejnižší zátěži, při zvyšování zátěže klesá.



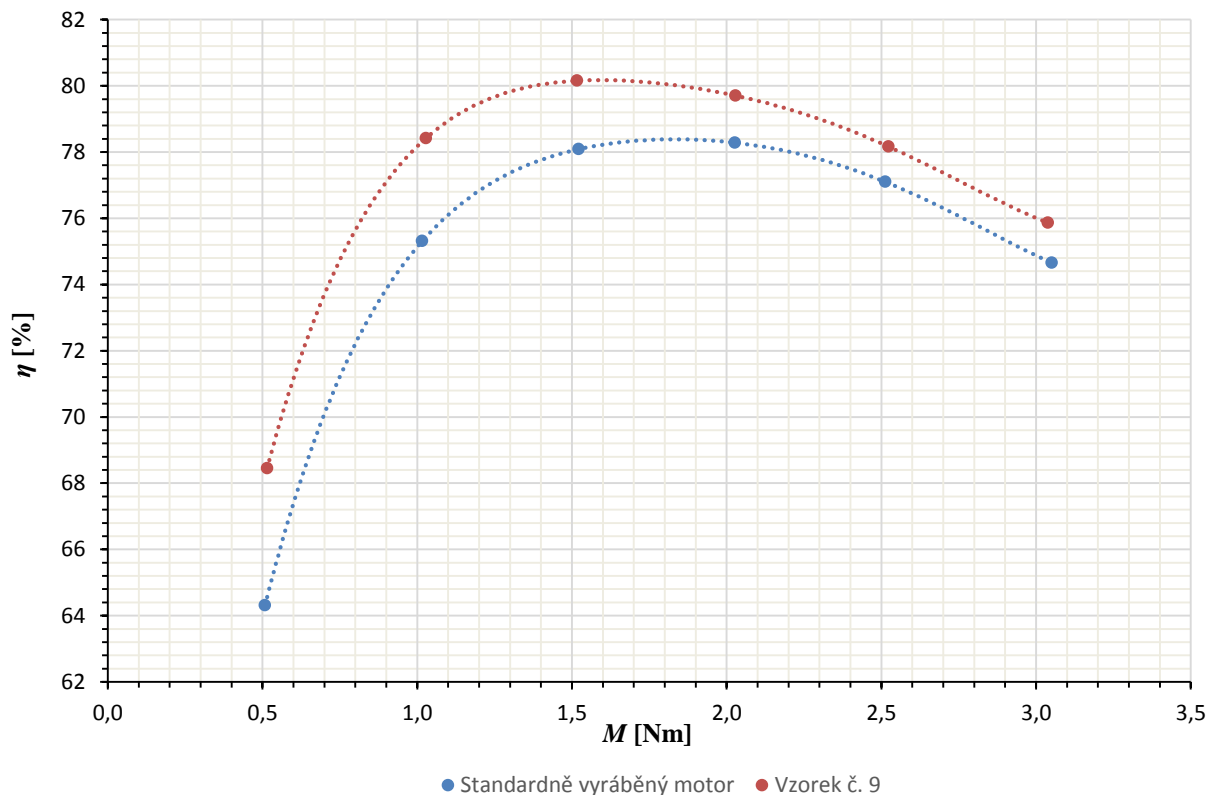
Obr. 7.40: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 9 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.41: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 9 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.42: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 9 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.43: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 9 a standardně vyráběného motoru.

7.10 Vzorek č. 10 – vyšší průměr vodiče statorového vinutí; žíhané plechy s nižšími měrnými ztrátami

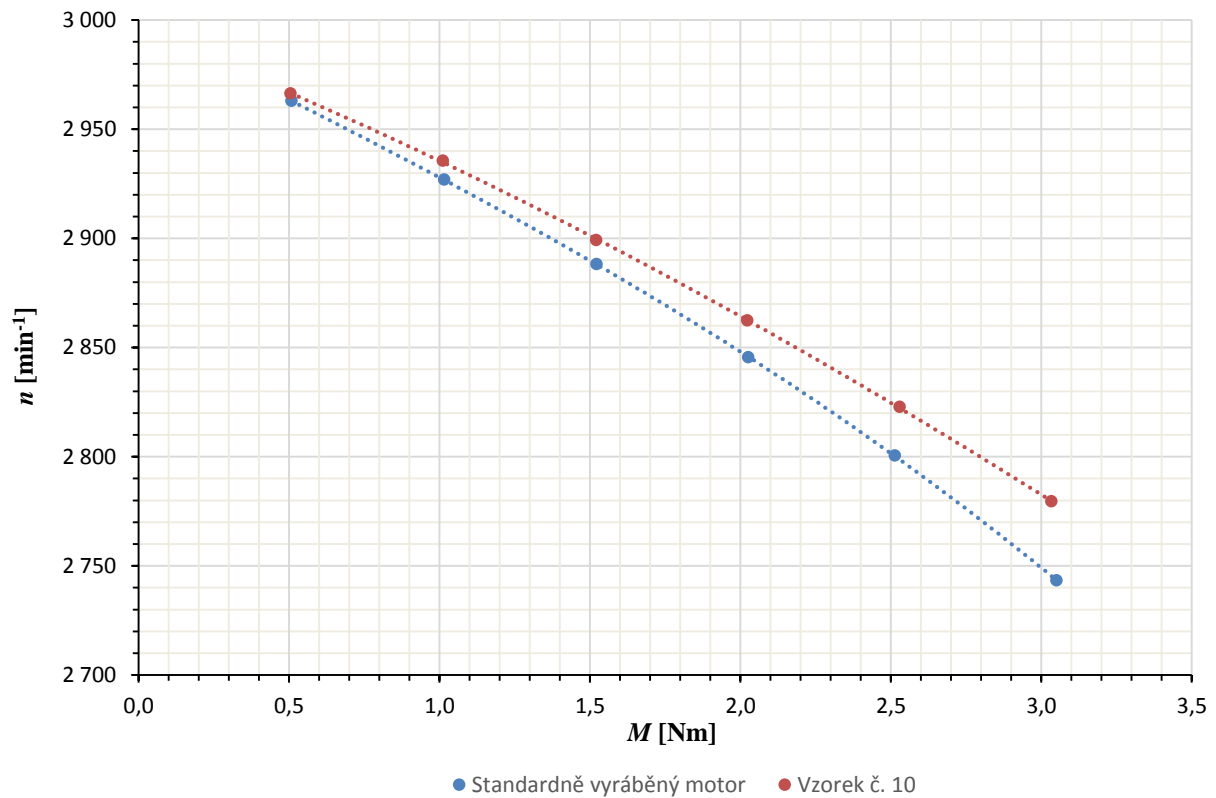
Magnetický obvod tohoto vzorku motoru je rovněž vyroben z plechů M270-35A, které byly po vystřížení žíhány. Navíc má statorové vinutí navinuto vodičem s výrazně vyšším průměrem, což vede ke značnému snížení odporu. V zahřátém stavu je odpor statorového vinutí tohoto vzorku o více než čtvrtinu nižší než odpor statorového vinutí standardně vyráběného motoru – viz Tab. 7.1.

Jak ukazuje Tab. 7.13, účinnost tohoto vzorku motoru při jmenovitém zatížení je o 3,8 % vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru. Celkové ztráty klesly o 34,0 W, tj. o 20,4 %. Joulové ztráty ve vinutí statoru klesly o 16,8 W, tj. o 20,3 %. K poklesu těchto ztrát došlo díky výraznému snížení odporu statorového vinutí i přesto, že proud vzrostl. Proud se zvýšil o 0,053 A, tj. o 3,8 %. Ztráty v železe se snížily o 11,4 W, tj. o 37,7 %. Ke snížení těchto ztrát došlo díky nižším měrným ztrátám použitých plechů a díky jejich žíhání po vystřížení. Joulové ztráty v kleci klesly o 3,9 W, tj. o 11,5 %. Snížení těchto ztrát souvisí se snížením skluzu. Otáčky se zvýšily o 18,4 min⁻¹. Mechanické ztráty jsou vyšší o 1,0 W, což sice nesouvisí se studovanými úpravami, ale vzhledem k malému výkonu motoru se to na účinnosti projeví. Přídavné ztráty při zatížení se podle výsledků měření snížily o 3,0 W, tj. o 49,2 %. Účinník se snížil, to stejně jako zvýšení proudu, souvisí s níže položeným kolenem BH křivky, nižším plněním magnetického obvodu a zvýšeným sycením v důsledku snížení úbytku napětí na statorovém vinutí.

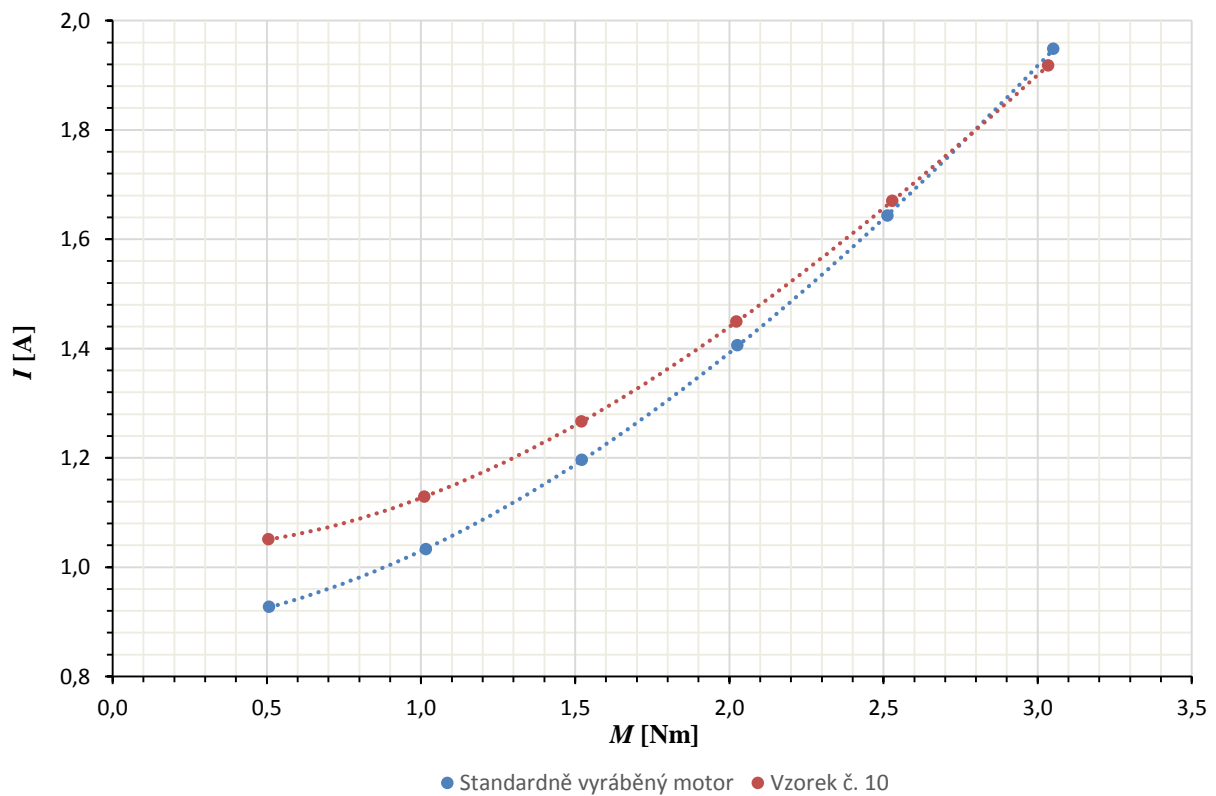
Tab. 7.13: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 10 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2863,1	1,456	0,732	740,2	82,2	132,3	65,8	18,8	30,0	14,6	3,1

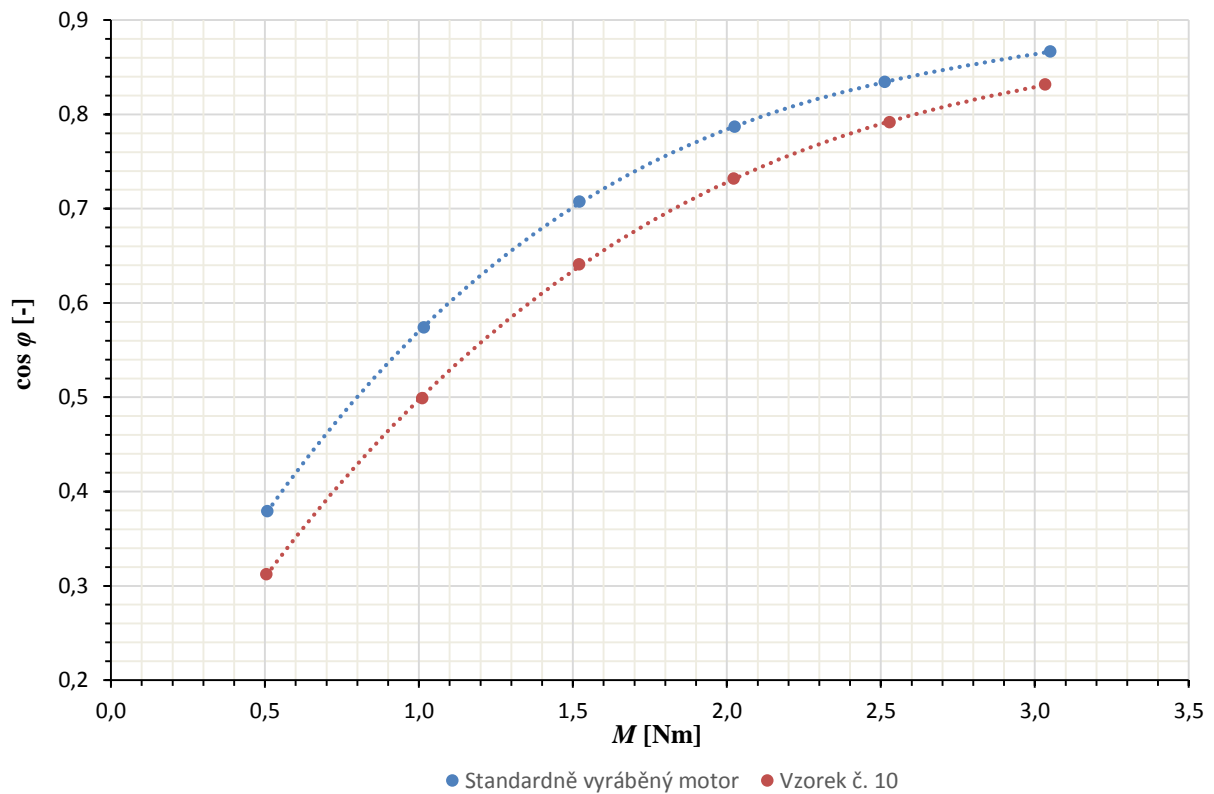
Otáčky tohoto vzorku motoru klesají se zatížením pomaleji než otáčky standardně vyráběného motoru – viz Obr. 7.44. To může být způsobeno vyšší indukci ve vzduchové mezeře, která je důsledkem nižšího úbytku napětí na statorovém vinutí. S výjimkou bodu s nejvyšší zátěží je proud ve všech bodech vyšší – viz Obr. 7.45. Rozdíl se zvyšuje s klesající zátěží. To je způsobeno tím, že níže položené koleno BH křivky a nižší plnění magnetického obvodu se více projevují při vyšších syceních, tedy při nižších zátěžích. Účinník je ve všech měřených bodech nižší – viz Obr. 7.46. To je způsobeno především níže položeným kolenem BH křivky a snížením celkových ztrát. Účinnost je ve všech měřených bodech vyšší – viz Obr. 7.47. Nejmenší rozdíl mezi účinnostmi je při zátěži kolem 1,5 Nm.



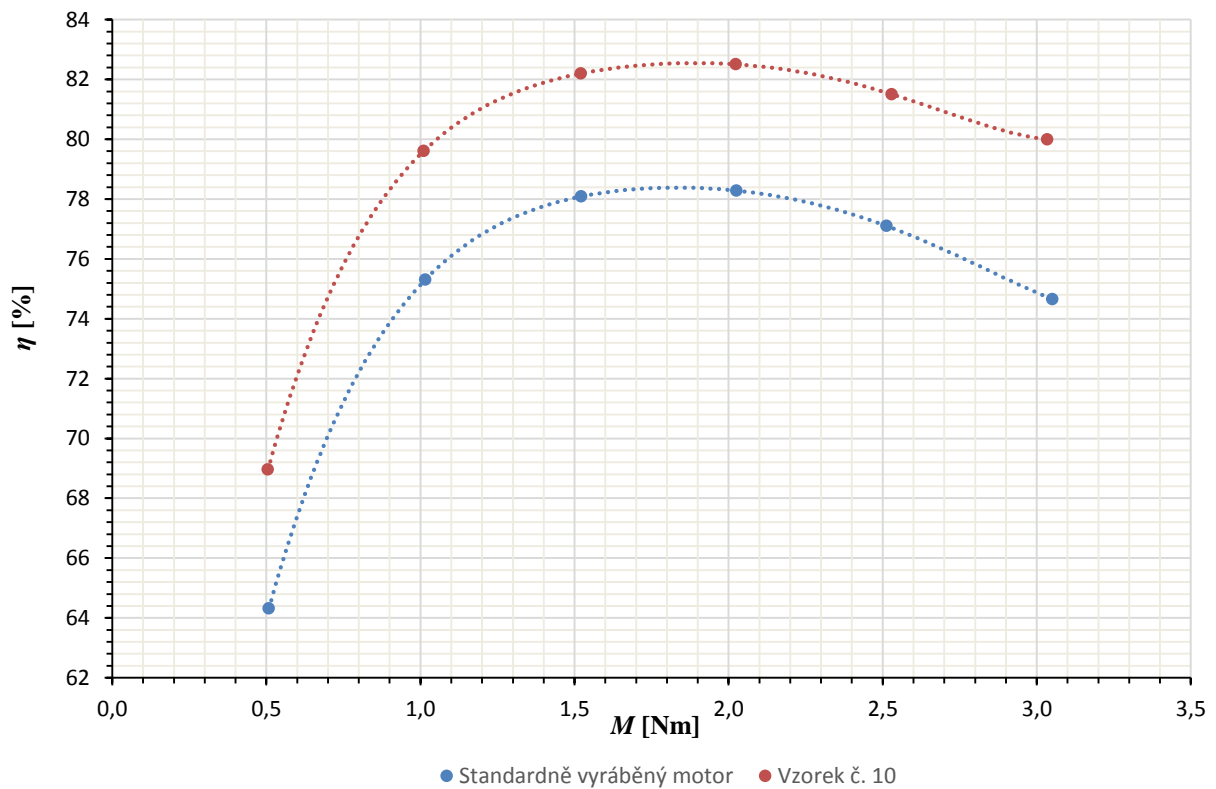
Obr. 7.44: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 10 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.45: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 10 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.46: Porovnání závislostí účinníků na zatížení vzorku č. 10 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.47: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 10 a standardně vyráběného motoru.

7.11 Vzorek č. 11 – vyšší průměr vodiče statorového vinutí; snížený počet závitů; žíhané plechy s nižšími měrnými ztrátami

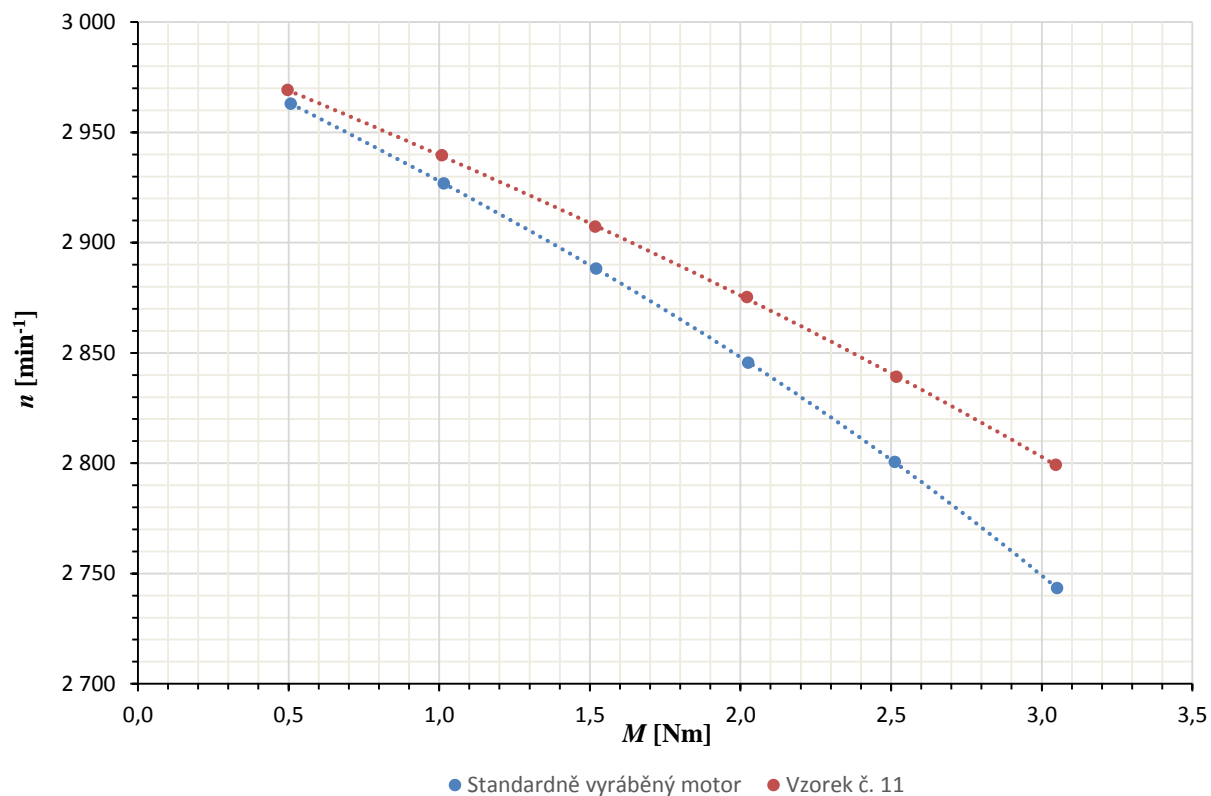
I tento vzorek motoru má magnetický obvod zhotoven z plechů M270-35A, které byly po vystřižení žíhány. Počet závitů cívek statorového vinutí je snížen stejně jako u vzorku č. 1. Průměr vodiče statorového vinutí je výrazně zvýšen. Díky zvýšení průměru vodiče a snížení počtu závitů je odpor statorového vinutí výrazně snížen – viz Tab. 7.1.

Účinnost tohoto vzorku při jmenovitém zatížení je o 2,8 % vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru – viz Tab. 7.14. Celkové ztráty klesly o 24,8 W, tj. o 14,9 %. Joulové ztráty ve vinutí statoru klesly o 9,2 W, tj. o 11,1 %. K poklesu těchto ztrát došlo díky značnému snížení odporu statorového vinutí. Tyto ztráty klesly i přesto, že došlo ke zvýšení proudu o 0,14 A, tj. o 10,0 %. Ztráty v železe klesly o 8,2 W, tj. o 27,2 %. Ke snížení těchto ztrát došlo díky nižším měrným ztrátám plechů M270-35A a také díky jejich žíhání po vystřižení. Joulové ztráty v kleci klesly o 6,3 W, tj. o 18,6 %. Snížení těchto ztrát souvisí se snížením skluzu. Otáčky se zvýšily o 29,0 min⁻¹. Mechanické ztráty jsou vyšší o 1,5 W, to nesouvisí s provedenými úpravami, ale vzhledem k malému výkonu motoru to má nezanedbatelný vliv na účinnost. Přídavné ztráty při zatížení se snížily o 2,8 W, tj. o 45,9 %. Účinník se snížil, to je způsobeno především vlastnostmi magnetického obvodu a snížením počtu závitů.

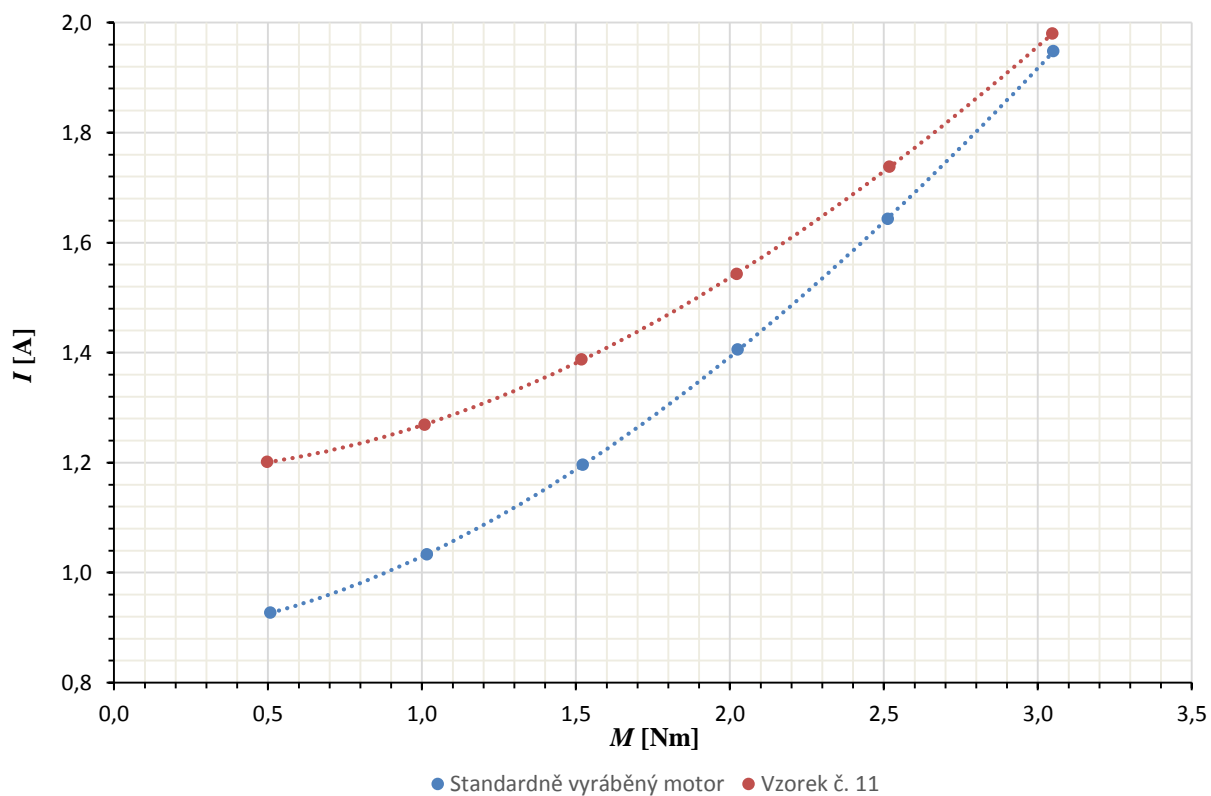
Tab. 7.14: Porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru (první řádek tabulky) a vzorku č. 11 (druhý řádek tabulky) při jmenovitém zatížení.

n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{Jr-k} [W]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{př}$ [W]
2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	166,3	82,6	30,2	33,9	13,6	6,1
2873,7	1,543	0,701	750,5	81,2	141,5	73,4	22,0	27,6	15,1	3,3

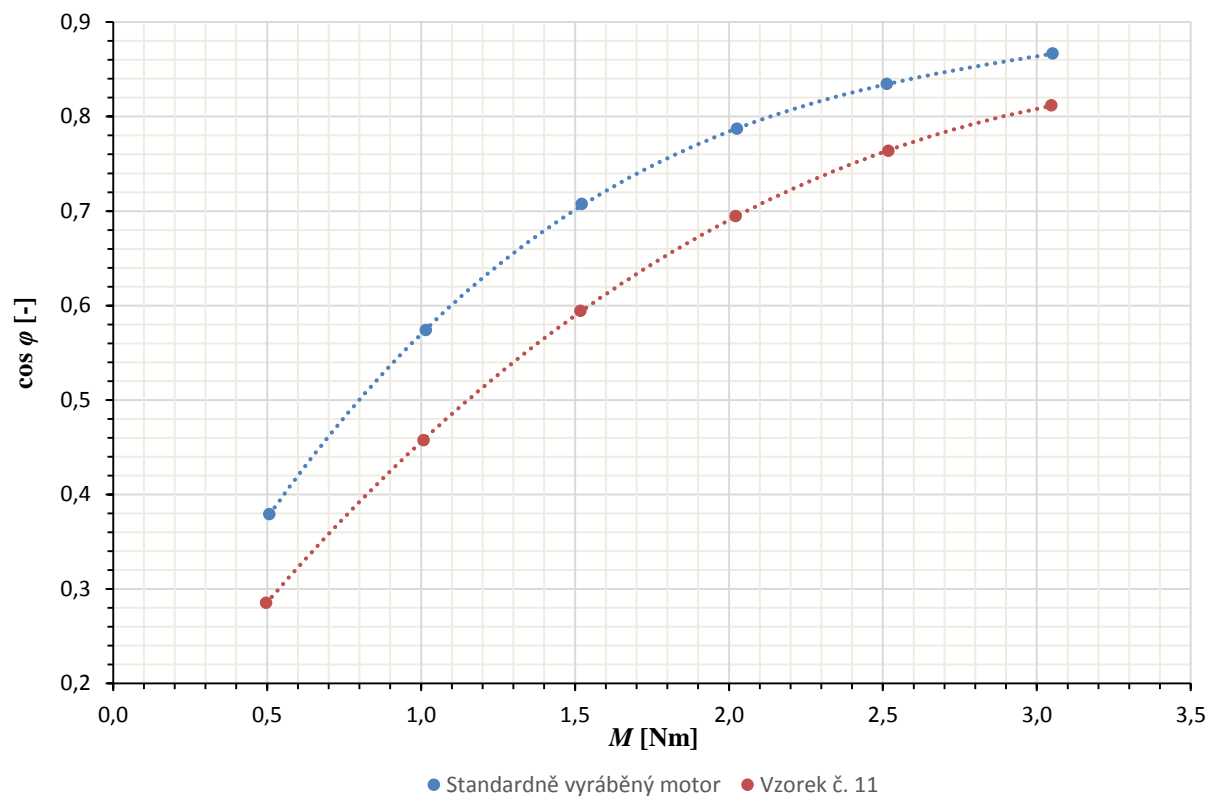
Na Obr. 7.48 je vidět, že otáčky tohoto vzorku klesají se zatížením pomaleji než otáčky standardně vyráběného motoru. To je způsobeno především snížením počtu závitů, což vede ke zvýšení indukce ve vzduchové mezeře. Proud je ve všech měřených bodech vyšší, rozdíl se zvětšuje se snižující se zátěží – viz Obr. 7.49. To je způsobeno zvyšujícím se sycením při klesající zátěži. Účinník je ve všech měřených bodech nižší – viz Obr. 7.50. To je způsobeno níže položeným kolenem BH křivky, nižším plněním magnetického obvodu, zvýšeným sycením především kvůli snížení počtu závitů a snížením celkových ztrát. Účinnost je ve všech měřených bodech vyšší, rozdíl se snižuje s klesající zátěží – Obr. 7.51.



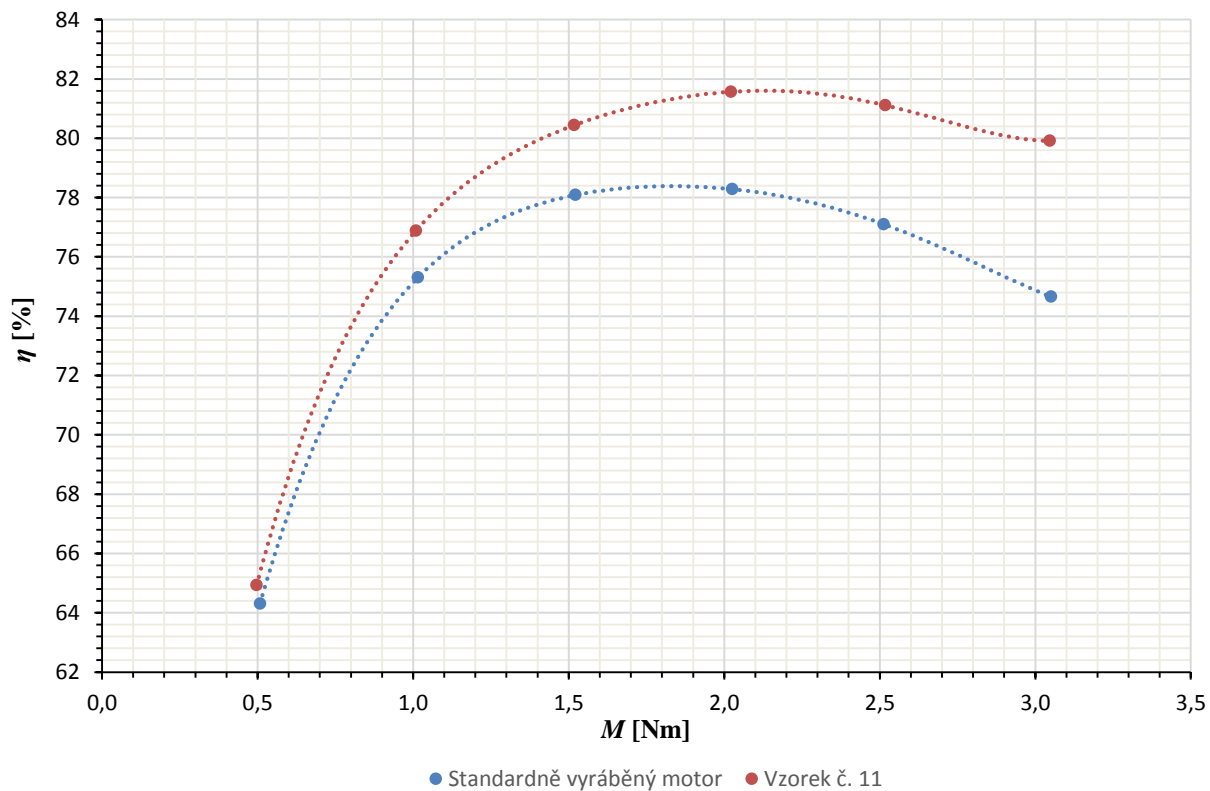
Obr. 7.48: Porovnání momentových charakteristik vzorku č. 11 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.49: Porovnání závislostí proudů na zatížení vzorku č. 11 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.50: Porovnání závislostí účinnků na zatížení vzorku č. 11 a standardně vyráběného motoru.



Obr. 7.51: Porovnání závislostí účinností na zatížení vzorku č. 11 a standardně vyráběného motoru.

7.12 Vyhodnocení vlivu jednotlivých úprav

Přehled výsledků zkoušky při jmenovitém zatížení všech měřených vzorků je v Tab. 7.15. Jak je zřejmé z výše uvedených rozborů měření jednotlivých vzorků, každý vzorek má jiné mechanické ztráty. V některých případech jsou rozdíly tak velké, že jejich vliv na účinnost je nezanedbatelný. Absolutní rozdíly jsou malé (maximálně několik wattů), ale vzhledem k malému výkonu motoru mohou mít velký vliv. Mechanické ztráty jsou závislé na otáčkách a většina studovaných úprav způsobila změnu otáček, ale rozdíly mezi otáčkami jednotlivých vzorků jsou příliš malé (rozdíl mezi nejvyššími a nejnižšími naměřenými otáčkami je přibližně 39 min^{-1}) na to, aby významně ovlivnily mechanické ztráty. Proto byla pro každý vzorek dopočtena účinnost, kterou by měl, kdyby měl stejné mechanické ztráty jako standardně vyráběný motor. Rozdíl mezi mechanickými ztrátami daného vzorku a standardně vyráběného motoru byl přičten k / odečten od celkových ztrát a účinnost byla dopočtena podle [5]. Takto dopočtená účinnost je v Tab. 7.15 označena η_{k-mech} . Jak je zde vidět, rozdíl v mechanických ztrátách způsobil změnu účinnosti až 0,3 % - viz vzorek č. 2. V Tab. 7.15 je dále uveden záběrný proud (I_z) a záběrný moment (M_z) pro každý měřený motor. Velikost záběrného proudu a momentu byla určena ze zkoušky nakrátko provedené podle [66].

Nejvyšší účinnost při jmenovitém zatížení byla naměřena u vzorku č. 10 (žíhané plechy M270-35A + zvýšený průměr vodiče statorového vinutí). Účinnost tohoto vzorku je o 3,9 % (po přepočtení na stejné mechanické ztráty jako má standardně vyráběný motor) vyšší než účinnost standardně vyráběného motoru. Naopak nejmenší účinnost při jmenovitém zatížení byla naměřena u vzorku č. 6 (měděná klec). Účinnost tohoto vzorku je dokonce nižší než účinnost standardně vyráběného motoru – o 0,7 % (po přepočtení na stejné mechanické ztráty jako má standardně vyráběný motor). Nejnižší proud při jmenovitém zatížení byl naměřen u vzorku č. 5 (optimalizovaný tvar drážek, vyšší průměr vodiče statorového vinutí), to je ale pravděpodobně ovlivněno jinou technologií výroby plechů pro tento vzorek (blíže viz kapitola 7.5). S tím souvisí i velikost účinníku, který je u tohoto vzorku nejvyšší. Naopak nejvyšší proud a nejnižší účinník při jmenovitém zatížení má vzorek č. 11 (žíhané plechy M270-35A + zvýšený průměr vodiče statorového vinutí + snížený počet závitů). To je způsobeno vlastnostmi plechů M270-35A a zvýšeným sycením způsobeným menším počtem závitů a také menším úbytkem napětí na statorovém vinutí.

Při použití náhradního schématu třífázového asynchronního stroje ve tvaru T článku, lze pro určení velikosti záběrného proudu I_z použít následující vztah [22]:

$$I_z = \frac{U}{Z_k}, \quad (7.1)$$

kde U je napájecí napětí [V] a Z_k je impedance nakrátko [Ω], která se určí z:

$$Z_k = \frac{Z_1 \cdot Z_0 + Z_2' \cdot Z_0 + Z_1 \cdot Z_2'}{Z_2' + Z_0}, \quad (7.2)$$

kde

$$Z_1 = \sqrt{R_1^2 + X_{1\sigma}^2}, \quad (7.3)$$

$$Z_2' = \sqrt{R_2'^2 + X_{2\sigma}'^2}, \quad (7.4)$$

$$Z_0 = \sqrt{R_0^2 + X_0^2}. \quad (7.5)$$

R_1 je satorový odpor [Ω], $X_{1\sigma}$ je satorová rozptylová reaktance [Ω], R_2' je rotorový odpor přepočtený na satorovou stranu [Ω], $X_{2\sigma}'$ je rotorová rozptylová reaktance přepočtená na satorovou stranu [Ω], R_0 je odpor reprezentující ztráty v železe [Ω] a X_0 je magnetizační reaktance [Ω]. Záběrový moment třífázového asynchronního motoru M_z je možné určit z [22]:

$$M_z = \frac{3 \cdot U^2 \cdot R_2'}{\omega_1 \cdot [(R_1 + C_1 \cdot R_2')^2 + (X_{1\sigma} + C_1 \cdot X_{2\sigma}')^2]}, \quad (7.6)$$

kde ω_1 je úhlová rychlost pole [$\text{rad} \cdot \text{s}^{-1}$] a C_1 je:

$$C_1 = \frac{Z_0 + Z_1}{Z_0}. \quad (7.7)$$

Z výše uvedených vztahů je zřejmé, že provedené úpravy mají vliv i na velikosti záběrového momentu a proudu. Nejnižší záběrový proud (nižší než u standardně vyráběného motoru) byl naměřen u vzorku č. 3 (prodloužený magnetický obvod + počet závitů snížený tak, aby zůstala zachována původní momentová charakteristika v pracovní oblasti), což souvisí se zvýšením rotorového odporu v důsledku axiálního prodloužení. Nejvyšší záběrový proud byl naměřen u vzorku č. 11 (žíhané plechy M270-35A + zvýšený průměr vodiče satorového vinutí + snížený počet závitů), což je způsobeno především značným snížením odporu satorového vinutí. Nejvyšší záběrový moment má vzorek č. 4 (prodloužený magnetický obvod + snížený počet závitů + zvýšený průměr vodiče satorového vinutí), což souvisí s axiálním prodloužením a snížením satorového odporu. Naopak nejnižší záběrný moment (nižší než standardně vyráběný motor) má vzorek č. 6 (měděná klec), to je způsobeno snížením rotorového odporu.

Přehled jednotlivých ztrát při jmenovitém zatížení je uveden v Tab. 7.16. Je zde uvedena jejich absolutní velikost a procentuální podíl na celkových ztrátách. Tabulka ukazuje, že u všech měřených motorů jsou dominantní Joulovy ztráty ve vinutí satoru. Jejich podíl na celkových ztrátách se pohybuje od 40,0 % do 51,9 %. Druhý nejvyšší podíl na celkových ztrátách mají Joulovy ztráty v kleci (standardně vyráběný motor, vzorky č. 3, 4, a 7 - 11) nebo ztráty v železe (vzorky č. 1, 2, 5 a 6). Nejnižší Joulovy ztráty ve vinutí satorů má vzorek č. 1 (zvýšený průměr vodiče satorového vinutí + snížený počet závitů), což je způsobeno značným snížením odporu

statorového vinutí. Nejvyšší Joulovy ztráty ve statorovém vinutí (vyšší než u standardně vyráběného motoru) byly naměřeny u vzorku č. 6 (měděná klec), to je způsobeno zvýšením proudu. Tento vzorek má nejnižší Joulovy ztráty v kleci, což je způsobeno snížením rotorového odporu. Naopak nejvyšší Joulovy ztráty v kleci (vyšší než v případě standardně vyráběného motoru) má vzorek č. 9 (žíhané plechy M270-35A), to souvisí se snížením otáček. Příčinou mohou být vady vzniklé při odlévání klece, které zvyšují její odpor. Nejnižší ztráty v železe byly naměřeny u vzorku č. 9, což je způsobeno nižšími měrnými ztrátami plechů M270-35A a jejich žíháním po vystřížení. Nejvyšší ztráty v železe (vyšší než u standardně vyráběného motoru) byly naměřeny u vzorku č. 1, což je způsobeno zvýšeným sycením magnetického obvodu.

Tab. 7.15: Porovnání výsledků měření při jmenovitém zatížení a zkoušky nakrátko.

	n_k [min ⁻¹]	I [A]	$\cos \varphi$ [-]	P_{I-k} [W]	η_k [%]	η_{k-mech} [%]	I_z [A]	M_z [Nm]
svm	2844,7	1,403	0,790	768,9	78,4	78,4	7,48	4,44
v 1	2863,5	1,477	0,732	749,0	80,4	80,2	8,83	6,07
v 2	2875,2	1,451	0,754	759,8	80,0	79,7	8,37	5,64
v 3	2846,6	1,342	0,817	759,3	79,4	79,4	7,28	4,64
v 4	2856,1	1,362	0,795	749,1	81,3	81,3	7,85	6,12
v 5	2845,2	1,322	0,820	753,3	80,0	80,0	8,04	5,99
v 6	2859,1	1,442	0,776	779,7	77,8	77,7	7,62	4,04
v 7	2855,4	1,350	0,806	756,2	80,0	80,1	7,61	4,59
v 8	2858,2	1,473	0,725	741,5	81,6	81,4	8,38	5,80
v 9	2836,7	1,400	0,775	753,7	79,7	79,7	7,56	4,74
v 10	2863,1	1,456	0,732	740,2	82,2	82,3	8,63	5,58
v 11	2873,7	1,543	0,701	750,5	81,2	81,4	9,02	5,64

Tab. 7.16: Porovnání jednotlivých ztrat všech měřených motorů při jmenovitém zatížení.

	ΔP_k [W]	ΔP_{Js-k} [W]	$\Delta P_{Js-k-\%}$ [%]	ΔP_{Fe} [W]	$\Delta P_{Fe-\%}$ [%]	ΔP_{Jr-k} [W]	$\Delta P_{Jr-k-\%}$ [%]	ΔP_{mech} [W]	$\Delta P_{mech-\%}$ [%]	$\Delta P_{př}$ [W]	$\Delta P_{př-\%}$ [%]
svm	166,3	82,6	49,6	30,2	18,1	33,9	20,4	13,6	8,2	6,1	3,7
v 1	146,9	60,1	40,9	38,6	26,3	29,2	19,8	12,4	8,4	6,7	4,5
v 2	152,3	70,4	46,2	36,9	24,2	27,2	17,9	11,6	7,6	6,1	4,0
v 3	156,1	70,5	45,2	30,6	19,6	33,8	21,7	13,9	8,9	7,3	4,7
v 4	140,4	56,2	40,0	31,1	22,1	31,6	22,5	13,9	9,9	7,6	5,4
v 5	150,9	62,9	41,7	34,5	22,9	34,0	22,6	13,5	9,0	6,0	3,9
v 6	173,2	86,8	50,2	36,5	21,1	30,6	17,7	13,1	7,6	6,1	3,5
v 7	151,3	72,0	47,6	26,5	17,5	31,3	20,7	14,2	9,4	7,3	4,8
v 8	136,3	67,5	49,5	21,1	15,5	31,1	22,8	12,2	9,0	4,3	3,2
v 9	152,6	78,6	51,5	18,2	11,9	35,3	23,1	13,7	9,0	6,8	4,5
v 10	132,3	65,8	49,8	18,8	14,2	30,0	22,7	14,6	11,0	3,1	2,3
v 11	141,5	73,4	51,9	22,0	15,5	27,6	19,5	15,1	10,7	3,3	2,3

7.12.1 Snížení počtu závitů podle zkoušky při jmenovitém zatížení a různém napájecím napětí

Vzhledem k tomu, že nebyl vyroben vzorek, který by měl pouze snížený počet závitů, tak jak by odpovídalo výsledkům zkoušky při jmenovitém zatížení a proměnném napájecím napětí provedené na standardně vyráběném motoru (Obr. 7.1) a ostatní parametry by zůstaly zachovány, není možné vliv snížení počtu závitů přímo posoudit. Vliv pouhého snížení počtu závitů (podle provedené zkoušky) na účinnost by byl velmi malý (kolem 0,1 %), ale mírně by se snížila spotřeba materiálu při výrobě. Takto snížen byl počet závitů u vzorků č. 1 (snížený počet závitů + zvýšený průměr vodiče statorového vinutí) a č. 11 (žíhané plechy M270-35A + snížený počet závitů + zvýšený průměr vodiče statorového vinutí). U obou těchto vzorků bylo snížení počtu závitů kombinováno se zvýšením průměru vodiče statorového vinutí. V těchto případech je vliv snížení počtu závitů na účinnost spíše negativní. Jasně negativní vliv mělo snížení počtu závitů v případě vzorku č. 11. Porovná-li se výsledky měření tohoto vzorku s výsledky měření vzorku č. 10 (jediný rozdíl mezi oběma vzorky je v počtu závitů) je zřejmé, že snížení počtu závitů způsobilo v tomto případě snížení účinnosti o 0,9 % - viz Tab. 7.15. To je ovšem značně ovlivněno vlastnostmi plechů M270-35A, které mají koleno BH křivky níže než plechy M700-50A použité ve standardně vyráběném motoru (Obr. 7.35).

Dalším důsledkem snížení počtu závitů je zvýšení záběrového momentu a proudu, což je způsobeno snížením impedance nakrátko – viz (7.1), (7.2) a (7.6).

7.12.2 Zvýšení průměru vodiče statorového vinutí

Joulové ztráty ve vinutí statoru tvoří téměř polovinu celkových ztrát standardně vyráběného motoru – viz Tab. 7.16. Snížení statorového odporu díky zvýšení průměru vodiče mělo ve všech případech pozitivní vliv na účinnost a to i v těch případech, kdy došlo k navýšení proudu. Při porovnání výsledků měření vzorků č. 9 (žíhané plechy M270-35A) a č. 10 (žíhané plechy M270-35A + zvýšení průměru vodiče statorového vinutí) je vidět, jak výrazný vliv na účinnost mělo snížení statorového odporu. Statorový odpor vzorku č. 9 v zahřátém stavu je přibližně o 22,7 % nižší než je tomu u vzorku č. 10. Joulové ztráty ve vinutí statoru se snížily o 12,8 W – viz Tab. 7.16, i když došlo ke zvýšení proudu o 0,056 A – viz Tab. 7.15. Zvýšení proudu souvisí s vyšším sycením, které je důsledkem nižšího úbytku napětí na statorovém vinutí. Zvýšené sycení rovněž způsobilo zvýšení ztrát v železe. Porovnání těchto dvou vzorků je zřejmě ovlivněno vyšším rotorovým odporem vzorku č. 9, k jeho zvýšení zřejmě došlo vinou méně kvalitního odlití klece (toto je zřejmě příčina toho, že tento vzorek má nižší otáčky než standardně vyráběný motor). Vyšší otáčky vzorku č. 10 a s tím související nižší Joulové ztráty v rotoru pak mohou být způsobeny kombinací vyšší indukce ve vzduchové mezeře v důsledku snížení úbytku napětí na statorovém vinutí a nižšího rotorového odporu. Vyšším rotorovým odporem jsou zřejmě ovlivněny i přídavné ztráty při zatížení. I přesto je však zřejmé, že takové zvýšení průměru vodiče statorového vinutí, které vede ke značnému snížení odporu, má na účinnost velký vliv.

Zvýšení průřezu vodiče statorového vinutí má rovněž vliv na záběrový moment a proud. Záběrový moment i proud se ve všech případech zvýšil, což je způsobeno snížením odporu statorového vinutí.

7.12.3 Prodloužení magnetického obvodu a snížení počtu závitů

Jak je vidět na výsledcích měření vzorků č. 2 – 4, mělo prodloužení magnetického obvodu v kombinaci se snížením počtu závitů vždy pozitivní vliv na účinnost – viz Tab. 7.15. Ve všech případech se na snížení celkových ztrát nejvíce podílelo snížení Joulových ztrát ve vinutí statoru (Tab. 7.16), které bylo způsobeno snížením statorového odporu a u vzorků č. 3 a 4 i snížením proudu. Z porovnání výsledků měření vzorků č. 2 a 3 je vidět, jaký vliv má rozdílné snížení počtu závitů při stejném prodloužení magnetického obvodu. Vzorek č. 3 má počet závitů snížený tak, aby v pracovní oblasti zůstala zachována původní momentová charakteristika (tj. o 5,43 % – viz Tab. 7.1), vzorek č. 2 má počet závitů výrazně nižší (oproti standardně vyráběnému motoru má počet závitů snížený o 13,4 %). Vzorek č. 2 má navíc zvýšený průměr vodiče statorového vinutí, takže jeho statorový odpor je výrazně nižší, přesto jsou jeho Joulovy ztráty ve vinutí statoru přibližně stejné jako u vzorku č. 3. To je způsobeno především nárůstem magnetizačního proudu, což je důsledkem nižšího počtu závitů. To se negativně projevilo i na ztrátách v železe, které jsou kvůli vyššímu sycení vyšší. Joulovy ztráty v kleci má vzorek č. 2 nižší než vzorek č. 3, to je však spojeno se změnou momentové charakteristiky – otáčky jsou vyšší. Nižší počet závitů vzorku č. 2 se negativně projevil i na účínku, který je nižší než účíník standardně vyráběného motoru, zatímco v případě vzorku č. 3 je tomu naopak. Nejvyšší účinnost ze všech vzorků s prodlouženým magnetickým obvodem má vzorek č. 4, což je způsobeno výrazně vyšším průměrem vodiče statorového vinutí a vhodným snížením počtu závitů.

Prodloužením magnetického obvodu a snížením počtu závitů jsou ovlivněny i záběrový moment a proud. To je způsobeno zvýšením rotorového odporu v důsledku delších tyčí a celkovou změnou impedance nakrátko v důsledku změny vinutí a zvýšení rotorového odporu. Na velikost záběrového momentu má však největší vliv zvýšení rotorového odporu – viz (7.6). Porovnání záběrových proudů a momentů všech tří vzorků s prodlouženým magnetickým obvodem a sníženým počtem závitů je v Tab. 7.15.

7.12.4 Optimalizovaný tvar drážek

Odhadnout, jaký vliv na účinnost motoru mají optimalizované drážky pomocí výsledků měření vzorku č. 5 (optimalizovaný tvar drážek + vyšší průměr vodiče statorového vinutí) není snadné, protože výsledky jsou ovlivněny dalšími faktory – viz kapitola 7.5. Přesto se lze, na základě výsledků měření a simulací, domnívat, že provedená změna tvaru drážek je pro zvýšení účinnosti motoru přínosem, především díky zvýšení magnetizační indukčnosti. Zvýšení magnetizační indukčnosti je způsobeno především rozšířením jha rotoru i statoru. Svůj podíl na tom mají i změněné tvary zubů – rozšíření statorového a zkrácení rotorového. Pro podrobnější analýzu vlivu optimalizovaných drážek na účinnost motoru by bylo nutné provést další měření na vzorku, který by měl všechny ostatní parametry shodné se standardně vyráběným motorem. Takový vzorek však zatím nebyl z ekonomických důvodů vyroben.

Jak je vidět v Tab. 7.15, u vzorku č. 5 došlo ke zvýšení záběrového momentu i proudu. To je způsobeno především změnou impedance nakrátko. Ta je způsobena především zvýšením průměru vodiče statorového vinutí a změnou rozptylových indukčností v důsledku změny tvaru drážek. Změna magnetizační indukčnosti se projeví také, ale méně výrazně. Na velikost záběrového proudu a momentu má velký vliv rotorový odpor – viz (7.1), (7.2) a (7.6). Ten by se

měl podle očekávání mírně snížit (plocha optimalizované rotorové drážky je o 1,4 % větší). Skutečný rotorový odpor však může být nezanedbatelně ovlivněn kvalitou odlití klece.

7.12.5 Měděná klec

Měděnou klecí byl vybaven vzorek č. 6, všechny ostatní parametry tohoto motoru byly shodné se standardně vyráběným motorem. Měděná klec tohoto vzorku nebyla odlita, což je technologicky náročný proces, ale svařena z jednotlivých částí. Vzhledem k tomuto způsobu výroby klece nejsou drážky zcela vyplněny měděnými tyčemi. Jak je vidět v Tab. 7.15, tento vzorek má nejnižší účinnost, dokonce o 0,7 % nižší než standardně vyráběný motor. Ze všech měřených vzorků má nejvyšší Joulovy ztráty ve vinutí statoru – vyšší než standardně vyráběný motor (Tab. 7.16), to je způsobeno zvýšením proudu. Jeho ztráty v železe se oproti standardně vyráběnému motoru také významně zvýšily. Jediné ztráty, které klesly, jsou Joulovy ztráty v kleci. Snížení těchto ztrát souvisí se zvýšením otáček a je způsobeno nižším rotorovým odporem. Zvýšení ztrát v železe může souviset s technologií výroby měděné klece. Klec je svařovaná a při svařování mědi je nutná vysoká teplota. V místech, kde jsou jednotlivé tyče přivařeny ke kruhům, mohlo vlivem působení vysoké teploty dojít k přivaření plechů ke kleci nebo místnímu spojení několika plechů dohromady. Zřejmě také došlo k poškození izolace mezi plechy. Toto všechno by způsobilo zvýšení vířivých proudů (působených vyššími harmonickými složkami magnetické indukce) v magnetickém obvodu rotoru, což by vedlo k nárůstu ztrát v železe. Působení vysoké teploty při svařování mohlo rovněž negativně ovlivnit magnetické vlastnosti materiálu v rotorových zubech, což by způsobilo nárůst magnetizačního proudu. Tím by se dalo vysvětlit, proč klesl účinek, i když došlo ke zvýšení mechanického výkonu (vyšší otáčky při stejném momentu) a celkových ztrát.

Negativním vlivem použití kotvy s nižším odporem je snížení záběrového momentu a zvýšení záběrového proudu – viz Tab. 7.15.

7.12.6 Žihání plechů po vystřižení

Žihání plechů po jejich vystřižení mělo ve všech případech na účinnost pozitivní vliv. Nejlépe je vliv žihání plechů patrný z porovnání výsledků měření standardně vyráběného motoru se vzorkem č. 7 (žihané plechy) a vzorku č. 8 (plechy M270-35A + vyšší průměr vodiče statorového vinutí) se vzorkem č. 10 (žihané plechy M270-35A + vyšší průměr vodiče statorového vinutí).

Vzorek č. 7 se od standardně vyráběného motoru liší především žiháním plechů (M700-50A) po jejich vystřižení. Vinutí tohoto vzorku má kratší čela, takže je odpor vinutí i za studena o něco nižší než odpor vinutí standardně vyráběného motoru – viz Tab. 7.1. Odpor vinutí po zahřátí je ještě dále ovlivněn odlišnými Joulovými ztrátami. Toto ovlivňuje porovnání získaných výsledků, ale přesto je zřejmé, že vliv žihání plechů na účinnost je značný. Jak je vidět v Tab. 7.15, došlo ke snížení proudu a ke zvýšení účinku. Účinek se zvýšil, i když došlo ke snížení činného příkonu – díky snížení ztrát. Ztráty v železe se snížily, i když se zřejmě zvýšilo sycení v důsledku nižšího úbytku napětí na statorovém vinutí. To naznačuje, že žiháním byly nezanedbatelně zlepšeny

vlastnosti vystřížených plechů. Snížení velikosti proudu, jako následek zlepšení magnetických vlastností plechů, významně přispělo ke snížení Joulových ztrát ve vinutí statoru.

Vzorky č. 8 a č. 10 se od sebe liší pouze žíháním plechů (M270-35A) po vystřížení. I v tomto případě mělo žíhání plechů značný vliv na účinnost, v Tab. 7.15 je vidět, že účinnost vzorku č. 10 je o 0,9 % vyšší než účinnost vzorku č. 8. I v tomto případě došlo ke snížení proudu, zvýšení účinníku (který se zvýšil i přesto, že se snížil činný příkon) a snížení ztrát v železe. I když rozdíly zde nejsou tak velké jako v případě motorů s plechy M700-50A, i zde je zřejmé, že žíhání plechů po vystřížení nezanedbatelně zlepšilo jejich vlastnosti, což vedlo k ovlivnění celého motoru.

Na záběrový moment a proud nemá žíhání plechů výrazný vliv. Žíháním jsou ovlivněny rozptylové indukčnosti a magnetizační indukčnost, vliv na impedanci nakrátko však není výrazný.

7.12.7 Použití plechů M270-35A

Plech M270-35A byly použity, protože mají výrazně nižší měrné ztráty než plechy M700-50A používané ve standardně vyráběných motorech – viz Obr. 7.34. Díky tomu by mělo dojít k redukci ztrát v železe, které ve standardně vyráběném motoru tvoří 18,1 % celkových ztrát – viz Tab. 7.16. Použití těchto plechů má však i řadu nevýhod, kromě již zmíněného níže položeného kolena BH křivky a nižšího plnění magnetického obvodu – viz kap. 7.8, jde především o zvýšení nákladů na výrobu. Samotný materiál je dražší, kvůli snížení měrných ztrát obsahuje více křemíku, což způsobuje zvýšené opotřebení prostřihovačla [7] a pro vyrobení jednoho motoru se standardní délkou magnetického obvodu je potřeba více plechů protože jsou tenčí, což znamená další zvýšení opotřebení prostřihovačla. Plechy M270-35A byly použity celkem ve čtyřech vzorcích (č. 8 – č. 11), ale pouze jeden z nich obsahuje plechy, které nebyly po vystřížení žíhány (vzorek č. 8).

Porovná-li se výsledky měření standardně vyráběného motoru a vzorku č. 8 (plechy M270-35A + zvýšený průměr vodiče statorového vinutí), je zřejmé, že díky použití plechů M270-35A se výrazně snížily ztráty v železe (klesly o 9,1 W tj. o 30,1 %), i když sycení magnetického obvodu je o něco vyšší díky menšímu úbytku napětí na statorovém vinutí. Cenou za snížení ztrát v železe je zvýšení proudu a snížení účinníku, což je způsobeno především vlastnostmi plechů M270-35A. Díky žíhání plechů se ztráty v železe ještě zmenší – viz porovnání výsledků měření vzorku č. 8 a č. 10.

Z porovnání výsledků měření vzorků č. 7 (žíhané plechy M700-50A) a č. 9 (žíhané plechy M270-35A, ostatní parametry totožné se vzorkem č. 7) je zřejmé, že účinnost vzorku s plechy M270-35A je nižší. Účinnost klesla o 0,4 %. Tento výsledek je ovlivněn nižšími otáčkami vzorku č. 9 (to znamená nižší mechanický výkon, protože moment je v obou případech totožný) a s tím souvisejícím zvýšením Joulových ztrát v kleci (v porovnání se vzorkem č. 7 jsou vyšší o 4,0 W, tj. o 12,8 %). To je zřejmě ovlivněno tím, že klec vzorku č. 9 je odlita méně kvalitně a má proto vyšší odpor – viz porovnání tohoto vzorku se standardně vyráběným motorem. Rozdíl mezi otáčkami vzorků č. 7 a č. 9 také může být ovlivněn různým úbytkem napětí na statorovém vinutí. I přesto je však zřejmé, že použití plechů M270-35A nelze v tomto případě označit jako jednoznačně přínosné. Došlo sice ke snížení ztrát v železe (klesly o 8,3 W, tj. o 31,3 %), ale vinou vyššího proudu (o 0,05 A) se zvýšily Joulovy ztráty ve vinutí statoru (vzrostly o 6,6 W,

tj. o 9,2 %). Zvýšení proudu a snížení účinníku je způsobeno především vlastnostmi plechů M270-35A.

Na záběrový moment ani proud nemá použití plechů M270-35A místo M700-50A výrazný vliv. Díky této záměně se změní magnetizační a rozptylové indukčnosti, celkový vliv na impedanci nakrátko však není výrazný.

8 ZÁVĚR

Hlavním cílem této dizertační práce bylo provést analýzu ztrát malého asynchronního motoru a navrhnout opatření, která by ztráty snižovala. Práce byla řešena prostřednictvím simulací metodou konečných prvků a laboratorních měření. Pomocí simulací byl studován vliv technologie výroby na parametry motoru. Dále byl pomocí simulací proveden rozbor ztrát při jmenovitém zatížení studovaného stroje. Analýza ztrát byla rovněž provedena pomocí laboratorních měření. Dále bylo laboratorních měření ve velké míře využito při studiu vlivu různých úprav na ztráty i další parametry motoru.

Studium vlivu technologie výroby na parametry motoru je provedeno díky simulacím s využitím šesti modelů. Uvažovány jsou tyto vlivy: skutečný tvar magnetického obvodu, nýtování satorového svazku, zhoršení vlastností plechů stříhem a umístění satorového svazku do elektricky vodivé kostry. Z výsledků simulací je zřejmé, že i změna vnějšího tvaru satorových plechů z kruhového na skutečný tvar (přechod od modelu A k modelu B), který je výsledkem snahy o úsporu materiálu (od kruhového se liší především čtyřmi stejně velkými chybějícími kruhovými úsečemi), nebo vyrazení otvorů do satorových plechů pro nýty (přechod od modelu B k modelu C) má nezanedbatelný vliv. Velký vliv na celkové ztráty a účinnost mělo přidání nýtů (přechod od modelu C k modelu D). Nejvýrazněji se však projevilo uvažování vlivu stříhu na vlastnosti plechů (přechod od modelu D k modelu E). Vliv stříhu na vlastnosti plechů je simulován pomocí oblastí podél hran, ve kterých jsou nastaveny jiné (horší) vlastnosti (BH křivka a křivka měrných ztrát). Podle dostupné literatury je ve skutečnosti vliv stříhu na vlastnosti materiálu největší těsně u hrany a postupně se ve směru od hrany zmenšuje. Modelovat vliv stříhu přesně tímto způsobem je však prakticky nemožné, proto bylo využito diskretních oblastí s konstantními pozměněnými vlastnostmi. Vlastnosti těchto oblastí byly odhadnuty podle dostupné literatury. Vlastnosti zbytku magnetického obvodu byly nastaveny podle katalogu výrobce plechů. To, že odhadnuté vlastnosti oblastí se zhoršenými parametry dobře simulují vliv stříhu na vlastnosti analyzovaného motoru, je potvrzeno porovnáním výsledků simulací s měřeními. Porovnány jsou výsledky měření standardně vyráběného motoru (plechy jeho magnetického obvodu jsou ovlivněny stříhem) s výsledky simulací pomocí modelu E a výsledky měření vzorku motoru s žíhanými plechy (vliv stříhu na plechy by měl být žíháním odstraněn) s výsledky simulací pomocí modelu D. V obou případech jsou výsledky simulací v dobré shodě s měřeními, což znamená, že dané modely dobře napodobují dané skutečné stroje. Jediným rozdílem mezi modely D a E je přidání oblastí simulujících vliv stříhu. Dále bylo vyzkoušeno, jaký vliv má umístění satorového svazku do elektricky vodivé kostry. Při tom však nebylo uvažováno případné galvanické spojení satorových plechů prostřednictvím kostry, ale pouze vznik vířivých proudů v kostře jako důsledek pronikání magnetického pole mimo plechy. Podle výsledků simulací je tento vliv zanedbatelný.

Z provedeného rozboru ztrát standardně vyráběného motoru je zřejmé, že dominantní jsou Joulovy ztráty ve vinutí satoru. Ty tvoří přibližně polovinu (49,6 %) celkových ztrát při jmenovitém zatížení. Druhé největší ztráty – Joulovy ztráty v kleci – tvoří 20,4 % celkových ztrát při jmenovitém zatížení. O něco menší jsou ztráty v železe, které tvoří 18,1 % celkových ztrát při jmenovitém zatížení. Jak ukazují výsledky simulací, významná část ztrát v železe je způsobena vyššími harmonickými složkami magnetické indukce v rotoru. Podle výsledků simulací tvoří, v tomto případě, ztráty v železe v rotoru 15,9 % celkových ztrát v železe při jmenovitém zatížení.

Nezanedbatelné jsou také ztráty v nýtech, které patří do ztrát v železe. Podle výsledků simulací tvoří, v tomto případě, ztráty v nýtech 8,6 % celkových ztrát v železe při jmenovitém zatížení. Nýty a jejich propojení prostřednictvím statorových plechů ve skutečném stroji jsou simulovány podobně jako klec nakrátko. V modelu jsou nýty po celé délce svazku odděleny od statorových plechů a propojeny jsou pomocí funkce, která v případě klece vytváří kruhy nakrátko. Vlastnosti nýtů a jejich „kruhů nakrátko“ v modelu byly nastaveny pomocí měření na rozebraném skutečném stroji. Přímé porovnání naměřených a vypočtených ztrát v železe je problematické, protože část skutečných ztrát v železe (ve skutečném stroji) není obsažena v naměřených ztrátách v železe, ale v přídavných ztrátách při zatížení, které jsou však tvořeny i dalšími ztrátami.

Možnosti snižování jednotlivých ztrát byly studovány pomocí měření na celkem jedenácti vzorcích motorů s různými úpravami, které by měly vést ke snížení ztrát a zvýšení účinnosti. Testovány byly tyto možnosti: zvýšení průměru vodiče statorového vinutí, úprava počtu závitů, použití plechů s nižšími měrnými ztrátami, žihání plechů, prodloužení magnetického obvodu, použití svařované měděné klece a optimalizace tvaru drážek. Většina vzorků obsahuje více než jednu z těchto úprav. To poněkud komplikuje posouzení vlivu jednotlivých úprav. U všech vzorků byla určena účinnost při jmenovitém zatížení, byl proveden rozbor ztrát při jmenovitém zatížení a byl změřen záběrový moment a proud. Jednotlivé vzorky byly porovnávány se standardně vyráběným motorem. Výsledky analýzy vlivu jednotlivých opatření na ztráty a účinnost se dají shrnout do následujících bodů:

- **Snížení počtu závitů** – Motivací ke snížení počtu závitů byly výsledky zkoušky při jmenovitém zatížení a různém napájecím napětí provedené na standardně vyráběném motoru, které ukázaly, že maximální účinnosti při jmenovitém zatížení motor dosahuje při vyšším napětí než jmenovitém. Rozdíly však byly malé a mohou být značně ovlivněny chybou měření. Stejně tak i případné zvýšení účinnosti by bylo malé. Vzorek, který by měl pouze snížený počet závitů a ostatní parametry zachovány nebyl vyroben. Snížení počtu závitů podle výsledků zkoušky při jmenovitém zatížení a různém napájecím napětí bylo provedeno u dvou vzorků, které se však od standardně vyráběného motoru lišily i v dalších parametrech, především výrazně zvýšeným průměrem vodiče statorového vinutí. V tomto případě je snížení počtu závitů nežádoucí, protože zvýšené sycení magnetického obvodu a s tím související nárůst magnetizačního proudu se na účinnosti projeví negativně.
- **Zvýšení průměru vodiče statorového vinutí** – Jak již bylo uvedeno výše, z rozboru ztrát standardně vyráběného motoru při jmenovitém zatížení je zřejmé, že nejvýznamnější jsou Joulovy ztráty ve vinutí statoru (tvoří přibližně polovinu celkových ztrát). Snížení těchto ztrát tedy má na účinnost významný vliv. Jedním ze způsobů jak tyto ztráty snížit je snížení odporu statorového vinutí díky použití vodiče s vyšším průměrem. Zvýšený průměr vodiče statorového vinutí mělo celkem sedm vzorků. Lze říci, že ve všech případech mělo toto opatření na účinnost pozitivní vliv. Nevýhodou je zvýšené plnění drážek, které může způsobovat problémy při výrobě. Snížení odporu statorového vinutí rovněž způsobilo zvýšení záběrového momentu i proudu.
- **Prodloužení magnetického obvodu v kombinaci s úpravou počtu závitů** – Celkem byly vyrobeny tři vzorky, které mají prodloužený magnetický obvod (všechny tři vzorky stejně) a různě snížený počet závitů. Dva z těchto vzorků mají rovněž zvýšený průměr vodiče statorového vinutí. Ve všech třech případech došlo ke zvýšení

účinnosti a to vždy především díky redukci Joulových ztrát ve vinutí statoru. Ve všech třech případech došlo k redukci těchto ztrát díky snížení odporu statorového vinutí (v důsledku snížení počtu závitů i zvýšení průměru vodiče). U dvou vzorků došlo ke snížení proudu, což také vede ke snížení těchto ztrát. U třetího vzorku se proud naopak zvýšil, což je způsobeno především značným snížením počtu závitů. U všech těchto vzorků došlo ke zvýšení záběrového momentu (u jednoho pouze nepatrně). Záběrový proud se ve dvou případech zvýšil a v jednom nepatrně klesl.

- **Optimalizace tvaru drážek** – Jeden ze vzorků byl vyroben s optimalizovaným tvarem statorových i rotorových drážek. Optimalizace byla provedena pomocí genetického algoritmu a jejím cílem bylo dosáhnout co nejvyšší účinnosti při zachování (nebo alespoň nevýrazné změně) momentové charakteristiky v pracovní oblasti. Vyroběný vzorek má také mírně zvýšený průměr vodiče statorového vinutí. Plechy tohoto vzorku nebyly vystřiženy jako v případě standardně vyráběného motoru, ale vyrobeny metodou elektroerozivního obrábění. Navíc mají plechy tohoto vzorku jiný vnější tvar. Tím je komplikováno posouzení vlivu optimalizovaného tvaru drážek na jednotlivé ztráty a účinnost. Z výsledků měření však lze usuzovat, že optimalizovaný tvar drážek má na účinnost pozitivní vliv. Došlo také ke zvýšení záběrového momentu a proudu. I tyto veličiny jsou ovlivněny i jinými faktory než pouze tvarem drážek, především snížením odporu statorového vinutí.
- **Použití měděné svařované klece nakrátko** – Jeden ze vzorků byl vybaven měděnou klecí, která byla svařena z jednotlivých částí. Ostatní parametry tohoto vzorku byly shodné se standardně vyráběným motorem. Podle výsledků měření je účinnost tohoto vzorku nižší než účinnost standardně vyráběného motoru. Došlo sice ke zvýšení otáček a snížení Joulových ztrát v kleci, ale celkové ztráty se zvýšily. To je pravděpodobně způsobeno tím, že při svařování klece došlo k ovlivnění rotorových plechů. Plechy v blízkosti svarů mohou být přivařeny ke kleci nebo spojeny mezi sebou. Rovněž mohlo dojít k ovlivnění vlastností plechů vysokou teplotou při svaření. Záběrový moment klesl a záběrový proud se zvýšil, což je způsobeno snížením rotorového odporu.
- **Žihání plechů po vystřižení** – Byly vyrobeny celkem čtyři vzorky, které mají plechy žíhané po vystřižení. Díky žihání by mělo dojít k odstranění negativního vlivu stříhu na vlastnosti materiálu. Jeden z těchto vzorků má stejný typ plechů jako standardně vyráběný motor, ostatní tři mají plechy s nižšími měrnými ztrátami. Z výsledků měření těchto vzorků vyplývá, že žihání plechů po vystřižení má na účinnost jednoznačně pozitivní vliv. Díky žihání došlo ke snížení ztrát v železe, snížení magnetizačního proudu a zvýšení účinníku. Snížení proudu se dále projevilo zmenšením Joulových ztrát ve vinutí statoru. Na záběrový moment ani proud nemělo žihání výrazný vliv.
- **Použití plechů s nižšími měrnými ztrátami** – Celkem u čtyřech vzorků byly použity plechy s nižšími měrnými ztrátami (u všech čtyřech vzorků stejné). U třech z těchto vzorků byly navíc plechy po vystřižení žíhány. U všech čtyřech vzorků byla naměřena vyšší účinnost než u standardně vyráběného motoru. Výsledky jsou ale ovlivněny tím, že všechny vzorky obsahují i další úpravy. Ve všech případech vedlo použití těchto plechů ke snížení ztrát v železe. Nevýhodou těchto plechů je níže položené koleno BH křivky a menší šířka plechu (tzn. nižší plnění magnetického

obvodu). To vede ke zvýšení magnetizačního proudu a snížení účinníku. Zvýšení magnetizačního proudu způsobuje zvýšení Joulových ztrát ve vinutí statoru. Na záběrový moment ani proud nemělo použití těchto plechů výrazný vliv.

Nejvyšší účinnost byla naměřena u vzorku, který má výrazně zvýšený průměr vodiče statorového vinutí a po vystřížení žíhané plechy s nižšími měrnými ztrátami. Naopak nejnižší účinnost (dokonce nižší než má standardně vyráběný motor) byla naměřena u vzorku s měděnou klecí. To je ale zřejmě dáno především způsobem výroby měděné klece.

Z provedeného rozboru vlivu jednotlivých úprav na jednotlivé ztráty a účinnost vyplývá, že nejefektivnějšími prostředky ke zvýšení účinnosti studovaného motoru je zvýšení průměru vodiče statorového vinutí a prodloužení magnetického obvodu v kombinaci s vhodným snížením počtu závitů. Obě tyto metody mají svoje omezení. Průměr vodiče statorového vinutí je limitován plněním drážek a délka magnetického obvodu je omezena velikostí kostry. Obě metody lze kombinovat a dosáhnout tak vyšší účinnosti než je možné při použití pouze jedné z nich. Zvýšení účinnosti se dá dosáhnout i pomocí optimalizovaného tvaru drážek, žíhání plechů a použití plechů s nižšími měrnými ztrátami. Všechny tyto způsoby však mají i svoje nevýhody. Před použitím optimalizovaných drážek by bylo nutné vyrobít nové prostřihovadlo, což je nákladná záležitost. Navíc by bylo vhodné provést v tomto směru další výzkum, protože vyrobený vzorek je ovlivněn i jinými faktory. Žíhání plechů po vystřížení je technologicky náročné a značně prodražuje výrobu. Plechy s nižšími měrnými ztrátami jsou dražší a způsobují vyšší opotřebení prostřihovadla, což dále zvyšuje náklady na výrobu. Použití svařované měděné klece se ukázalo jako nevhodné. Pro zlepšení výsledků při použití měděné klece by bylo nutné zvolit jinou technologii její výroby. Opět jde ale o nákladnou záležitost. Náklady na výrobu jednoho motoru se zvýší i při použití vodiče s vyšším průměrem nebo delšího magnetického obvodu.

Všechny cíle dizertační práce (analýza ztrát malého asynchronního motoru a návrh opatření, která by vedla ke snížení ztrát a zvýšení účinnosti) byly splněny. Za hlavní přínosy této práce lze považovat analýzu vlivu technologie výroby na parametry malého asynchronního motoru a experimentální studium řady možností, jak docílit snížení ztrát a zvýšení účinnosti malého asynchronního motoru.

LITERATURA

- [1] I. Boldea a S. A. Nasar, *The Induction Machine Handbook*, CRC Press, 2001. ISBN 0849300045.
- [2] *Commission Regulation (EC) No 640/2009, Implementing Directive 2005/32/EC of the European Parliament and of the Council with regard to ecodesign requirements for electric motors*, 2009, pp. 26-34. Dostupné z: <http://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/?uri=CELEX:32009R0640>
- [3] *ČSN EN 60034-30-1 Točivé elektrické stroje - Část 30-1: Třídy účinnosti střídavých motorů provozovaných ze sítě (IE kód)*, Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2014, 28 s.
- [4] *ČSN EN 60034-2-1. Točivé elektrické stroje - Část 2-1: Standardní metody určování ztrát a účinnosti ze zkoušek (s výjimkou strojů pro trakční vozidla)*., Praha: Český normalizační institut, 2008, 64 s.
- [5] *ČSN EN 60034-2-1 ed. 2. Točivé elektrické stroje - Část 2-1: Standardní metody určování ztrát a účinnosti ze zkoušek (s výjimkou strojů pro trakční vozidla)*., Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví., 2015, 80 s.
- [6] P. Beckley, *Electrical steels for rotating machines*, Londýn: The Institution of Engineering and Technology, 2002. 315 p. ISBN 978-0-85296-980-9.
- [7] F. Desort, *Elektrotechnologie (Výroba elektrických strojů a přístrojů)*, Praha: SNTL, 1980, 344 s.
- [8] D. Singh, A. Belahcen a A. Arkkio, „Effect of manufacturing on stator core losses,“ v *Proceeding of 13th International Symposium PÁRNU 2013*, 2013.
- [9] G. Loisos a A. J. Moses, „Effect of mechanical and Nd:YAG laser cutting on magnetic flux distribution near the cut edge of non-oriented steels,“ *Journal of Materials Processing Technology*, sv. 161, pp. 151-155, 10. 4. 2005.
- [10] T. Nakata, M. Nakano a K. Kawahara, „Effects of Stress Due to Cutting on Magnetic Characteristics of Silicon Steel,“ *IEEE Translation Journal on Magnetism in Japan*, sv. 7, pp. 453-457, 6 1992. ISSN 0882-4959.
- [11] P. Goes, E. Hoferlin a M. De Wulf, „Calculating iron losses taking into account effects of manufacturing processes,“ v *Proceedings of the COMSOL conference*, 2008.
- [12] F. Ossart, E. Hug, O. Hubert, C. Buvat a R. Billardon, „Effect of punching on electrical steels: Experimental and numerical coupled analysis,“ *IEEE Transactions on Magnetism*, sv. 36, pp. 3137-3140, 9 2000. ISSN 0018-9464.

- [13] A. C. Smith a K. Edey, „Influence of manufacturing processes on iron losses,“ v *Proceedings of the Seventh International Conference on Electrical Machines and Drives*, 1995. ISBN 0-85296-648-2.
- [14] A. Boglietti, M. Cavagnino, M. Lazzari a M. Pastorelli, „Effects of punch process on the magnetic and energetic properties of soft magnetic material,“ v *Proceedings of the IEEE International Electric Machines and Drives Conference, 2001. IEMDC 2001.*, 2001. ISBN 0-7803-7091-0.
- [15] Z. Gmyrek a A. Cavagnino, „Analytical method for determining the damaged area width in magnetic materials due to punching process,“ v *Proceedings of the 37th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society IECON 2011*, 2011. ISBN 978-1-61284-972-0.
- [16] Z. Gmyrek, A. Cavagnino a L. Ferraris, „Estimation of magnetic properties and damaged area width due to punching process: Modeling and experimental research,“ v *Proceedings of the XXth International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 2012. ISBN 978-1-4673-0142-8.
- [17] Z. Gmyrek, A. Cavagnino a L. Ferraris, „Estimation of the Magnetic Properties of the Damaged Area Resulting From the Punching Process: Experimental Research and FEM Modeling,“ *IEEE Transactions on Industry Applications*, sv. 49, pp. 2069-2077, 9-10 2013. ISSN 0093-9994.
- [18] A. Boglietti, A. Cavagnino, L. Ferraris a M. Lazzari, „The annealing influence onto the magnetic and energetic properties in soft magnetic material after punching process,“ v *Proceedings of the IEEE International Electric Machines and Drives Conference IEMDC'03*, 2003. ISBN 0-7803-7817-2.
- [19] N. Takahashi, M. Morishita, D. Miyagi a M. Nakano, „Comparison of Magnetic Properties of Magnetic Materials at High Temperature,“ *IEEE Transactions on magnetics*, sv. 47, pp. 4352-4355, 10 říjen 2011. ISSN 0018-9464.
- [20] M. Brázda a R. Staňa, Výpočet asynchronního motoru, Brno, VUES, 1973. 172 s.
- [21] I. P. Kopylov, Stavba elektrických strojů, Praha: SNTL, 1988. 685 s.
- [22] G. N. Petrov, Elektrické stroje 2, Praha: Academia, 1982. 728 s.
- [23] O. Laldin, „Stray losses in the stator and rotor of induction machines with sinusoidal supplies,“ v *Proceedings of the Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2011 IEEE*, 2011. ISBN 978-1-4577-0541-0.
- [24] Y. Gao, T. Sanmaru, G. Urabe, H. Dozono, K. Muramatsu, K. Nagaki, Y. Kizaki a T. Sakamoto, „Evaluation of Stray Load Losses in Cores and Secondary Conductors of Induction Motor Using Magnetic Field Analysis,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, sv. 49, pp. 1965-1968, květen 2013. ISSN 0018-9464.

- [25] M. N. Ansari, A. Dalal a P. Kumar, „Analysis of stray loss and its determination with equivalent circuit for double cage rotor induction motor,“ v *Proceedings of the Annual IEEE India Conference (INDICON)*, 2013. ISBN 978-1-4799-2275-8.
- [26] J.-J. Lee, S.-O. Kwon, J.-P. Hong, J.-H. Kim a K.-H. Ha, „Core loss distribution of three-phase induction motor using numerical method,“ v *Proceedings of the 31st International Telecommunications Energy Conference INTELEC 2009*, 2009. ISBN 978-1-4244-2490-0.
- [27] O. Bottauscio, M. Chiampi, A. Manzin a M. Zucca, „Additional losses in induction machines under synchronous no-load conditions,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, sv. 40, pp. 3254-3261, září 2004. ISSN 0093-9994.
- [28] K. Yamazaki a Y. Haruishi, „Stray load loss analysis of induction motor-comparison of measurement due to IEEE standard 112 and direct calculation by finite-element method,“ *IEEE Transactions on Industry Applications*, sv. 2, pp. 543-549, břez-en-duben 2004. ISSN 0093-9994.
- [29] K. Komez a M. Dems, „Field and circuit calculation of the core losses in the energy-saving small-size induction motor,“ v *Proceedings of the XIX International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Řím, 2010. ISBN 978-1-4244-4175-4.
- [30] E. Dlala, „Comparison of Models for Estimating Magnetic Core Losses in Electrical Machines Using the Finite-Element Method,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, sv. 45, pp. 716-725, únor 2009. ISSN 0018-9464.
- [31] D. L. Irimie, M. M. Radulescu a F. Peltier, „Comparative loss analysis of small three-phase cage induction motors,“ v *Proceedings of the XIX International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Řím, 2010. ISBN 978-1-4244-4175-4.
- [32] A. M. Knight, P. D. Malliband, C. Y. Leong a R. A. McMahon, „Power Losses in Small Inverter-Fed Induction Motors,“ v *Proceedings of the IEEE International Conference on Electric Machines and Drives*, 2005. ISBN 0-7803-8987-5.
- [33] E. Lamprecht, M. Homme a T. Albrecht, „Investigations of eddy current losses in laminated cores due to the impact of various stacking processes,“ v *Proceedings of the 2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2012. ISBN 978-1-4673-3007-7.
- [34] A. Stermecki, O. Bíró, I. Bakhsh, S. Rainer, G. Ofner a R. Ingruber, „3-D Finite Element Analysis of Additional Eddy Current Losses in Induction Motors,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, pp. 959-962, únor 2012. ISSN 0018-9464.
- [35] G. Bertotti, „General properties of power losses in soft ferromagnetic materials,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, sv. 24, pp. 621-630, leden 1988. ISSN 0018-9464.
- [36] D. Lin, P. Zhou, W. N. Fu, Z. Badics a Z. J. Cendes, „A dynamic core loss model for soft ferromagnetic and power ferrite materials in transient finite element analysis,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, sv. 40, pp. 1318-1321, 3 2004. ISSN 0018-9464.

- [37] D. Lin, P. Zhou, Q. M. Chen, N. Lambert a Z. J. Cendes, „The Effects of Steel Lamination Core Losses on 3D Transient Magnetic Fields,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, sv. 46, pp. 3539-3542, srpen 2010. ISSN 0018-9464.
- [38] D. Lin, P. Zhou, Z. Badics, W. N. Fu, Q. M. Chen a Z. J. Cendes, „A new nonlinear anisotropic model for soft magnetic materials,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, sv. 42, pp. 963-966, duben 2006. ISSN 0018-9464.
- [39] L. Alberti, N. Bianchi a S. Bolognami, „A Very Rapid Prediction of IM Performance Combining Analytical and Finite-Element Analysis,“ *IEEE Transactions on Industry Applications*, sv. 44, pp. 1505-1512, září - říjen 2008. ISSN 0093-9994.
- [40] M. Andriollo, M. De Birtoli a A. Tortella, „Procedures for the additional losses assessment and analysis in high-efficiency induction machines,“ v *Proceedings of the International Conference on Clean Electrical Power (ICCEP)*, 2011. ISBN 978-1-4244-8930-5.
- [41] A. Boglietti, A. Cavagnino, L. Ferraris, M. Lazzari a G. Luparia, „No tooling cost process for induction motors energy efficiency improvements,“ *IEEE Transactions on Industry Applications*, pp. 808-816, květen-červen 2005. ISSN 0093-9994.
- [42] L. Alberti, N. Bianchi, A. Boglietti a A. Cavagnino, „Core axial lengthening as effective solution to improve the induction motor efficiency classes,“ v *Proceedings of the Conference on Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 2011.
- [43] A. Boblietti, A. Cavagnino, L. Ferraris a M. Lazzari, „Impact of the Supply Voltage on the Stray-Load Losses in Induction Motor,“ *IEEE Transactions on Industry Applications*, pp. 1374-1380, červenec-srpen 2010. ISSN 0093-9994.
- [44] J. Germishuizen a S. Stanton, „No load loss and component separation for induction machines,“ v *Proceedings of the 18th International Conference on Electrical Machines, 2008. ICEM, 2008*. ISBN 978-1-4244-1736-0.
- [45] M. Mach a V. Hájek, „Practical testing of methods for improvement of efficiency of a small induction motor,“ v *Proceedings of the 15th International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC)*, Řím, 2015. ISBN 978-1-4799-7993-6.
- [46] Kolektiv spolupracovníků MEZ - Vývojový závod n.np, Zkoušení elektrických strojů - část I a II, Brno: MEZ Vývojový závod, 1951, 149 s.
- [47] J. Bašta, V. Kulda a F. Pavlásek, Měření na elektrických strojích 4. Měření na indukčních strojích., Praha: SNTL, 1962, 309 s.
- [48] W. R. Finley a M. M. Hodowanec, „Selection of copper vs. aluminum rotors for induction motors,“ v *Proceedings of the Petroleum and Chemical Industry Conference*, 2000. ISBN 0-7803-6338-5.

- [49] R. Yabiku, R. Fialho, L. Teran, A. Santos, E. Rangel a D. Dutra, „A comparative study between copper and aluminum induction squirrel cage constructions,“ v *Proceedings of the Petroleum and Chemical Industry Conference (PCIC)*, 2010. ISBN 978-1-4244-6799-0.
- [50] K. J. Park, K. Kim, S.-h. Lee, D.-H. Koo, K.-C. Ko a J. Lee, „Optimal design of rotor slot of three phase induction motor with die-cast copper rotor cage,“ v *Proceedings of the International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS*, 2008. ISBN 978-7-5062-9221-4.
- [51] J. H. Dymound a R. D. Findlay, „Some commentary on the choice of rotor bar material for induction motors,“ *IEEE Transactions on Energy Conversion*, pp. 425-430, září 1995. ISSN 0885-8969.
- [52] C. A. da Silva, A. B. Dietrich, R. Lopes a R. Carlson, „Rotor cage of single-phase induction motors - process analysis,“ v *Proceedings of the Electric Machines and Drives Conference, IEMDC*, 2009. ISBN 978-1-4244-4252-2.
- [53] Cogent „Cogent Non oriented electrical steel Typical data,“ Cogent.
- [54] M. Mach a V. Hájek, „Impact of Magnetic Circuit Steel Grade on Single-Phase Induction Motor Efficiency,“ v *Proceedings of the International Scientific Conference on Electric Power Engineering (EPE)*, Kouty nad Desnou, 2013. ISBN 978-80-248-2988-3.
- [55] S.-b. Park, H.-b. Lee a S.-y. Hahn, „Stator slot shape design of induction motors for iron loss reduction,“ *IEEE Transactions on Magnetics*, sv. 31, pp. 2004-2007, květen 1995. ISSN 0018-9464.
- [56] S. Palko a T. Jokinen, „Optimisation of squirrel cage induction motors using finite element method and genetic algorithms,“ v *Proceedings of the Eighth International Conference on Electrical Machines and Drives*, 1997. ISBN 0-85296-696-2.
- [57] S. Jelassi, J. F. Brudny a R. Romary, „Slot design for dynamic iron loss AC rotating electrical machine reduction,“ v *Proceedings of the Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 2010. ISBN 978-1-4244-5287-3.
- [58] S. Williamson a C. I. McClay, „Optimization of the geometry of closed rotor slots for cage induction motors,“ *IEEE Transactions on Industry Applications*, sv. 32, pp. 560-568, květen-červen 1996. ISSN 0093-9994.
- [59] R. L. Haupt a S. E. Haupt, *Practical genetic algorithms*, New Jersey: John Wiley and Sons, 2004. 253 p. ISBN 0-471-45565-2.
- [60] *Výkresová dokumentace firmy ATAS elektromotory Náchod a.s.*
- [61] *Maxwell 2D - users's guide*, Canonsburg, USA: Ansys, 2011, 565 p.
- [62] N. Bianchi, *Electrical Machine Analysis Using Finite Elements*, Boca Raton: CRC Press, 2005. 275 p. ISBN: 978-0-8493-3399-6.

- [63] ThyssenKrupp „Power Core M700-50A,“ ThyssenKrupp.
- [64] M. Mach a V. Hájek, „Model of a Small Induction Machine with Effects of Manufacturing,“ v *Proceedings of the 18th International Conference on Electrical Drives and Power Electronics EDPE*, Tatranská Lomnica, 2015. ISBN 978-1-4673-7376-0.
- [65] M. Mach a V. Hájek, „Impact of Punching on a Small Induction Motor,“ v *Proceedings of the 15th Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC)*, Řím, 2015. ISBN 978-1-4799-7993-6.
- [66] Š. Lyócsa a J. Guttler, Měření na asynchronním motoru, Redakce elektrotechnické literatury, 1972. 126 s.

Curriculum Vitae

Jméno: Martin Mach

Narozen: 13. 4. 1984 v Litomyšli

Kontakt: xmachm02@stud.feec.vutbr.cz, martin-mach@seznam.cz

Vzdělání

1999 - 2004 VOŠ a SOŠ technická Česká Třebová

2005 - 2010 Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií VUT v Brně

2010 - 2015 Doktorské studium na UVEE, FEKT VUT v Brně

Praxe

2011 - dosud Technický pracovník na UVEE, FEKT VUT v Brně