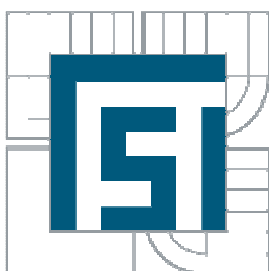


VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

ÚSTAV VÝROBNÍCH STROJŮ, SYSTÉMŮ A ROBOTIKY
KONSTRUKČNÍ A PROCESNÍ INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

INSTITUTE OF PRODUCTION MACHINES, SYSTEMS AND ROBOTICS
DESIGN AND PROCESS ENGINEERING

INTELEKTUÁLNÍ TESTOVACÍ PROCEDURY NÍZKONAPĚŤOVÝCH TRAKČNÍCH POHONŮ S ASYNCHRONNÍMI MOTORY

INTELLIGENT TEST PROCEDURES LOW-TENSION TRACTION DRIVES WITH INDUCTION MOTORS

DOKTORSKÁ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. MARTIN NESVADBA

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Doc. Ing. VLADISLAV SINGULE, CSc.

BRNO 2011

Abstrakt

Motivací pro vypracování disertační práce na toto téma byl zájem mého zaměstnavatele, firmy Kollmorgen, s.r.o., na implementaci měřicího pracoviště k měření hluku elektrických motorů. Toto pracoviště mělo být umístěno ve výrobní hale přímo ve výrobní lince s cílem nejen identifikovat hlučné motory, ale také rozbohem naměřených dat poukázat na konkrétní příčinu hlučnosti motoru – neboli implementace inteligentní testovací procedury.

Hlučnost elektrických strojů je v poslední době velmi diskutovaným tématem, kdy je ze strany zákazníků vyvíjen značný tlak právě na zajištění co možná nejméně hlučného pohonného ústrojí. Toho lze dosáhnout jednak zajištěním 100% kvality již vyráběných produktů implementací měřicího pracoviště s inteligentní bezdemontážní diagnostikou a následně také konstrukčními změnami produktu.

V úvodní části práce je proveden rozbor konstrukce testových asynchronních trakčních motorů a také návrh měřicího pracoviště. Následuje popis konstrukce měřicího pracoviště, návrh testovacích procedur, vlastní měření a analýza naměřených hodnot.

Druhá část práce je věnována detailnímu rozboru možných příčin vzniku hluku asynchronních motorů a konstrukčních řešení vedoucích k jeho eliminaci. Aplikací jednoho z těchto konstrukčních postupů pro potlačení hlučnosti byl sestrojen optimalizovaný prototyp, který byl následně testován a porovnán se standardní neoptimalizovanou verzí.

Klíčová slova

Asynchronní motor, hlučnost, testovací procedury, optimalizace, frekvenční spektrum, frekvenční analýza

Key Words

Induction motor, noise, testing procedures, optimization, frequency spectrum, frequency analyze

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto práci vypracoval samostatně pod vedením školitele, na základě vědomostí získaných během studia, na základě poznatků a zkušeností získaných praxí a na základě poznatků z použité literatury.

V Brně dne 1.9.2011

Poděkování

Na tomto místě bych rád poděkoval školiteli doc. Ing. Vladislavu Singulemu, CSc., za odbornou pomoc, vedení a cenné náměty a připomínky.

Dále bych chtěl poděkovat svým spolupracovníkům z firmy Kollmorgen, s. r. o., a to konkrétně Ing. Jiřímu Duroňovi PhD., Ing. Juliusovi Oplustilovi (oba Kollmorgen, s.r.o.), Bradu Monday (Kollmorgen Corp. Radford US) a Larsovi Läftmannovi PhD (Kollmorgen, Stockholm Sweden) za pomoc a spolupráci.

Především bych ale chtěl poděkovat za podporu své rodině.

Obsah:

1.	Úvod.....	8
2.	Analýza problematiky	8
2.1.	Konstrukce asynchronního trakčního motoru	8
2.2.	Typy poruch	14
3.	Formulace problému	16
4.	Současný stav problematiky	16
4.1.	Standardní testovací procedury	16
4.2.	Speciální testy	17
4.2.1.	Rozšířený test izolačního odporu	18
4.2.2.	Měření mohutnosti vibrací	21
4.2.2.1.	Diagnostika a sledování stavu strojů	24
4.2.3.	Měření hlučnosti.....	26
4.2.3.1.	<i>Akustický tlak a akustický výkon</i>	27
4.2.3.2.	<i>Stanovení akustického výkonu měřením akustického tlaku</i>	28
5.	Cíle práce.....	29
6.	Provedené experimenty a měření	29
6.1.	Vibrace	29
6.2.	Hluk.....	32
7.	Shrnutí první části cílů práce.....	44
8.	Detailní rozbor možných příčin hlučnosti asynchronních trakčních motorů	45
8.1.	Ventilační hluk	45
8.2.	Hluk mechanického původu.....	45
8.3.	Elektromagnetický hluk	47
8.3.1.	Magnetomotorické napětí.....	50
8.3.2.	Magnetická vodivost vzduchové mezery	51
8.3.3.	Vliv stupňových harmonických na radiální síly.....	52
8.3.4.	Vliv drážkování statoru a rotoru.....	52
8.3.5.	Vliv deformace vzduchové mezery.....	53
8.3.6.	Vliv sycení železa.....	53
8.3.7.	Vliv excentricity vzduchové mezery.....	54
8.3.8.	Vliv uspořádání vinutí s několika paralelními větvemi	54
8.3.9.	Vliv tangenciálních sil.....	55
8.3.10.	Vliv společného účinku radiálních a tangenciálních sil.....	55
8.3.11.	Zvýšení hluku při rozběhu.....	56
8.3.12.	Vliv neharmonického napájení.....	56
8.3.13.	Rezonanční vlivy statoru	58
9.	Praktické ověření návrhu motoru	59
9.1.	Ověření konstrukčního uspořádání na existujícím typu motoru TSP 112/4	59
9.2.	Ověření kritických frekvencí na existujícím typu motoru TSP 112/4	60
10.	Možnosti snížení hluku asynchronních motorů	61
10.1.	Aplikace Görgešova diagramu na motoru TSP 112/4.....	61
11.	Výsledky experimentů ke snížení hluku u motoru TSP 112/4.....	65
11.1.	Technická příprava.....	65
11.2.	Měření hlučnosti – standardní TSP 112/4 versus TSP 112/4 s optimalizací pro eliminaci stupňových harmonických nízkých řádů.....	66
11.2.1.	Standardní a optimalizované TSP 112/4 harmonicky napájené naprázdno (1500 min ⁻¹):	67

11.2.2.	Standardní a optimalizované TSP 112/4 harmonicky napájené při zatížení 30Nm, 50Hz (1500 min ⁻¹):	68
11.2.3.	Standardní a optimalizované TSP 112/4 neharmonicky napájené při zatížení (47Nm, 900 min ⁻¹):	69
11.2.4.	Standardní a optimalizované TSP 112/4 neharmonicky napájené při zatížení (45Nm, 1500 min ⁻¹):.....	71
11.2.5.	Standardní a optimalizované TSP 112/4 neharmonicky napájené při zatížení (35Nm, 2100 min ⁻¹):.....	72
11.2.6.	Standardní a optimalizované TSP 112/4 harmonicky napájené při zatížení (10Nm, 3000 min ⁻¹):.....	74
12.	Shrnutí výsledků.....	76
13.	Přínosy disertační práce	77
14.	Závěr.....	78
15.	Literatura	79
15.1.	Vlastní publikace.....	80
15.2.	Produkty a patenty.....	81
16.	Životopis.....	82
17.	Seznam příloh.....	83
1.	Měření hluku pro MPO projekt event.č.FR TII/082 ve spolupráci s VUT FS Brno ...	83
2.	Měření hluku pro EMP.....	83
3.	Měření hluku pro zákazníka TOYOTA	83
4.	Měření hluku pro Kubíček VHS, s.r.o.	83

1. Úvod

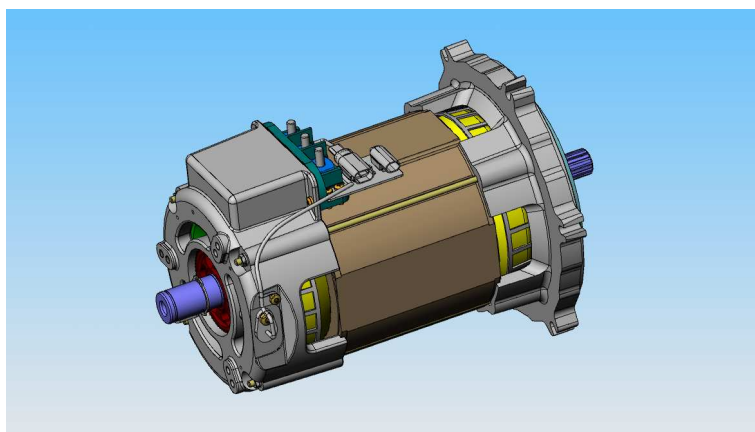
Testování asynchronních motorů je obecně známé a srozumitelné, pokud ovšem chceme zajistit skutečně komplexní měření všech důležitých funkcí a vlastností motoru přímo na výrobních linkách, pak můžeme narazit na několik zásadních problémů.

Asynchronní trakční motory, jejichž testování je předmětem této práce, jsou primárně určeny pro použití ve vysokozdvizných vozících, a to jak k hlavnímu pohonu (většinou ve spojení s převodovým ústrojím), tak k pohonu čerpadel (pneumatického nebo hydraulického systému pro zdvih lyžin vozíku) a také pro pohon systému pro natáčení kol. Jedná se o třífázové čtyřpólové motory (většinou v zapojení DP – tedy dvě paralelní vinutí zapojené do trojúhelníku), které jsou řízeny frekvenčními měniči a které musejí být uzpůsobeny bateriovému napájení. Způsob řízení těchto motorů je nazýván „regulace rychlosti pod proměnlivou zatěžující charakteristikou“ – tedy pro udržení konstantní rychlosti musí měnič automaticky kompenzovat charakteristiku zátěže. Tyto pohony jsou určeny k přímé zástavbě do vysokozdvizných vozíků a v těchto aplikacích jsou na ně kladeny zvláštní nároky, ze kterých vyplývá nezbytnost měření neelektrických veličin, jakou jsou např. velikost vibrací, či hlučnost.

2. Analýza problematiky

2.1. Konstrukce asynchronního trakčního motoru

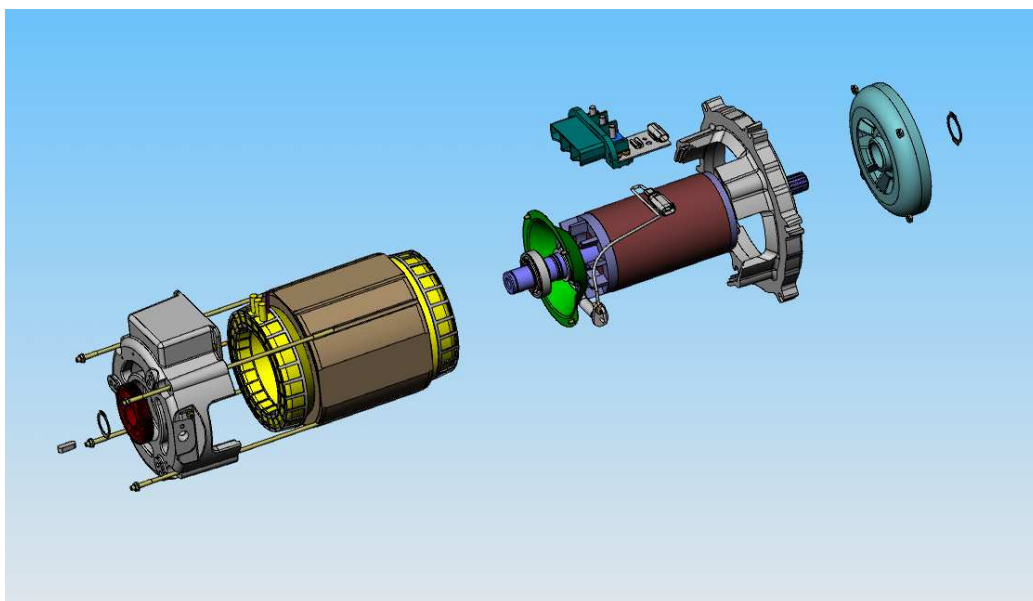
Nejprve provedeme rozbor konstrukce těchto motorů, abychom si vytvořili lepší představu o použitých dílech, jejich funkci a samotné konstrukci. Na níže uvedeném obrázku č. 1. je zobrazen motor, určený k přímé montáži na převodovku (je tedy určen k hlavnímu pohonu) – což je dobře patrné na konstrukci pravého štítu a ozubení na pravé straně hřídele. Tento zobrazený motor je typ 112/4-165, tedy osová výška 112mm, 4póly a délka statorového paketu 165mm.



Obr. 1 – Celkový pohled na trakční motor

Pro lepší představu o uspořádání jednotlivých komponent uvnitř motoru je na obr. 2. zobrazen tento motor v rozebraném stavu, kde je dobře patrné, jakým způsobem je tento motor sestaven a také montován na výrobních linkách. Za povšimnutí stojí zejména montáž obou štítů (s předem usazenými ložisky), které jsou k sobě připevněny dlouhými šrouby a tyto po dotažení drží štíty ve správné poloze vzhledem ke statoru. Protože v těchto štítech jsou usazena ložiska a tedy i rotor, je správná montáž těchto štítů velmi

důležitá i vzhledem k poloze statoru vůči rotoru, což má velký vliv na symetričnost vzduchové mezery a tím i na celkovou funkci motoru.

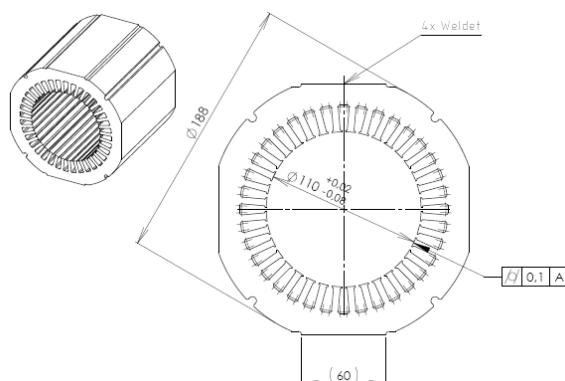


Obr. 2 – 3D pohled na jednotlivé komponenty trakčního motoru

Detailnější rozbor klíčových částí motoru:

- **Stator (statorový paket)**

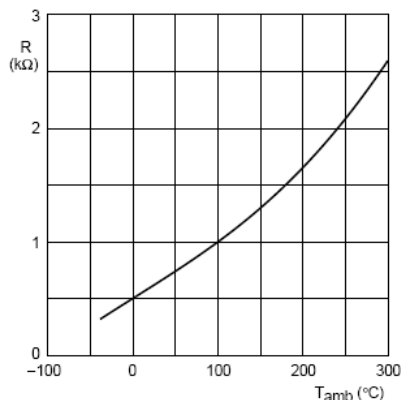
Stator je tvořen jednotlivými vzájemně izolovanými statorovými plechy, které jsou k sobě seskládány a následně svařeny do požadované délky. Materiál a tloušťka těchto plechů musí být volena s ohledem na minimální ztráty vířivými proudy a požadovaný přeměnu energie (aby nedocházelo k přesycování, kdy maximální indukce bývá obvykle 1,5 T). Také svary musejí být provedeny tak a na takových místech, aby co nejméně ovlivňovaly magnetický obvod.



Obr. 3 – Statorový paket pro motor s osovou výškou 112mm s řezem pro ilustraci statorových drážek

Součástí statoru bývá i teplotní senzor KTY84, který je vsunut do jedné z drážek mezi vinutí a drážkovou izolací a poskytuje frekvenčnímu měniči informaci o aktuální teplotě

uvnitř statoru. Tento se po překročení určité teploty přepne do chybového stavu a motor je zastaven.



Obr. 4 – Graf závislosti odporu na teplotě u teplotního senzoru KTY84 $I_{konst}=2mA$ [15]

• Vinutí

Vinutí je tvořeno lakovaným drátem, který je do statorového paketu buď vtahován strojně, nebo vsypáván ručně. Navinutí jednotlivých cívek – tedy příprava daného počtu závitů, je téměř vždy prováděno strojně. Pro velké proudové nároky v těchto aplikacích je pro každou cívku použito několik paralelních vodičů. Celkový průřez měděných vodičů v drážce by neměl přesahovat 60% průřezu drážky – tedy plnicí faktor max. 60% (je zde zohledněn kruhový průřez drátu a také další úbytek průřezu drážky způsobený drážkovou izolací).

Vinutí a tedy každá fáze je ukončena kabelovým okem pro snadnou montáž a připojení. Tato kabelová oka jsou nasazována na zastříhnuté fázové vývody – tedy přímo na lakovaný drát. Z důvodu zajištění správné vodivosti bez přechodových odporů je nutné tento lak z drátů odstranit, aby byl zajištěn správný kontakt mezi drátem a kabelovým okem. Toto můžeme provést dvěma způsoby:

- odstraněním laku (strojně nebo „spálením“ pomocí vysoké teploty a speciální pistole) před aplikací kabelového oka a následným zalisováním oka za studena,
- přivařením kabelového oka přímo na lakované dráty („joyal“ metoda), kdy je lak odstraněn vysokou teplotou během svařování.

Použitý lakovaný drát je součástí izolačního systému motoru, proto se jím budeme dále zabývat v kapitole „Izolační systém motoru“.

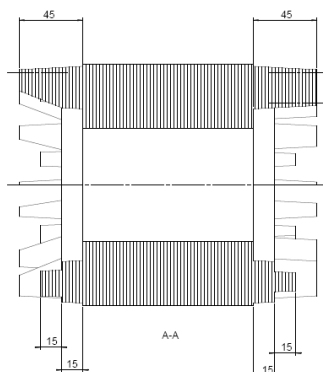
• Rotor + hřídel

Také rotor je tvořen jednotlivými vzájemně izolovanými rotorovými plechy, které jsou k sobě poskládány, ale nemusejí být následně svařeny. V dané aplikaci asynchronních trakčních motorů se používá konstrukce rotoru s kotvou nakrátko, tedy rotorové vinutí je tvořeno tzv. klecí, která je po stranách rotoru spojena nakrátko. Tím je zajištěno pevné spojení rotorového paketu. Jako vodič je použit hliník (čistota hliníku zde hraje velkou roli z hlediska ztrát a následně oteplení), který je pod vysokým tlakem vstříkván do rotorových drážek (počet drážek bývá většinou volen vyšší než u statoru). Rotorové drážky jsou oproti statorovým drážkám mírně zkoseny a velikost úhlu zkosení hraje velkou roli při

rozběhu motoru – snaha o snížení rozběhového proudu, který je několikanásobkem proudu jmenovitého.

Tento rotorový paket s hliníkovým vinutím je nasazen (za tepla nebo za studena nalisován) na hřídel, jejíž materiál a provedení musí opět splňovat požadavky dané aplikace – například prokalení na koncích v oblastech drážek – většinou indukční kalení, které zvyšuje tvrdost v této oblasti hřídele.

Tato komplet rotorového paketu a hřídele musí být dobře vyvážena (většinou s přesností, požadovanou třídou Q2,5).

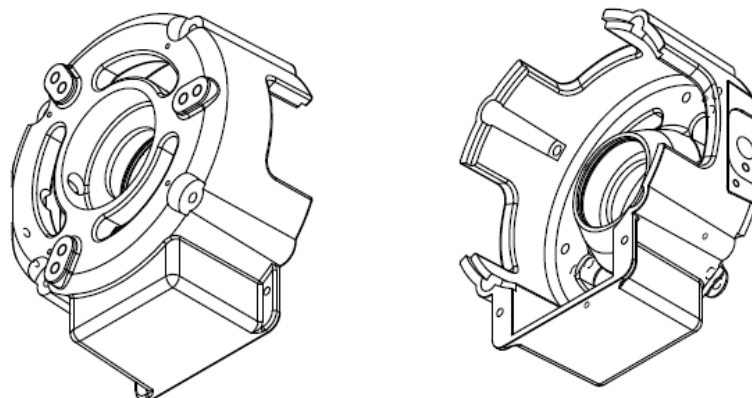


Obr. 5 – Rotorový paket s hliníkovým vinutím

Rotor je také součástí chladicího systému motoru, kdy na koncích rotorové klece (viz obr. 5) jsou vytvořeny hliníkové lopatky (litím při tvorbě rotorového hliníkového vinutí), které zajišťují cirkulaci vzduchu během chodu motoru.

- **Štíty**

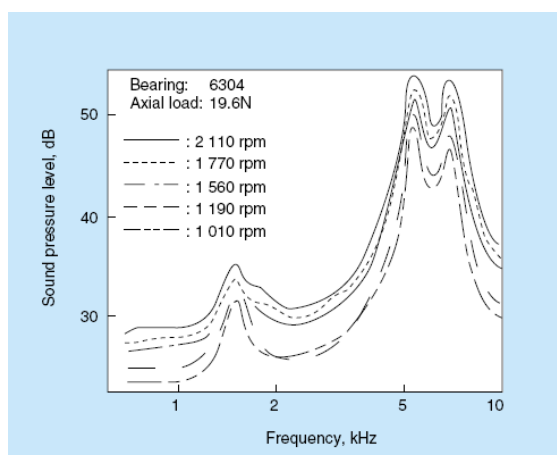
Jako materiál pro štíty je použit hliník, který je odléván a následně jsou odlitky strojně opracovány – pouze u požadovaných a důležitých rozměrů. V konstrukci štítu musí být pamatováno na požadovaný stupeň krytí (velikost otvorů) a také na správné rozmístění otvorů z hlediska co nejlepší cirkulace vzduchu.



Obr. 6 – Standardní štít s pouzdem pro instalaci ložiska

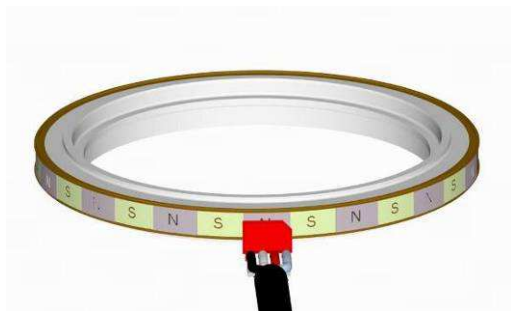
- **Ložiska**

Jedná se o standardní kuličková ložiska, jejichž velikost závisí na velikosti daného motoru (jiná ložiska používáme pro motory s osovou výškou 112 mm, jiná pro motory s osovou výškou 180 mm). Výběr správného typu ložiska závisí na teplotní třídě, pro kterou je daný motor určen (v našem případě třída F, max. 155 °C) – zde je důležitá zejména životnost použitého tuku v ložisku při různých teplotách, dále na provozních otáčkách motoru (pro trakční motory max. 4500 min⁻¹), dále také na předpokládaném zatížení a jeho velikosti. V neposlední řadě je důležité se zaměřit také na hlučnost ložiska, protože v některých aplikacích trakčních pohonů může být i hlučnost motoru dosti důležitým faktorem. Ložiska bývají nejčastější příčinou zdroje hluku v motoru a proto je potřeba při výběru správného ložiska se věnovat i této oblasti – většina velkých světových výrobců uvádí hlučnost ložisek ve svých specifikacích (viz obr. 7). Rozborem vlastností ložisek se budeme dále zabývat v kapitole 8. 2.

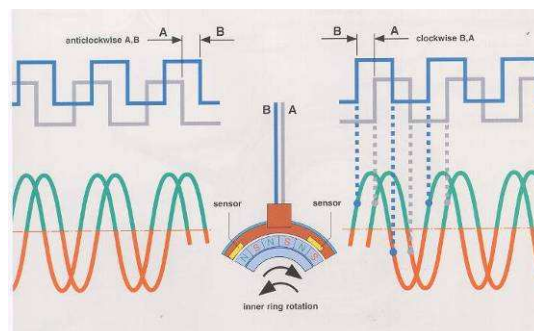


Obr. 7 – Hlučnost ložiska NSK 6304 pro různé provozní otáčky [18]

Jak již plyne ze způsobu řízení těchto motorů (frekvenčního měničem), je nutné použít nějaký typ zpětnovazebního snímače, který dává měniči informaci o aktuální poloze/rychlosti rotoru. Z důvodu nízké ceny a montážní jednoduchosti se pro danou aplikaci trakčních motorů používají převážně snímače otáček, integrované přímo do ložiska. Jedná se o snímání dvěma Hallovými sondami, které snímají pohyb magnetického kolečka. Rozlišení tohoto snímače nebývá vysoké (většinou 64 nebo 80 impulsů na otáčku). Použití dvou Hallových sond umožňuje získat na výstupu ze snímače dva signály (jeden kanál pro každou Hallovu sondu), což umožňuje i určit směr otáčení motoru.



Obr. 8 – Magnetické kolečko s vyznačenými póly [16]



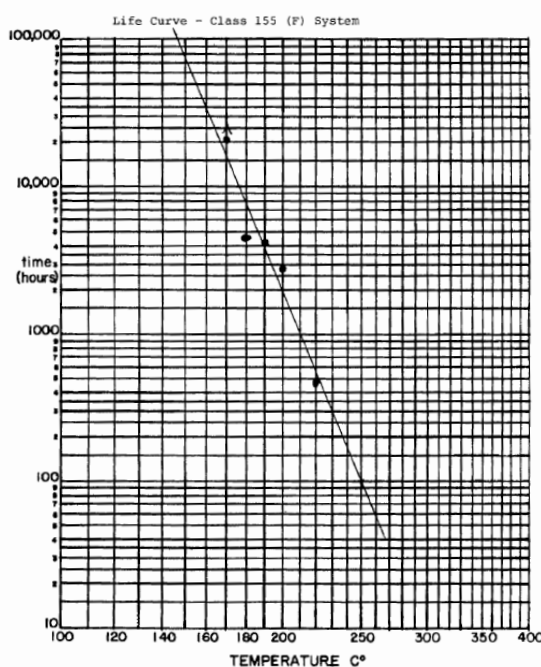
Obr. 9 – Princip činnosti snímání polohy [16]

• Izolační systém motoru

Izolační systém motoru je velmi důležitou částí motoru, který má zásadní vliv na jeho spolehlivost a životnost. Je zde nejenom funkce izolační (tedy oddělit části motoru určené pro vedení el. proudu od ostatních částí motoru), ale je zde i funkce zpevňující (např. stahovací páska pro fixaci čel vinutí) a také funkce umožňující odvod tepla přímo od vinutí uloženého uvnitř drážek statoru (vyplnění tohoto drážkového prostoru pryskyřicovým lakem).

Volba těchto izolačních materiálů pro trakční motory závisí na:

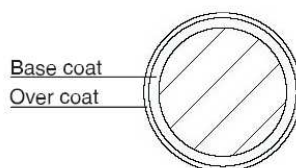
- jmenovitém napětí motoru (v našem případě se jedná o nízkonapěťové motory s maximálním $U_{jmen} = 100V$ AC),
- teplotní třídě motoru (v našem případě teplotní třída F ~ max. 155°C),
- zvláštní požadavky (např. speciální určení motoru do zvláštních podmínek – nadměrná vlhkost nebo agresivní plyny),
- používání certifikovaného UL izolačního systému motoru – tedy používání pouze materiálů uvedených v UL systému.



Obr. 10 – Křivka životnosti ve vztahu k teplotě motoru[2]

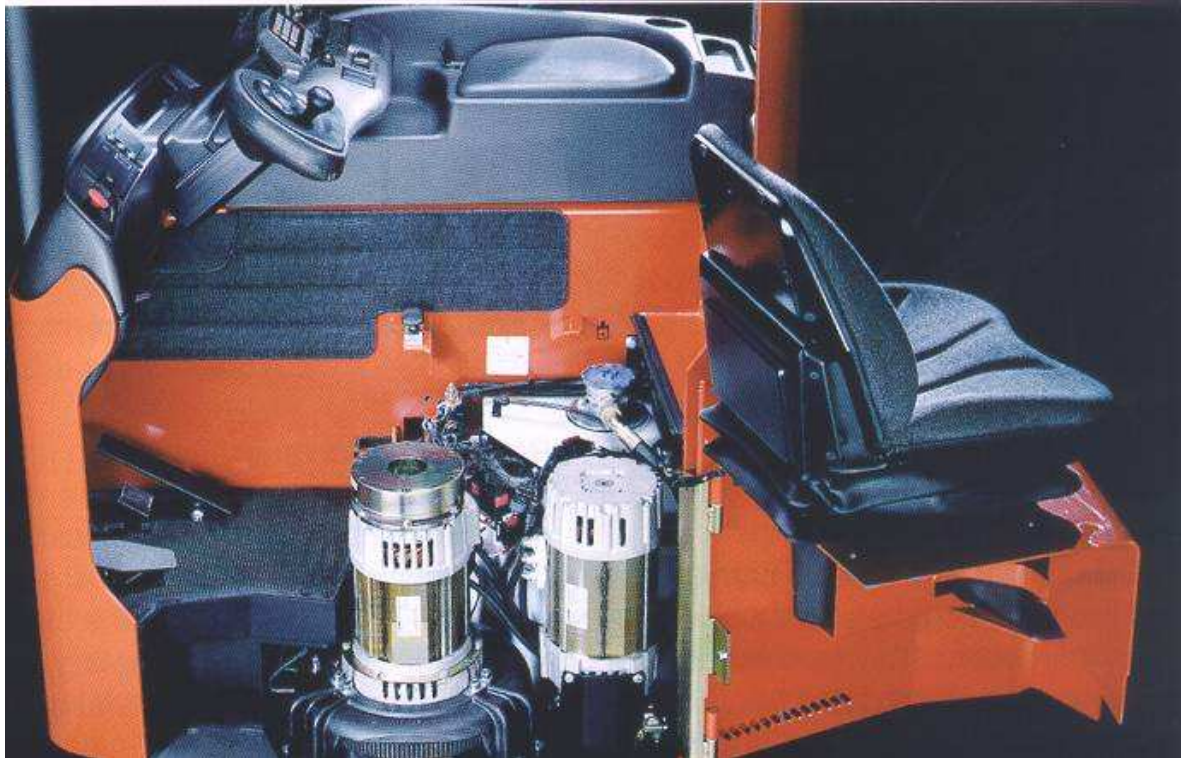
Velmi důležitou součástí izolačního systému je drážková izolace, jejíž prodření nebo průraz (často vlivem stárnutí a degradace) je jednou z nejčastějších příčin poruch trakčních motorů a proto je zde výběr správného materiálu velmi důležitý.

Další důležitou součástí je lak použitého drátu, jehož složení musí být opět voleno zejména s ohledem na teplotní třídu a určení motoru. Tato izolace má většinou dvě vrstvy – základní (většinou THEIC modif. polyester) a doplňková (většinou polyamide-imide).



Obr. 11 – Izolační vrstvy drátu – GRADE 2

Další částí izolačního systému je pryskyřicový lak, který má kromě izolační funkce také velmi důležitou funkci odvodu tepla z vinutí do statorového paketu – je důležité, aby byly drážky statoru tímto lakem co nejvíce zaplněny a tím nedocházelo ke vzniku vzduchových bublin v drážce, které by zhoršovaly odvod tepla. Další funkcí laku je také udržet vinutí ve správné poloze ve statoru.



Obr. 12 – Ukázka konkrétní aplikace asynchronních trakčních motorů [5]

2.2. Typy poruch

Typy poruch souvisí s použitými komponentami, které mohou měnit své vlastnosti během doby životnosti daného el. zařízení. Jako příklad si podrobněji rozebereme možné poruchy a jejich příčiny pro jedny z nejdůležitějších částí – stator a rotor.

Typy poruch, které mohou nastat v těchto dvou částech motoru, jsou rozděleny podle místa vzniku na statorové a rotorové plechy, drát ve statoru a hliník v rotoru a je uveden i dopad jednotlivých poruch tohoto rotoru na funkčnost motoru a tudíž celého vysokozdvížného vozíku (viz Tab. 1).

Tab. 1 – Typy poruch a jejich rozdělení pro nejdůležitější části statoru a rotoru

ROTOR – STATOR			
Položka	Možná chyba	Následek chyby	Příčina chyby
drát	překročení max. hodnoty proudu	Zastavení vozíku	Selhání izolace drátu
		Pokles výkonu vozíku	Špatná volba počtu vrstev izolace
	zastavení motoru	Zastavení vozíku	Špatný průřez drátu
		Pokles výkonu vozíku	Špatný typ izolace drátu
	trhavý pohyb nebo nízký výkon	Obtížné řízení	Selhání izolace drátu nebo špatný průřez drátu
	kouř z motoru	Toxické výpary	Špatný průřez drátu nebo špatný typ izolace
		Nebezpečí vzniku ohně	Špatný typ izolace drátu
přehřátí motoru	Pokles výkonu motoru	Špatný průřez drátu	
hliník v rotoru	Překročení max. hodnoty proudu	Zastavení vozíku	Přerušení rotorového obvodu
		Pokles výkonu vozíku	Přerušení rotorového obvodu
	Zastavení motoru	Zastavení vozíku	Přerušení rotorového obvodu
		Pokles výkonu vozíku	Přerušení rotorového obvodu
	Trhavý pohyb nebo nízký výkon	Nízká rychlost, obtížné řízení	Vysoký odpor rotoru
	Hluk z motoru	Selhání ložiska	Vysoký odpor rotoru
	Přehřátí motoru	Pokles momentu	Vysoký odpor rotoru
statorové plechy	Překročení max. hodnoty proudu	Zastavení vozíku	Narušení statorových plechů
		Pokles výkonu vozíku	Narušení statorových plechů
	Zastavení motoru	Zastavení vozíku	Narušení statorových plechů
		Pokles výkonu vozíku	Narušení statorových plechů
	Trhavý pohyb nebo špatný výkon	Obtížné řízení	Narušení izolace statorových plechů nebo jejich špatný rozměr
	Kouř z motoru	Toxické výpary	Špatný rozměr statorových plechů nebo špatná izolace
		Nebezpečí vzniku ohně	Špatný typ izolace
Přehřátí motoru	Pokles momentu	Špatný rozměr statorových plechů	
rotorové plechy	Překročení max. hodnoty proudu	Zastavení vozíku	Narušení rotorových plechů
		Pokles výkonu vozíku	Narušení rotorových plechů
	Zastavení motoru	Zastavení vozíku	Narušení rotorových plechů
		Pokles výkonu vozíku	Narušení rotorových plechů
	Trhavý pohyb nebo špatný výkon	Obtížné řízení	Narušení izolace rotorových plechů nebo jejich špatný rozměr
	Kouř z motoru	Toxické výpary	Špatný rozměr rotorových plechů nebo špatná izolace
		Nebezpečí vzniku ohně	Špatný typ izolace
Přehřátí motoru	Pokles momentu	Špatný rozměr rotorových plechů	

3. Formulace problému

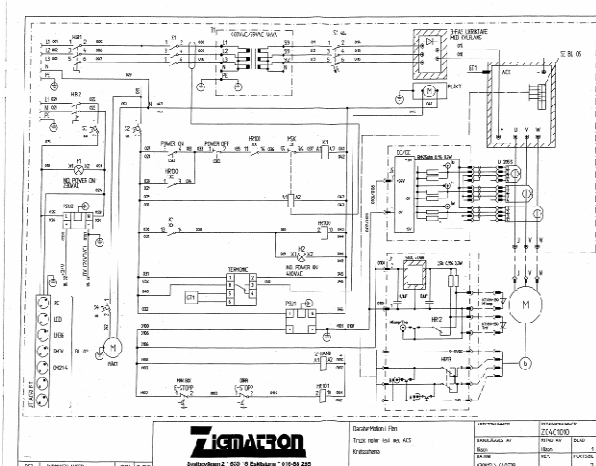
Obecně by se dalo říci, že význam testování spočívá v kontrole a verifikaci, zda je výrobek navržen (v případě el. motorů norma pro točivé elektrické stroje ČSN EN 60034-1) a vyroben dle předepsané dokumentace a ve shodě s na něj se vztahujícími požadavky. Testování odhalí, zda byly použité komponenty v bezvadném stavu a zda byl při výrobě dodržen předepsaný pracovní postup. Veškeré předepsané parametry motoru musejí být v předem definovaných tolerancích, což je základní předpoklad pro bezchybnou funkci a dlouhou životnost motoru.

Pokud chceme (nebo musíme) použít i automatické vyhodnocování těchto testovacích procedur (a to zejména těch speciálních), které je založeno jednak na předem definovaných tolerančních polích, tak na statistickém vyhodnocení předešlých testů, pak můžeme narazit na řadu překážek – zejména pokud chceme jít ještě dále a hlubší analýzou naměřených hodnot zjistit konkrétní příčinu možného problému (např. rozbořem FFT analýzy naměřené hlučnosti poukázat na špatně nalisované „B“ ložisko nebo nesymetrii vzduchové mezery). Toto automatické inteligentní vyhodnocení musí mít základy ve znalosti konstrukce motoru, statistickém vyhodnocení předchozích měření a v bezvadném pochopení výsledků měření. Na základě tohoto vyhodnocení a je poté možno mít ucelenou informaci jak o celkovém aktuálním stavu, tak učinit i predikci stavu motoru.

4. Současný stav problematiky

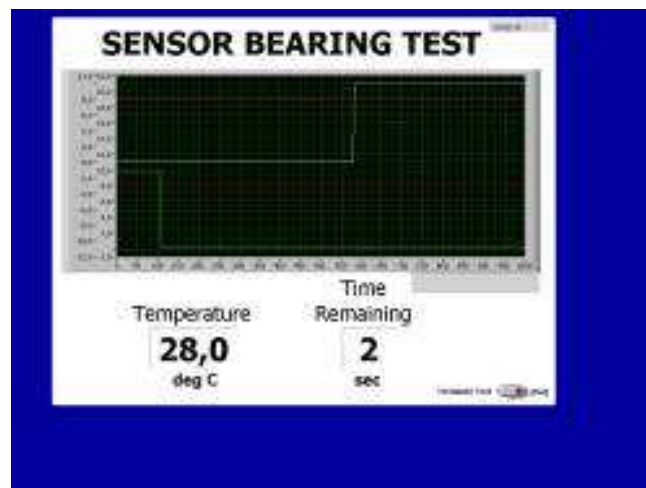
4.1. Standardní testovací procedury

Zde se zaměříme na testování asynchronních pohonů samostatnými, počítačem řízenými testovacími stanicemi. Aby bylo dosaženo důkladné kontroly bezpečnosti, funkčnosti a kvality všech částí asynchronního motoru, musí být navrženy jednotlivé testy odpovídajícím způsobem a také vhodně stanovena jejich posloupnost. Základní měření odporů a indukčností je zajištěno již před těmito automatizovanými testy na testovací stanici. Pro veškeré testy, kde dochází k rozběhu motoru, je použit frekvenční měnič, a to z důvodu co nejvěrnější simulace skutečného provozu. Vzhledem k předpokládanému použití tohoto pohonu ve vysokozdvizných vozících a tedy bateriovému napájení (nízkonapěťové, stejnosměrné) je pro tento účel navržen jak motor, tak frekvenční měnič, který má vstupní silové svorky připojeny ke zdroji stejnosměrného proudu s napětím 80V DC.



Obr. 13 – Silové zapojení testovací stanice [4]

- **VN test** – Testovací napětí je určeno na základě jmenovitého napětí testovaného motoru (dle ČSN 350010). Postupně jsou provedeny následující VN testy: fáze-kostra, fáze-teplotní senzor, kostra-teplotní senzor, kdy se při těchto testech měří velikost unikajícího proudu – max. 10mA).
- **Test izolačního odporu** – je dalším testem, při kterém je testována izolace daného motoru. Testovací napětí je 0,5kV DC a naměřené hodnoty izolačního odporu musí být minimálně 20MΩ.
- **WarmUp test** – tento test slouží zejména k zahřátí ložisek, aby jejich pasivní odpor co nejméně ovlivnil další testy. Během tohoto testu je motor roztočen na otáčky 1500 min⁻¹ a při této rychlosti je udržován po dobu pěti sekund.
- **Test snímače otáček** – tento test slouží k ověření funkčnosti zpětnovazebního členu, který je integrován v ložisku. Motor je roztočen na minimální otáčky (cca 15 min⁻¹) a je zde ověřena funkčnost obou zpětnovazebních kanálů, které jsou testovány po dobu 5 s. Součástí tohoto testu je také test teplotního senzoru.



Obr. 14 – Zobrazení obou kanálů snímače otáček během testu [4]

- **Akcelerační a NoLoad test** – tento test slouží k ověření schopnosti motoru akcelarovat v daném časovém limitu – od 0 do 1500 min⁻¹. Při otáčkách 1500 min⁻¹ je poté změřen proud naprázdno (při pevně nastaveném napětí naprázdno).

4.2. Speciální testy

Tyto testy nejsou standardními testy na testovacích stanicích a zejména jejich návrh, provedení a vyhodnocení je hlavním předmětem této práce. Pro tyto účely musely být navrženy a sestaveny speciální testovací stanice na měření vibrací a hluku (včetně měřicího boxu s požadovaným útlumem).

4.2.1. Rozšířený test izolačního odporu

Jak již bylo řečeno, izolační systém motoru je velmi důležitou částí motoru, který má zásadní vliv na jeho spolehlivost a životnost. Je proto velmi důležité aplikovat vhodnou diagnostickou metodu, abychom dokázali s co největší přesností určit stav izolačních materiálů v motoru, které mohou během doby své životnosti měnit svůj stav vlivem stárnutí. Někdy je nutné provádět tyto zkoušky stavu izolace i několikrát během životnosti daného motoru, proto je důležité zvolit jednu z metod *nedestruktivních* – tedy takovou, kde by nezpůsobila trvalé změny zkouška samotná.

Jako velmi vhodná metoda je měření izolačního odporu, kdy ovšem pouze jedno měření danými parametry neodhalí skutečný stav izolace a neumožňuje predikci stavu. Cenná také může být informace o rovnoměrnosti opotřebení izolace.

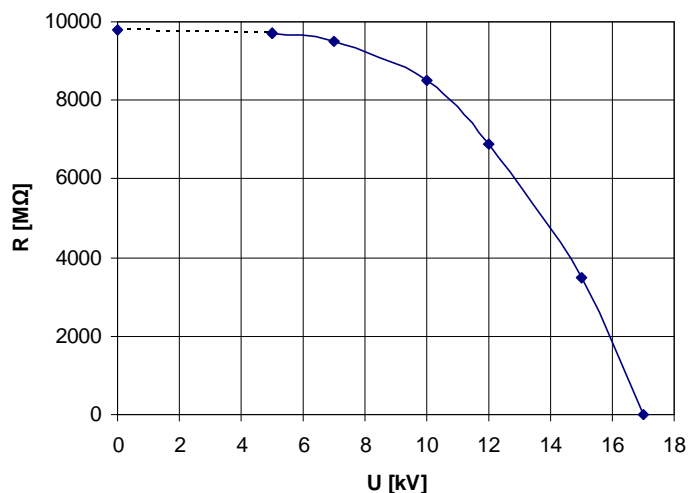
- **Měření rovnoměrnosti opotřebení** – metoda, při níž měříme jednotlivé fáze, které charakterizují odpory R_1 drážkové části izolace včetně plazivých cest na výstupu z drážky. Odpory R_2 reprezentují odpory jednotlivých fází vzájemně proti sobě.

Mikroampérmetrem změříme v bodě V proud I_2 , z něhož lze vypočítat odpor R_2 a druhým mikroampérmetrem u zdroje stejnosměrného napětí změříme proud I_1 , z něhož lze stanovit odpor [2]:

$$R = \frac{R_1 \cdot R_2}{2R_1 + R_2} \quad (1)$$

Odpor R charakterizuje výsledný odpor jedné fáze a z tohoto vztahu je poté možné odpor R_1 dopočítat.

- **Měření izolačního odporu vysokým stejnosměrným napětím** – za pomoci několika po sobě jdoucích zkoušek zvyšujícím se napětím je možné z napěťové závislosti izolačního odporu určit průrazné napětí izolace nedestruktivní cestou.



Obr. 15 – Závislost izolačního odporu na napětí [2]

Z křivky závislosti odporu na napětí je patrné, že od určité hodnoty napětí začne hodnota izolačního odporu strmě klesat, v této chvíli je možné přerušit měření ještě před průrazem izolace a z této naměřené křivky poukázat na stav izolace motoru. Je vždy vhodné provést několik referenčních měření pro každý typ vinutí. Vždy je nutné provádět měření na suchých izolacích, kdy i mírně navlhlá izolace by vnesla do měření velkou nepřesnost.

Tuto metodu je vhodné doplnit i měřením izolačních proudů, kdy měření při daném napětí je většinou ukončeno ještě před ustálením proudu. Doba každého napěťového stupně je určena tak, že absorpční proud každého napěťového stupně je úměrný celkovému napětí, to znamená, že s přibývajícím se počtem stupňů se doba zkracuje.

Časový průběh absorpčního proudu je podle [2]:

$$i_t = i_{1\min} t^{-n} \quad (2)$$

popřípadě

$$i_{10\min} = i_{1\min} 10^{-n} \quad (3)$$

a platí také

$$i_{3\min} = i_{1\min} 3^{-n} \quad (4)$$

$$i_{3\min}^2 = i_{1\min}^2 10^{-n} = i_{1\min} \cdot i_{10\min} \quad (5)$$

Jsou-li I_1 , I_3 a I_{10} naměřené proudy v časových bodech 1, 3 a 10 minut a I_{tp} konstantní proud v těchto časových bodech, pak lze vypočítat konstantní izolační proud I_p [2]:

$$i_{1\min} = I_{1\min} - I_{tp} \quad (6)$$

$$i_{3\min} = I_{3\min} - I_{tp} \quad (7)$$

$$i_{10\min} = I_{10\min} - I_{tp} \quad (8)$$

a tedy:

$$I_p = \frac{I_{1\min} I_{10\min} - I_{3\min}^2}{I_{1\min} + I_{10\min} - 2I_{3\min}} \quad (9)$$

- **Modely stárnutí** – pro sledování životnosti izolačních materiálů a stanovování doby, po kterou jsou schopny plnit svou funkci, nám slouží modely stárnutí:
 - **Model elektrického stárnutí** – slouží ke sledování vlivu elektrického pole na životnost izolací. K tomuto nám slouží dva modely, které popisují stárnutí jakéhokoliv materiálu, který je vystaven působení elektrického pole. Pro vytvoření těchto modelů není potřeba znát žádné podrobnosti o působícím el. poli a vztahy (10) a (11) jsou pouze empiricky odvozenými modely, které popisují vliv intenzity el. pole na stárnutí izolačních materiálů. Přesto bývají výsledky těchto simulací poměrně přesné a korespondují s reálnou dosažitelnou dobou života [1]:

Mocninový model

$$\tau_E = k \cdot E^{-n} \quad (10)$$

Exponenciální model

$$\tau_E = e^{-bE} \quad (11)$$

Kde: τ_E – doba života (h),
 E – intenzita magnetického pole ($kV \cdot mm^{-1}$),
 k, n, b – konstanty, které je třeba určit empiricky.

- **Model tepelného stárnutí** – sledování vlivu teploty na životnost izolací. Tedy jde o vytvoření modelu tepelné odolnosti izolačních materiálů. Výsledkem tohoto modelu a dalších zkoušek může být i zařazení daného izolačního materiálu do určité třídy tepelné odolnosti. Souvislost mezi životností izolace τ_E (h) a teplotou T (K), při které izolace stárne je vyjádřena empirickým Montsingerovým pravidlem nebo pomocí Arrheniovy rovnice [1].

$$\tau_T = A \cdot e^{-BT} \quad (12)$$

$$\tau_T = a \cdot e^{\frac{W_a}{RT}} \quad (13)$$

Kde: A, B – experimentálně určené materiálové konstanty,
 W_a – aktivační energie procesu,
 R – univerzální plynová konstanta
 a – konstanta závislá na koncentraci vzniklých aktivních molekul,
 T – absolutní teplota (K).

- **Model mechanického stárnutí** – tento model je pro naše použití méně zajímavý, protože veškeré izolační materiály jsou v motoru umístěny pevně a bez působení mechanického namáhání. Pokud bychom ovšem šli do detailů, zjistíme, že např. izolační páska, která je použita pro zpevnění čel vinutí, může být tahově namáhána vlivem teplotní roztažnosti vinutí při různých provozních stavech. Proto uvádím i model, který vychází z teorie růstu trhlin při tahovém napětí dle Dinga [10]. Model předpokládá, že vakantní místa se budou přemísťovat z objemu, který podléhá pružnému roztažení, do objemů méně roztažených.

$$V_{oc} = \frac{dN}{dt} \quad (14)$$

kde V_{oc} je rychlost koagulace a usazování vakancí, úměrná jejich počtu (N) za jednotku času t .

$$\tau_M = \left(\frac{C}{A}\right)^{\frac{1}{m}} e^{-\left(\frac{\alpha+\beta}{m}\right)\delta} \quad (15)$$

kde τ_M – doba lomu (h),
 δ – mechanické napětí (Pa),
 m – ukazatel charakterizující způsobnost hromadit vakance,
 C, A, β – konstanty.

- **Modely stárnutí při působení více faktorů současně** – tyto modely popisují situace kdy je izolační materiál vystaven působení více vlivů současně. Ve výsledku potom většinou dochází k selhání materiálu dříve, než kdyby byl vystaven působení těchto vlivů zvlášť.

V naší aplikaci izolací elektromotorů nás budou nejvíce zajímat modely, které popisují chování izolantů při současném působení elektrického pole a zvýšené teploty – k tomu nám slouží tyto modely: Simoniho model, Ramuův model, Fallouův model a Crineaův model. Posledně jmenovaný model dle Crinea nám vysvětluje proces stárnutí pomocí dvojité potenciálové jámy (tato teorie je blíže popsána v [1]). Podle Crinea střední doba života izolačního materiálu odpovídá střední době života přechodu energetické bariéry, kterou lze vyjádřit pomocí Boltzmanovy statistiky a pomocí zákonů termodynamiky.

$$\tau = \left(\frac{h}{k_B T}\right) e^{\frac{\Delta W}{k_B T}} \cosh\left(\frac{e\lambda E}{k_B T}\right) \quad (16)$$

kde: h – Plankova konstanta
 k_B - Boltzmanova konstanta,
 ΔW – volná aktivační energie, } funkce teploty
 λ – vzdálenost mezi oběma stavami }
 e – elektrický náboj částic ovlivňujících stárnutí.

4.2.2. Měření mohutnosti vibrací

Měřenými veličinami bývají výchylka vibrací, rychlost a zrychlení vibrací na ložiscích stroje a relativní výchylka vibrací hřídele uvnitř ložisek stroje nebo v jeho blízkosti. Kritériem pro velikost vibrací na ložiscích stroje je efektivní hodnota širokopásmových vibrací v daném frekvenčním rozsahu (minimálně od 10Hz do 1000Hz), vyjádřená výchylkou vibrací v mikrometrech, rychlost vibrací v milimetrech za sekundu a zrychlení vibrací v metrech za sekundu na druhou. Velikost vibrací stroje je dána největší hodnotou, zjištěnou v předepsaných měřicích místech dle normy ČSN EN 60034–14. Asynchronní motory mají často na kmitočtu odpovídajícím dvojnásobku skluzového kmitočtu vibrační záněje. V těchto případech musí být rozhodující velikost vibrací stanovena ze vztahu (31).

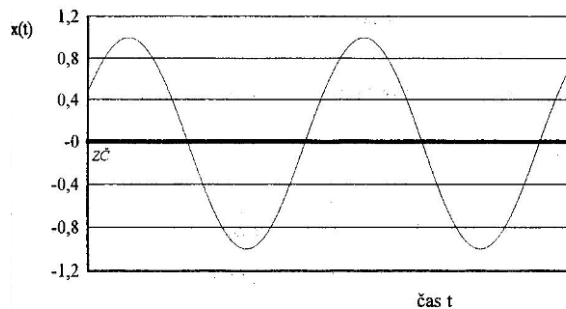
Obecně lze měření vibrací rozdělit dle změn určující veličiny v závislosti na čase na:

- **Kmitání periodické – harmonické**

Matematické vyjádření frekvence kmitání, která je vyjádřena převrácenou hodnotou periody [19]:

$$f = \frac{1}{T} \quad (17)$$

$$\omega = 2\pi f \quad (18)$$



Obr. 16 – Harmonický časový průběh [19]

Pro harmonické kmitání platí [19]:
(v obrázku je dráha označena (x_t))

$$s = s_0 \sin(\omega t + \varphi) \quad (19)$$

$$v = \frac{ds}{dt} = \omega s_0 \cos(\omega t + \varphi) = \omega s_0 \sin(\omega t + \varphi + \frac{\pi}{2}) \quad (20)$$

$$a = \frac{dv}{dt} = \frac{d^2s}{dt^2} = -\omega^2 s_0 \sin(\omega t + \varphi) = -a_0 \sin(\omega t + \varphi) = a_0 \sin(\omega t + \varphi + \pi) \quad (21)$$

Z těchto rovnic pak plyne pro jednotlivé amplitudy:

$$a_0 = \omega^2 s_0 \quad (22)$$

$$v_0 = \omega s_0 \quad (23)$$

kde: s – okamžitá výchylka bodu z rovnovážné polohy (m),
 v, a – okamžitá rychlost a zrychlení bodu (ms^{-1}, ms^{-2}),
 s_0, v_0, a_0 – amplitudy výchylky, rychlosti a zrychlení (m, ms^{-1}, ms^{-2}),
 f – frekvence, kmitočet (Hz),
 ω – úhlová frekvence, úhlový kmitočet (s^{-1}).

Z rovnic (20), (21), (22) dále plyne, že zrychlení předbíhá rychlost o $\frac{\pi}{2}$ a výchylku o

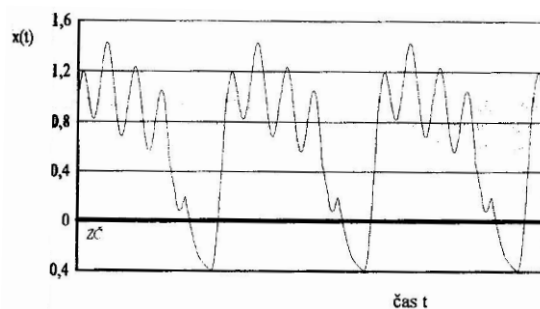
π . Rychlost předbíhá výchylku o $\frac{\pi}{2}$.

V souvislosti s měřením a hodnocením mechanického kmitání působícího na člověka se většinou používá tzv. hladina určující veličiny, která je definována jako dvacetinásobek dekadického logaritmu určující veličiny k její referenční hodnotě – jednotkou hladiny je decibel (dB). Tedy hladina např. pro zrychlení je dána jako [19]:

$$L(a) = 20 \log \frac{a_{ef}}{a_{0ef}} \quad (24)$$

kde: a_{0ef} – efektivní hodnota referenčního zrychlení.

- **Kmitání periodické – neharmonické**



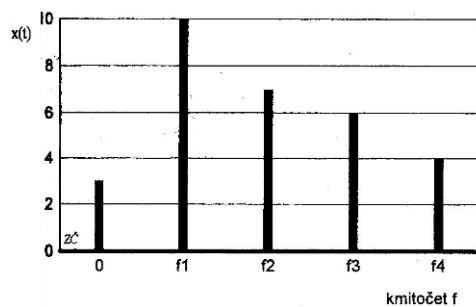
Obr. 17 – Periodický neharmonický časový průběh [19]

Veličiny popsané v odstavci o harmonickém kmitání nestačí k popisu periodického neharmonického kmitání. Pro popis tohoto děje se používá frekvenční Fourierova analýza, která vychází z poznatku, že každou periodickou funkci lze zkoumat jako funkci složenou z řady sinusových funkcí s harmonickými frekvencemi [19]:

$$x(t) = x_0 + x_1 \sin(\omega t + \varphi_1) + x_2 \sin(2\omega t + \varphi_2) + x_3 \sin(3\omega t + \varphi_3) + \dots + x_n \sin(n\omega t + \varphi_n) \quad (25)$$

kde: x_0 – reprezentuje stejnosměrnou složku,
 x_1 – základní, neboli první harmonická,
 x_2 až x_n – druhá až n-tá harmonická.

Ke grafickému znázornění se používá jednak znázornění časové (obr.17), tak znázornění frekvenční (obr. 18).



Obr. 18 – Diskrétní kmitočtové spektrum [19]

- **Kmitání stochastické stacionární**

Jde o kmitání, kde pohyb bodu se neopakuje beze změny ve stejných periodách. Při měření mechanického kmitání se setkáváme pouze se spojitými náhodnými proměnnými. Obsáhlý popis stochastického stacionárního kmitání by teoreticky vyžadoval záznam nekonečně dlouhý, proto se k jeho popisu většinou používá metod, které vycházejí z teorie pravděpodobnosti.

- **Rázy a otřesy**

Rázem rozumíme přenos kinetické energie na systém, přičemž doba jeho trvání je relativně malá vzhledem k vlastní periodě systému. Jestliže časovou funkci jednoho rázu označíme $x(t)$, pak pro její Fourierovu transformaci obdržíme jako [19]:

$$X(f) = \int_{-\infty}^{\infty} x(t)e^{-j\omega t} dt \quad (26)$$

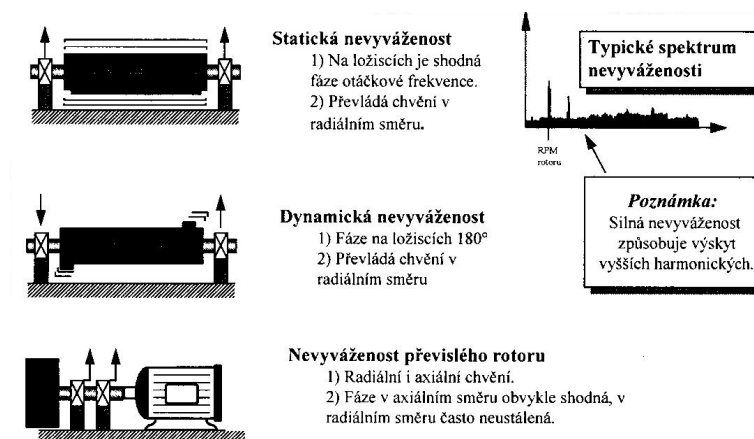
Rázový impuls má energii rozdělenou na frekvencích od nuly do nekonečna a jeho frekvenční spektrum je spojité (spektrální funkce).

• Kmitání stochastické nestacionární

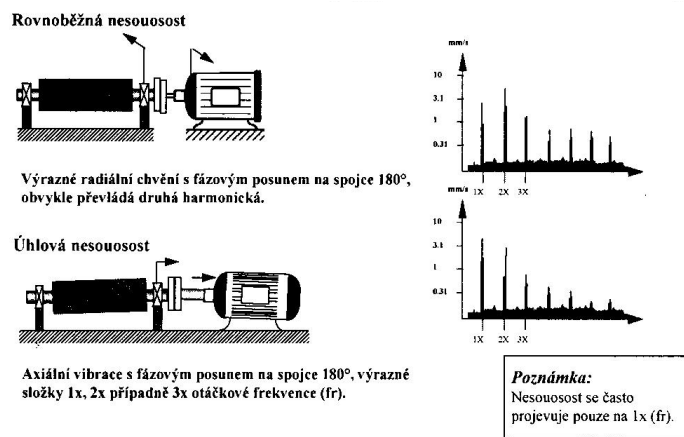
Za nestacionární stochastické kmitání považujeme stochastické kmitání, jehož statické parametry jsou časově proměnné uvnitř časového intervalu potřebného pro jeho popis. Často se využívá toho, že tyto statistické parametry se mění s časem pomalu, a proto lze v určitých intervalech považovat kmitání za stacionární.

4.2.2.1. Diagnostika a sledování stavu strojů

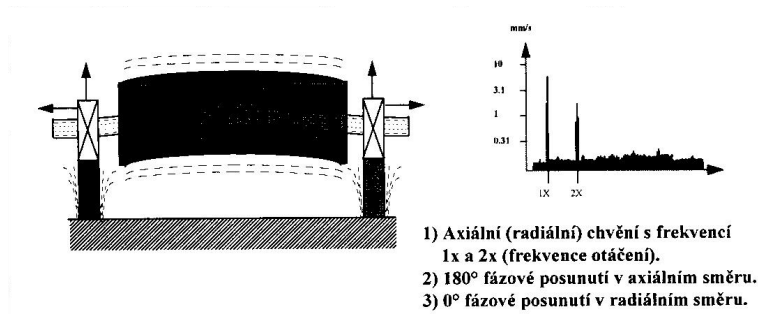
Pro praktické použití a pozdější vyhodnocení měření se jako nejvhodnější jeví použití frekvenční analýzy, která dokáže identifikovat a lokalizovat případná poškození či vznikající poruchy. Po důkladném rozboru jednotlivých frekvencí ve frekvenčním spektru je možno identifikovat závadu a to jak v oblasti nízkých, středních, ale i vysokých kmitočtů – viz následující příklady [20]:



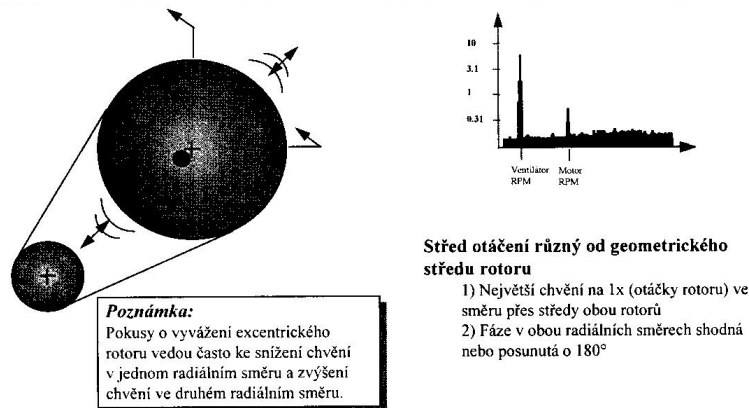
Obr. 19 – Nevyváženost [20]



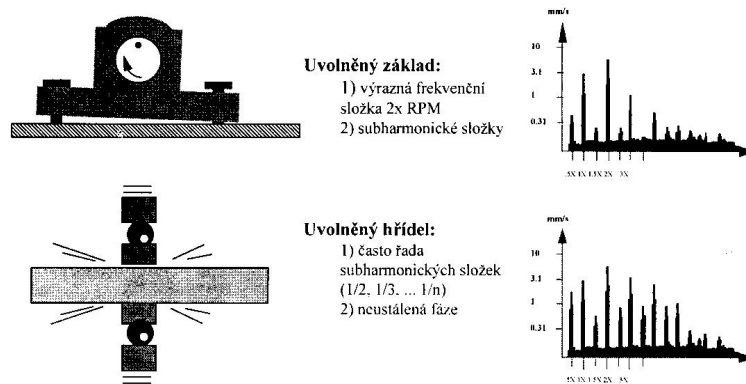
Obr. 20 – Nesouosost [20]



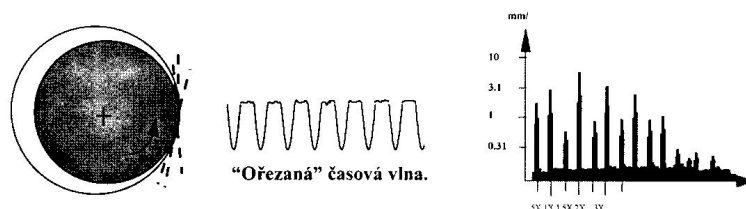
Obr. 21 – Ohnutý hřídel [20]



Obr. 22 – Excentricita [20]

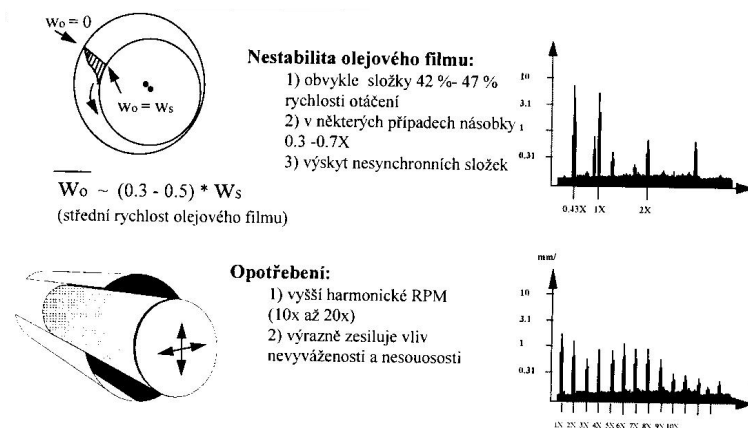


Obr. 23 – Mechanické uvolnění [20]

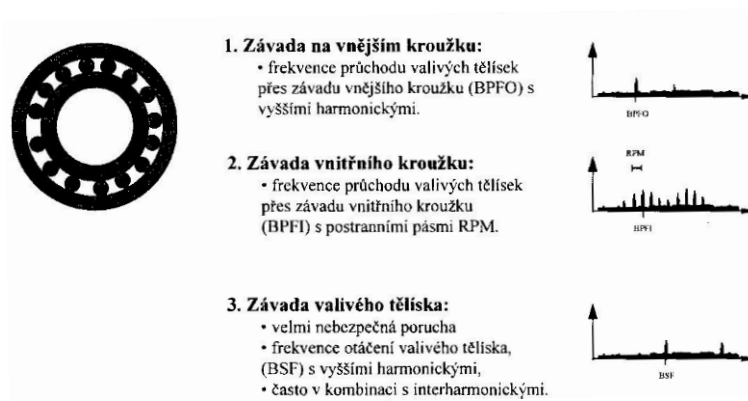


- Symptomy stelné jako mechanického uvolnění
- Subharmonické 1/2, 1/3 atd.
- Přidírání rotoru obvykle vybudí mnoho vyšších harmonických frekvencí

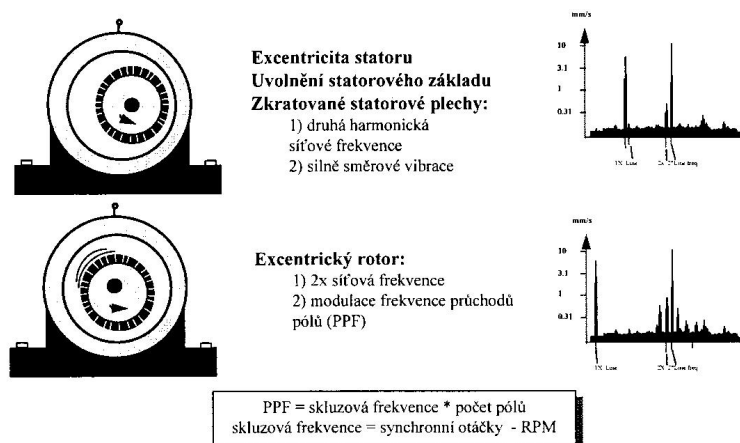
Obr. 24 – Přidírání rotoru [20]



Obr. 25 – Kluzná ložiska [20]



Obr. 26 – Typické závady valivých ložisek [20]



Obr. 27 – Problémy elektrických strojů [20]

4.2.3. Měření hlučnosti

Hluk šířený ve vzduchu můžeme definovat jako změny tlaku v prostředí, kdy počet změn tlaku za jednotku času je jeho kmitočet (Hz). Na akustickou situaci v prostoru je poté nutno teoreticky pohlížet jako na akustické pole, které má definovány všechny časové a prostorové charakteristiky [20]. Zpravidla se jedná o superpozici akustických polí

generovaných v prostředí relevantními zdroji akustické energie. Základní charakteristiky akustického pole v určitém bodě uvažovaného prostoru jsou dány superpozicí zaznamenaných imisních úrovní, které jsou důsledkem emitované akustické energie.

Matematický model, který lze použít pro popis akustické emise zdrojů hluku, je určován vzdáleností bodu příjmu od sledovaného zdroje. Prakticky jde většinou o šíření akustických vln od bodových nebo plošných zdrojů a jejich soustav.

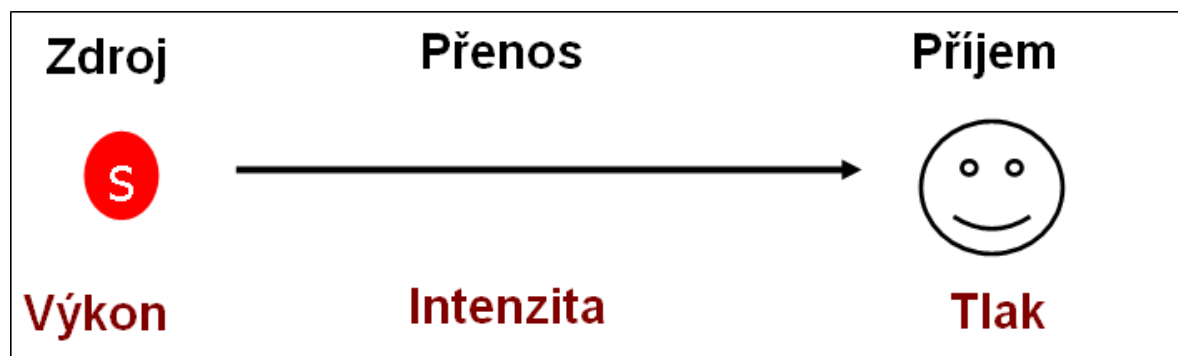
Zdroje hluku předávají do okolí akustický výkon, který se šíří vzduchem v podstatě ve třech základních uspořádáních:

- Všesměrový zdroj* – zdroj vyzařuje akustický výkon všemi směry v prostorovém úhlu $\Omega = 4\pi$. Jedná se v praxi pouze o malý počet zdrojů hluku.
- Zdroj hluku na odrazivé rovině* – základ zdroje tvoří odrazivá plocha. Akustický výkon se šíří pouze do prostorového úhlu $\Omega = 2\pi$. Jedná se v praxi o nejčastější případ.
- Akustická energie se šíří od zdroje zvukovodem* – (potrubí ventilátoru, kompresoru).

V případech a) a b) se akustická energie šíří ve vlnoplochách o stále větších poloměrech r , jejich povrch $S \approx r^2$.

4.2.3.1. Akustický tlak a akustický výkon

Zdroj zvuku vyzařuje akustickou energii, jejímž výsledkem je akustický tlak. Akustický výkon zdroje je příčina, akustický tlak je jeho důsledek. Existuje jednoduchý vztah mezi akustickým výkonem a akustickým tlakem. Co slyšíme, je akustický tlak, který je vyvolán akustickou energií emitovanou zdrojem hluku. Akustický tlak i akustický výkon jsou skalární veličiny.



Obr. 28 – akustický výkon-intenzita a tlak

Měřený akustický tlak je závislý na vzdálenosti od zdroje, na prostředí, ve kterém se zdroj nachází a na charakteru akustického pole. Měřením akustického tlaku tedy není možné postihnout kvantitativně, jak veliký hluk vysílá sledovaný zdroj.

Použijeme-li metodiku hodnocení hluku vysílaného určitým zdrojem měřením intenzity, využijeme jednoduchý vztah mezi akustickým výkonem a vektorovou veličinou – intenzitou – podle rovnice [17]:

$$W = \oint_S \vec{I} \cdot d\vec{S} = \oint_S I \, dS \cos \theta = \int_S I_n \, dS \quad (27)$$

Akustický výkon je zde definován jako tok intenzity uzavřenou plochou. Definujeme nejprve uzavřenou plochu, uvnitř které neexistují žádné jiné zdroje, a pohltivé elementy. Jedná-li se o zdroj na odrazivé rovině, nemusí být tato rovina zahrnuta do definované plochy a může být v kterékoliv vzdálenosti od zdroje.

Měření hluku šířeného vzduchem se však především opírá o měření akustického tlaku, resp. jeho hladin vztažených k referenční hodnotě $2 \cdot 10^{-5}$ Pa (nejslabší zvuk možný zaznamenat lidským uchem). Lidský sluch je nejvíce citlivý v oblasti od 2000 do 5000Hz, proto je nutné pro srovnatelnost fyzikálního měření (mikrofonem) s fyziologickým sluchovým vjemem, měřený signál upravit. K tomu nám slouží tři váhové filtry A, B, C, které byly mezinárodně určeny na základě statistického vyšetření řady lidí. V měřicí praxi se přednostně používá filtr A, který zaručuje nejlepší korelaci výsledků měření a subjektivních testů (označení akustického tlaku s A váhovým filtrem je poté L_{pA} [dB])

4.2.3.2. Stanovení akustického výkonu měřením akustického tlaku

Jednou ze zásadních příčin narůstání hlučnosti je zvyšování mechanického výkonu strojů a strojních zařízení, což úzce souvisí se zvyšováním vyzařování akustické energie z těchto zařízení, tedy s akustickým výkonem zdrojů hluku. Znalost hladiny akustického výkonu stroje je nezbytná pro:

- stanovení hladiny akustického tlaku v dané vzdálenosti od stroje,
- porovnání akustické emise vyzařené stroji stejného druhu a velikosti,
- stavbu strojů, které by splňovaly zákonné požadavky na hlučnost prostředí.

Problematikou stanovení hladiny akustického výkonu zdroje se zabývá řada norem:

- ČSN ISO 3740, ČSN ISO 11200, kde metodika měření je založena na měření hladin akustického tlaku;
- ČSN ISO 9614, založena na měření intenzity zvuku.

Z průměrné hodnoty naměřených hladin akustického tlaku L_{pa} nebo hladin akustického tlaku v kmitočtovém pásmu $L_{p,\Delta f}$ vypočítáme příslušnou hladinu akustického výkonu [dB] dle vztahu [20]:

$$L_W = L_p + 10 \log \frac{S}{S_0} + C \quad (28)$$

- kde: S – povrch měřicí plochy,
 S_0 – referenční plocha 1 m^2 ,
 C – malý korekční člen zahrnující vliv okolní teploty a tlaku [dB].

Akustický výkon lze také jednoduše stanovit pomocí referenčního zdroje, jehož akustický výkon již byl stanoven předešlou metodou měřením akustického tlaku [20]:

$$L_W = L_{wr} + L_p - L_{pr} \quad (29)$$

- kde: L_{wr} – hladina akustického výkonu referenčního zdroje [dB],
 L_p – hladina akustického tlaku od měřeného zdroje [dB],
 L_{pr} – hladina akustického tlaku od referenčního zdroje [dB].

5. Cíle práce

Cílem práce je vytvoření pracoviště pro měření hluku a vibrací elektrických motorů, které by umožňovalo měřit tyto veličiny přímo na výrobních linkách. Pro splnění tohoto cíle je proto nutné navrhnout měřicí box s požadovaným útlumem a navrhnout pracoviště s nezbytným hardwarovým a softwarovým vybavením.

Následně bude ověřena možnost implementace pokročilých testovacích procedur, které by s využitím frekvenční analýzy naměřených výsledků hluku a vibrací, dokázaly určit konkrétní příčiny problému motoru. Dojde také ke zpřesnění vyhodnocovacích kritérií a přesnější definici „hlučného“ motoru – nejenom z pohledu normy EN 60034-9, ale zejména díky zkušenostem koncových zákazníků a jejich konkrétních aplikacích.

Dosažené výsledky byly prezentovány u SDZ a komisí bylo konstatováno, že komplex problémů spojených s testováním vybrané skupiny motorů je velmi obsáhlý a zasahuje do více vědních oborů. Na doporučení komise byly cíle práce modifikovány, ve smyslu rozvinutí pouze jednoho z dílčích problémů.

Cíle práce proto byly upřesněny na nalezení a ověření metodiky návrhu s ohledem na minimalizaci elektromagnetického hluku.

Na základě detailního rozboru možných příčin hlučnosti stanovené skupiny asynchronních motorů bude ověřena konstrukce jednoho z existujících typů motoru s ohledem na podmínky konstrukce bezhlučných motorů. Následně bude s použitím jedné z metod pro snížení hlučnosti provedena úprava návrhu a konstrukce motoru s cílem minimalizaci elektromagnetického hluku. Metodika návrhu bude ověřena měřením hlučnosti a porovnáním standardní a optimalizované varianty motoru.

6. Provedené experimenty a měření

6.1. Vibrace

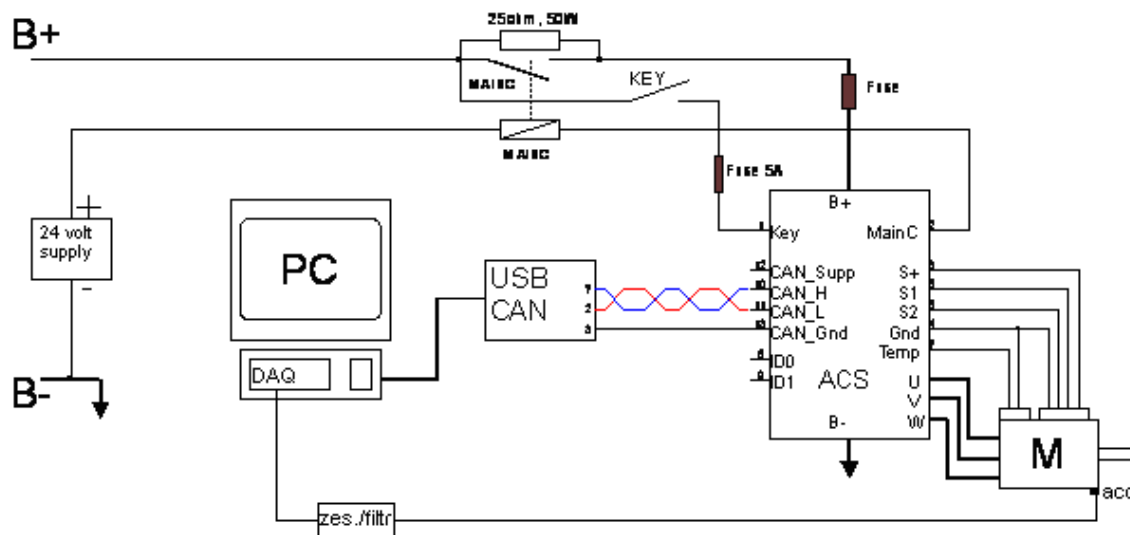
Abychom byli schopni měřit velikost vibrací, muselo být nejdříve navrženo a vytvořeno pracoviště, které by kromě pohonu umožňovalo i bezpečné uložení testovaného motoru, a dále navržena měřicí aparatura, schopná zajistit požadované měření a přenos naměřených hodnot do počítače.

Hardware:

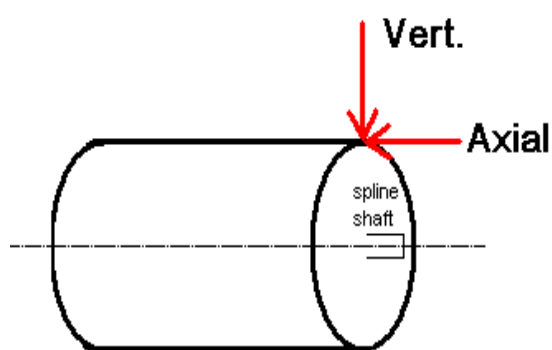
- a) DAQCard-6036 – 16/8 AI, 16-bit, 200 kS/s, 2AO, 8 DI/O, 2x24 bit C/T,
- b) SHC68-68-EPM, stíněný (2x) kabel šroubovací pro karty řady M, 2m,
- c) Modulární vysoce přesný analogový/digitální převodník pro zesílení a filtrování signálu (High Pass Filter: 1–10–100 Hz; LP Filter: 100/1K/30 KHz),
- d) Akcelerometr A/120/VTC (piezoelektrický),
- e) USBCan převodník ukončený standardním konektorem 9pin (zapojení komunikačních kanálů CAN_H = pin 7; CAN_L = pin 2; CAN_gnd = pin3),
- f) Frekvenční měnič ACS8020-440C pro řízení testovaného motoru,
- g) 3F Transformátor/usměrňovač (3kVA),
- h) Testovaný asynchronní motor L140025 180/4-180,
- i) PC.

Zapojení je zobrazeno na obr. 29. Jedná se zejména o propojení svorkovnice frekvenčního měniče s konektorem USBCan, připojení testovaného motoru, připojení termosensoru a snímače otáček testovaného motoru a připojení akcelerometru k DAQ kartě a na testovaný motor (pevným šroubovým spojem).

- **Testovací procedura – naším** úkolem bylo zjistit hodnotu vibrací zkoušeného motoru při otáčkách 3000 min^{-1} a 4000 min^{-1} , a to na dvou měřicích bodech – viz obr. 30.



Obr. 29 – Zapojení signálního vedení testovací stanice



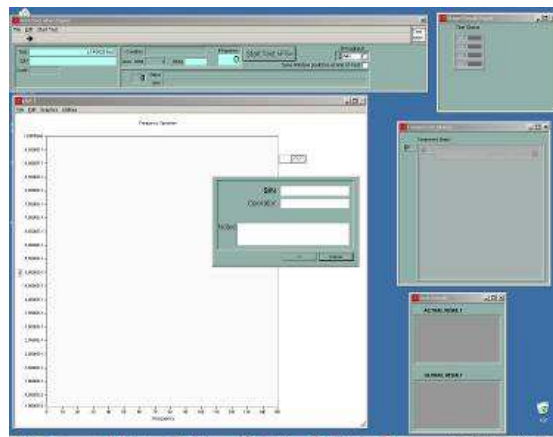
Obr. 30 – Měřicí body



Obr. 31 – Připevnění akcelerometru



Obr. 32 – Obrazovka programu “Motorest“



Obr. 33 – Obrazovka programu “TestExec.“

- spuštění softwaru “MotorTest“ – tento software je dodáván výrobcem použitého frekvenčního měniče a slouží k nastavení požadovaných otáček 3000 min^{-1} a 4000 min^{-1} nutných pro měření,
- spuštění měřicího softwaru “Test Execution“ – tento software byl vyvinut v LabView speciálně pro měření a vyhodnocování výsledků velikosti vibrací a hluku. Tento měřicí software byl součástí dodávky měřicího systému italského dodavatele, který dále obsahoval i modulární převodník s akcelerometrem a kabeláž.

Celkem tedy budou provedeny 4 měření:

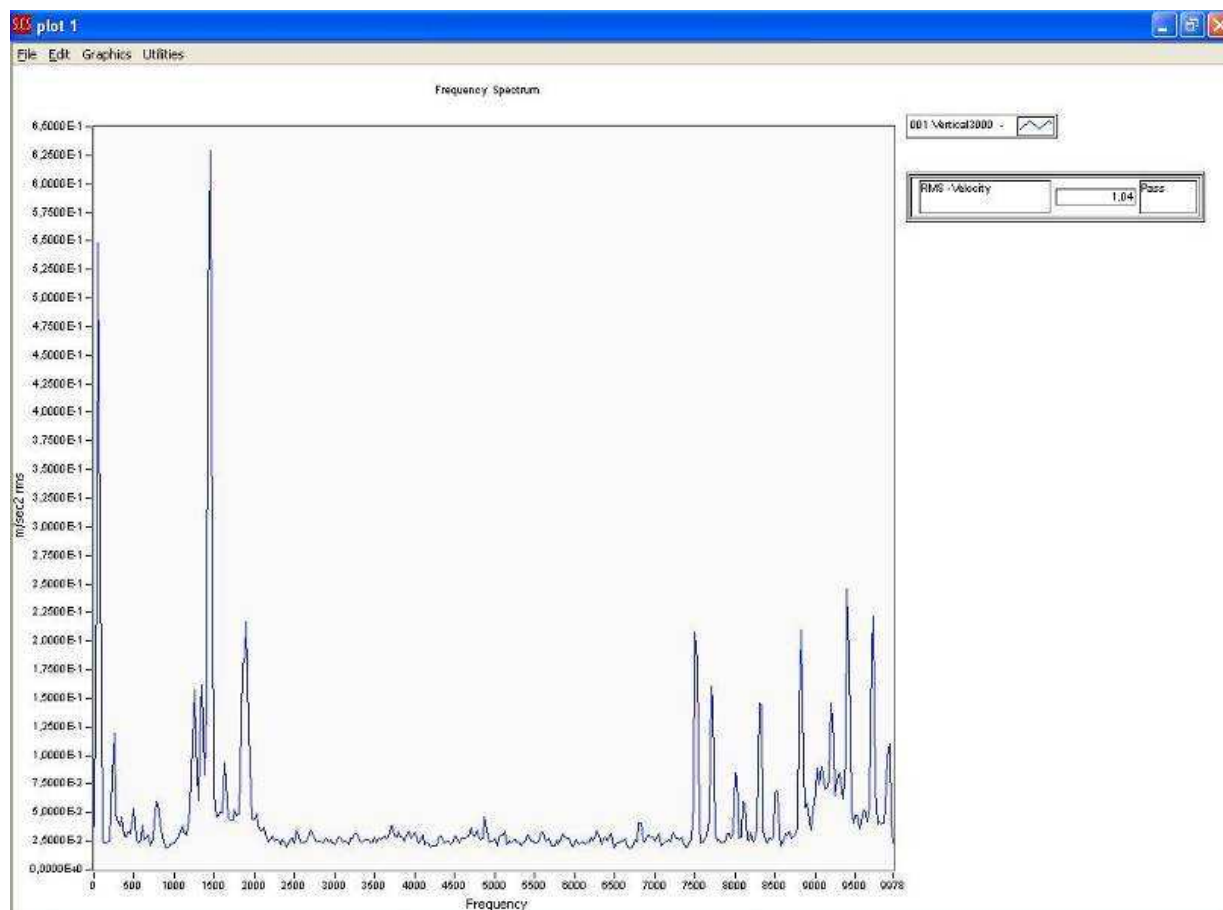
- Vert3000 – měření vertikálně umístěného akcelerometru při otáčkách 3000 min^{-1}
- Axial3000 – měření axiálně umístěného akcelerometru při otáčkách 3000 min^{-1}
- Vert4000 – měření vertikálně umístěného akcelerometru při otáčkách 4000 min^{-1}
- Axial4000 – měření axiálně umístěného akcelerometru při otáčkách 4000 min^{-1} .

• Výsledky měření a vyhodnocení naměřených dat

Každé z těchto samostatných měření obsahuje graf frekvenčního spektra 0-10kHz naměřeného zrychlení, na kterém byla provedena signálová analýza – integrací naměřených hodnot získáme výpočtem efektivní hodnotu velikosti vibrací (někdy také uváděná jako mohutnost vibrací) – “overall vibration velocity level“ [20]:

$$X_{rms} = \sqrt{\frac{x_{\max}^2 + x_{\min}^2}{2}} \quad (30)$$

- kde: x_{\max} – maximální efektivní hodnota rychlosti, výchylky nebo zrychlení,
 x_{\min} – minimální efektivní hodnota rychlosti, výchylky nebo zrychlení.

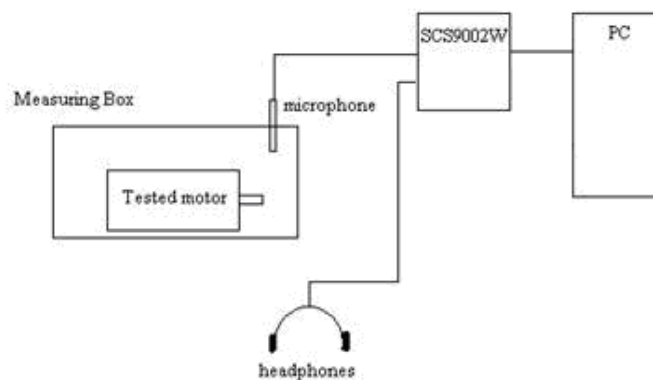


Obr. 34 – Naměřené frekvenční spektrum s výpočtem efektivní hodnoty rychlosti vibrací v mm/s

Vyhodnocení, zda byl daný test úspěšný či nikoliv, je provedeno po každém provedeném testu, kdy je vypočtená efektivní hodnota velikosti vibrací (mm/s) porovnávána s kritérii uvedenými v normě ČSN EN 60034–14.

6.2. Hluk

Nejprve bylo opět nutné provést návrh a poté zkonstruovat testovací pracoviště, což bylo v tomto případě ztíženo nutností zkonstruovat také měřicí box, který by zajistil potřebný útlum. Návrh pracoviště je uveden na obr. 35.



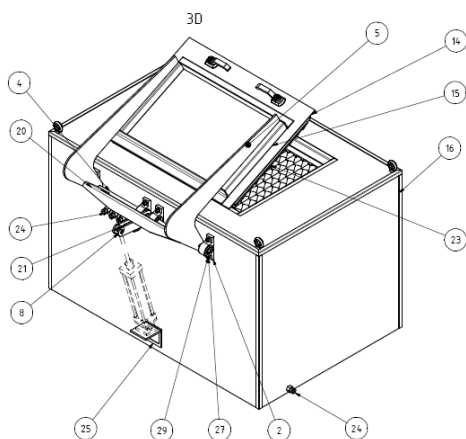
Obr. 35 – Základní schéma pracoviště pro měření hluku

Pracoviště bylo doplněno přídavnými sluchátky, která mohou pomoci zejména při počátečních testování – tedy kdy nejsou testovací limity (zejména ty interní) zcela přesně definovány

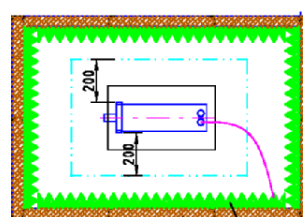


Obr. 36 – Pohled na měřicí pracoviště

Nejdříve bylo nutné zjistit úroveň hluchnosti pozadí, což je důležité pro stanovení potřebného odstupu mezi naměřenou hodnotou hluku na pozadí a mezi předpokládanou úrovní hluchnosti testovaného objektu. Předpokládaná hodnota akustického tlaku L_{PA} pro daný motor o výkonu 3kW je 60dB. Naměřená hodnota hluku L_{PA} pozadí byla 80dB. Pro dosažení objektivního měření je nutné dodržet odstup měřeného objektu min.10dB od hluku pozadí. V tomto případě je tedy nutné navrhnout zvukotěsný měřicí box s minimálním útlumem 30dB.



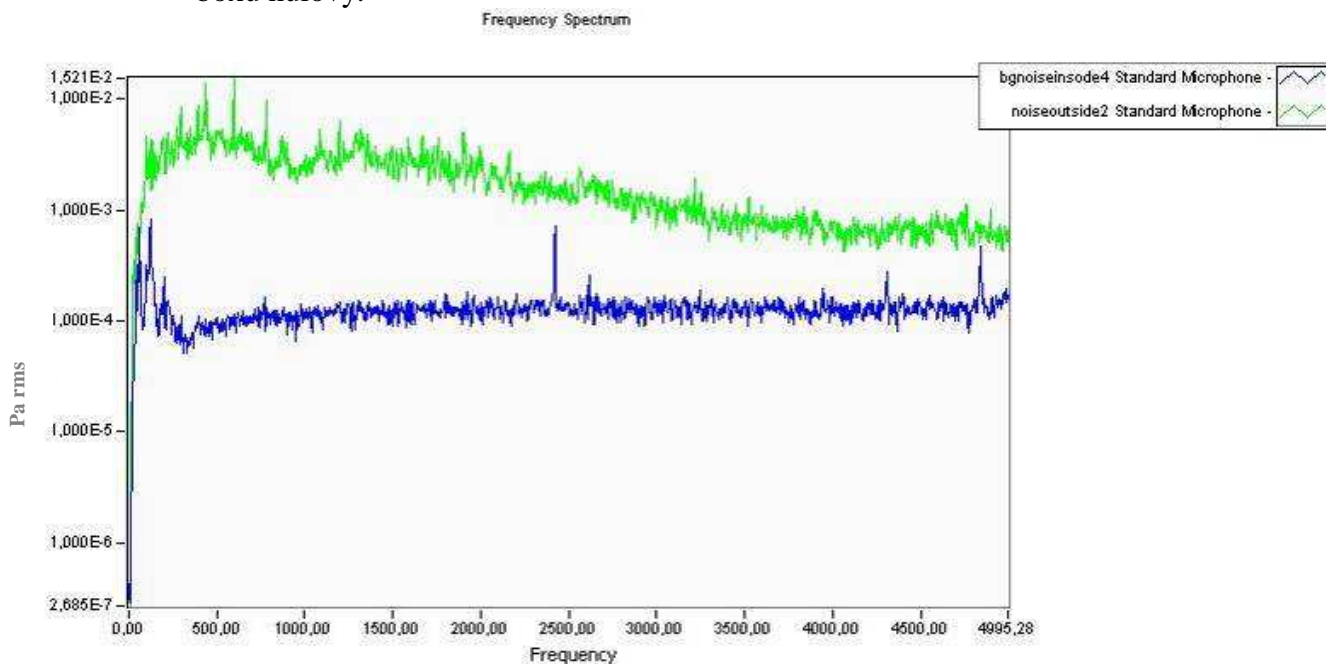
Obr. 37 – Zvukotěsný box



Obr. 38 – Konstrukce stěn zvukotěsného boxu

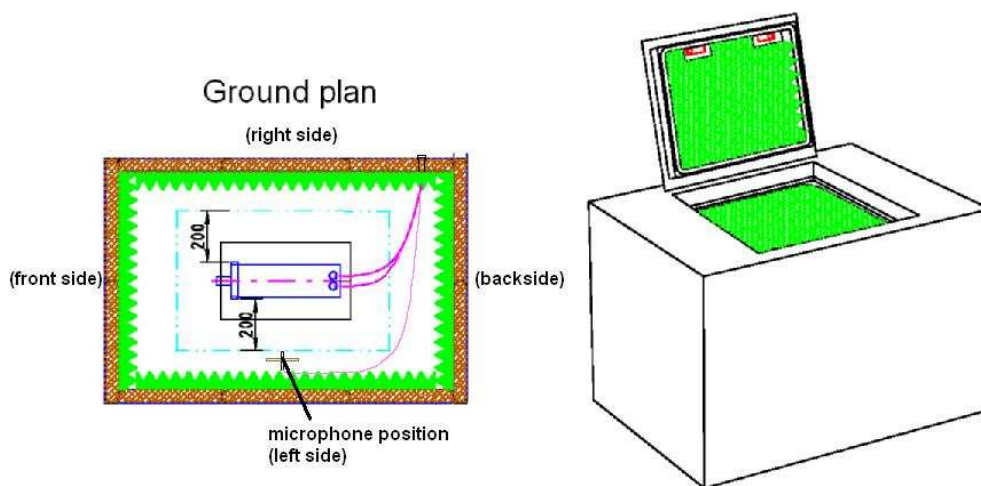
- **Měřicí box** - Měřicí pracoviště je tvořeno samotným měřicím boxem, jehož konstrukce je závislá na velikosti potřebného útlumu – pro dosažení útlumu nad 30dB bude nutná sendvičová konstrukce s minimální tloušťkou bočních stěn 100mm. Po vyrobení zvukotěsného akustického boxu bylo nutné ověřit jeho útlum, a to měřením uvnitř a vně boxu. Tímto měřením ověříme nejenom celkový požadovaný útlum, ale i schopnost boxu na jednotlivých frekvencích –

na níže uvedeném grafu je zřejmé, že naměřené průběhy v pásmu od 0 Hz do 100 Hz jsou téměř identické – tedy v této oblasti je reálný útlum akustického boxu nulový.

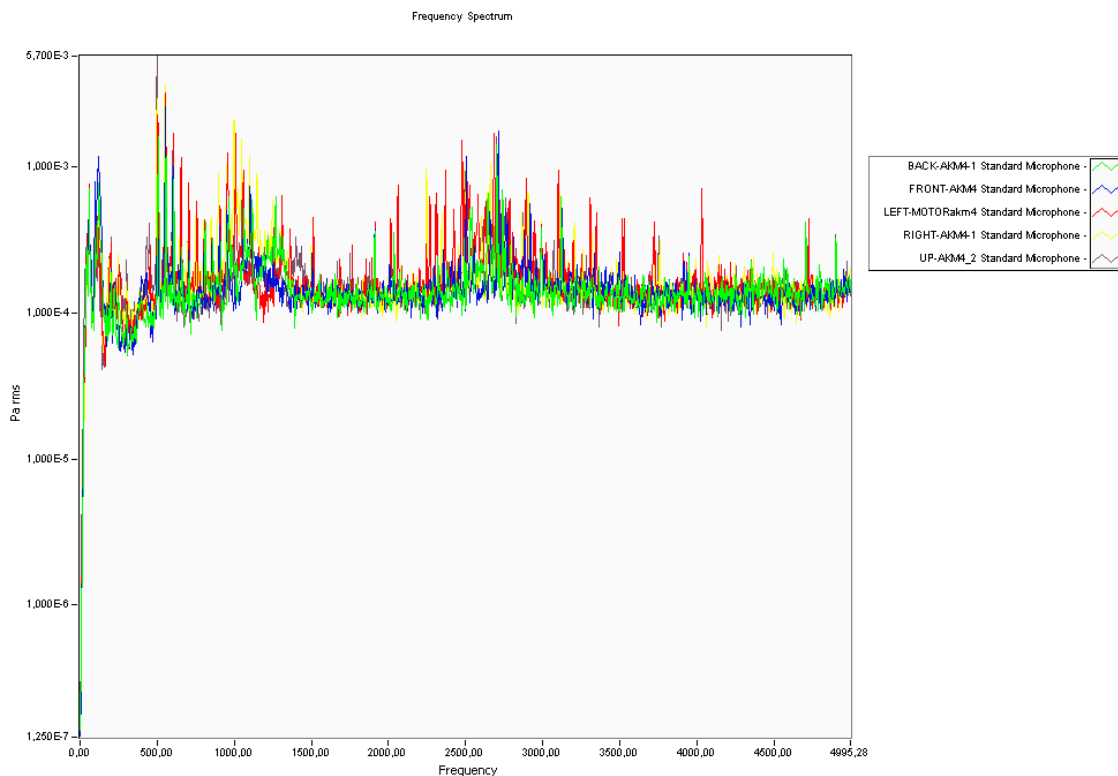


Obr. 39 – Frekvenční spektrum uvnitř a vně měřicího boxu

- **Umístění mikrofonu** – aby bylo dosaženo porovnatelnosti naměřených výsledků, bylo nutné dodržet správnou orientaci mikrofonu vzhledem k měřenému objektu (obr. č. 40), zejména pak jeho vzdálenost (v našem případě 200 mm).



Obr. 40 – Umístění mikrofonu

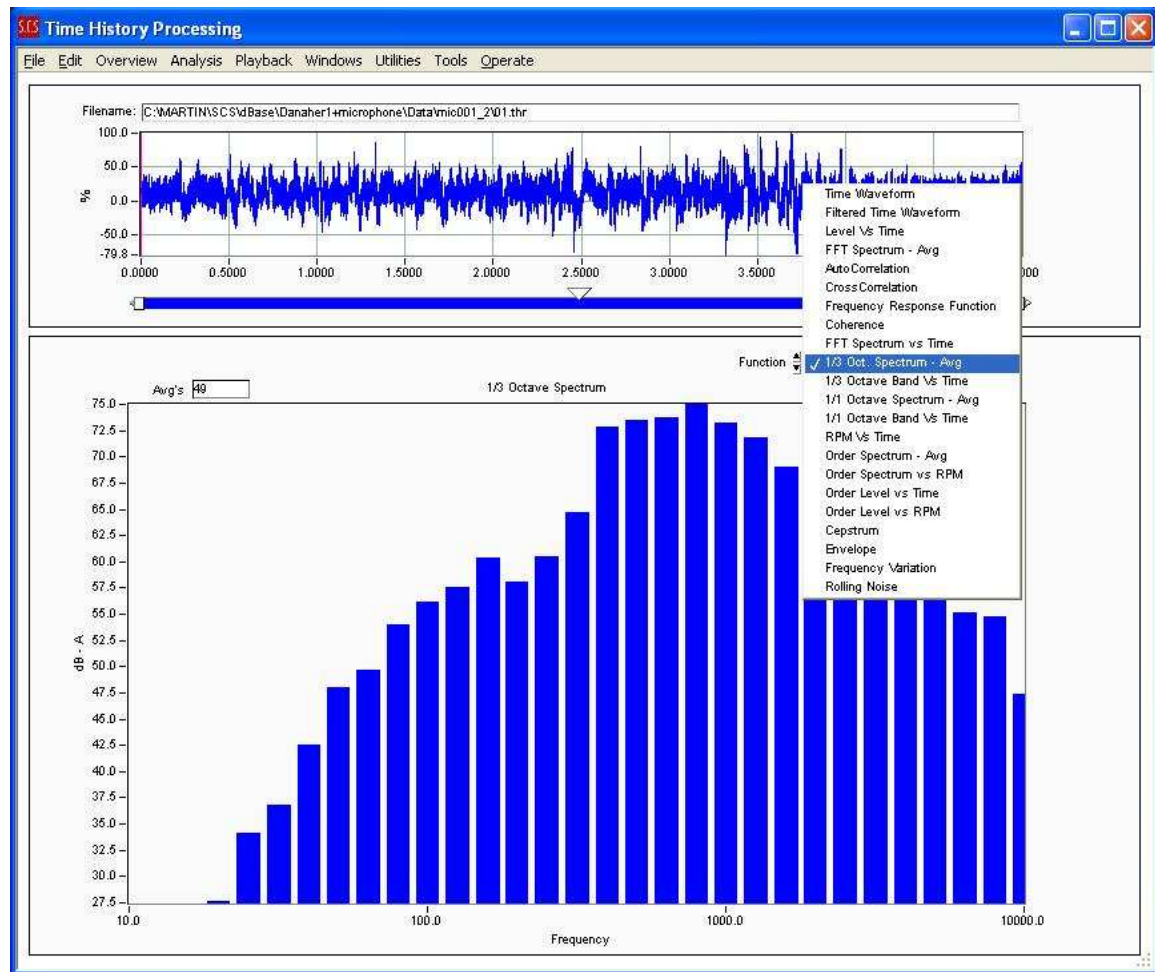


Obr. 41 – Frekvenční spektrum pro jednotlivá umístění mikrofonu – viz tabulka 2

Tab. 2 – Naměřené hodnoty akustického tlaku L_{PA}

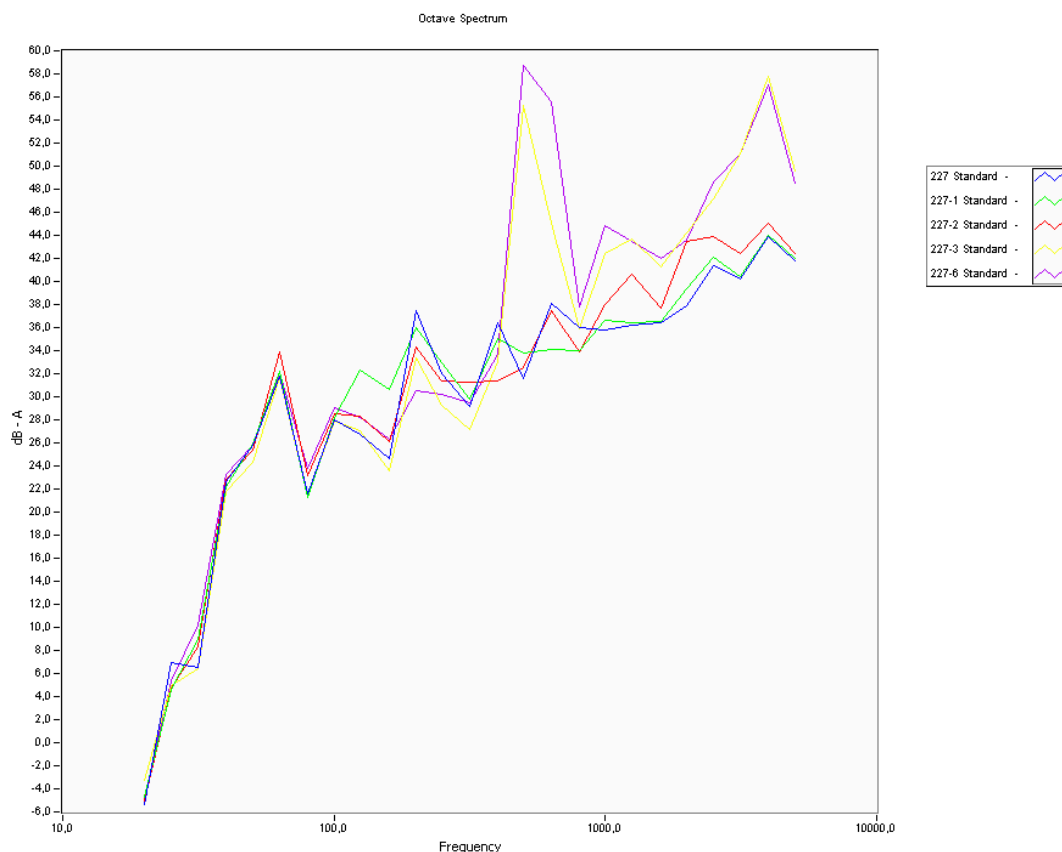
Umístění mikrofonu	Naměřená hodnota akustického tlaku L_{PA} [dB]
Zadní strana	49,58
Přední strana	50,39
Levá strana	52,96
Pravá strana	53,04
Horní strana	52,56

- **Testovací software** – opět se jedná o měřicí software “Test Execution“, který byl vyvinut v LabView speciálně pro měření a vyhodnocování výsledků velikosti vibrací a hluku. Tento měřicí software byl součástí dodávky měřicího systému italského dodavatele, který dále obsahoval i modulární převodník s mikrofonem a kabeláž. Tento software umožňuje široké spektrum postprocesního zpracování (obr. 42)



Obr. 42 – Ukázka možností postprocesního zpracování

- **Vliv rychlosti a směru otáčení měřeného motoru** – na základě naměřených hodnot grafu (obr. 43) můžeme říci, že směr rotace není důležitý, ovšem pro dosažení dobře vyhodnotitelných výsledků je nutné dodržet rychlost testovaného motoru alespoň 3000 min^{-1} .

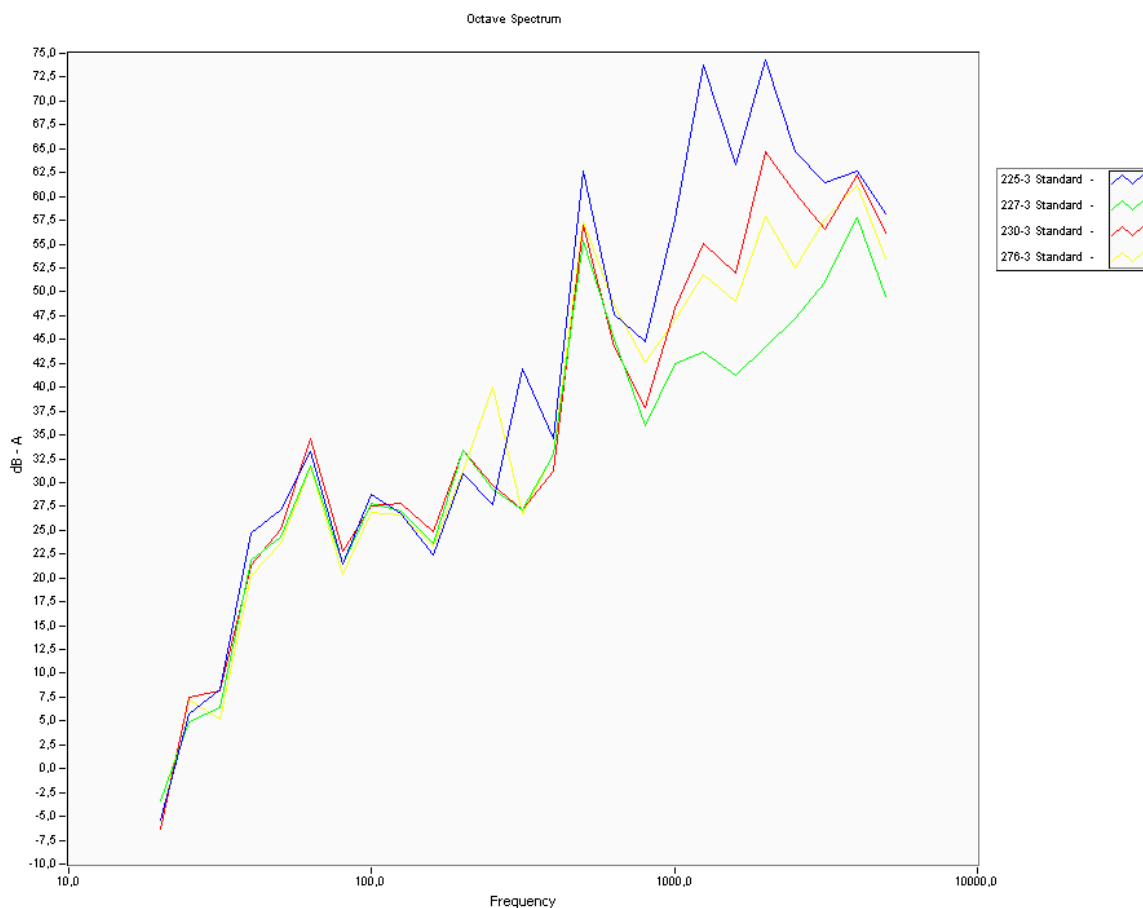


Obr. 43 – 1/3 Oktávy pro různé rychlosti a směry rotace testovaného motoru

Tab. 3 – Přiřazení jednotlivých měření naměřeným hodnotám z obr. 43.

Barevné značení	Rychlost motoru
227 Standard	0rpm
227-1 Standard	1000 min ⁻¹ (CW)
227-2 Standard	2000 min ⁻¹ (CW)
227-3 Standard	3000 min ⁻¹ (CW)
227-6 Standard	-3000 min ⁻¹ (CCW)

- **Vyhodnocení naměřených hodnot** – jako příklad použijeme měření čtyř motorů stejného typu AKM43E, kdy dva z těchto motorů byly použity jako referenční. Tyto byly po dohodě vráceny zákazníkem a tyto motory zákazník analyzoval ve své aplikaci a jeden z nich vyhodnotil jako hlučný (označení motoru a měření 225–3) a druhý z nich byl vyhodnocen jako „dobrý“ (označení motoru a měření 227–3).



Obr. 44 – 1/3 Oktávy pro čtyři měřené motory

Tab. 4 – Naměřené hodnoty akustického tlaku L_{PA} (barevně znázorněny referenční motory)

Označení motoru	Naměřená hodnota akustického tlaku L_{PA} [dB]
227-3	61,16
225-3	77,92
230-3	68,79
276-3	65,63

- a) **Vyhodnocení dle normy EN 60034-9** - (mezní hodnoty pro el. točivé stroje). Zde je nutný přepočítání naměřených hodnot SPL (akustického tlaku) na akustický výkon dle (28).

Motor AKM43E-ANSSS-04 – členění dle EN 60034-9

Jmenovitý výkon (P_n) mezi 1,1 and 2,2kW

IP kód nižší než 44

IC kód 01 do 21 (chlazení – bez externího ventilátoru)

Jmenovité otáčky mezi 2360 a 3150 min^{-1} .

Maximální hodnota akustického výkonu L_{WA} pro tento typ motoru (dle EN 60034-9) je 81dB.

Tab. 5 – Vyhodnocení dle EN60034-9

Označení motoru	Naměřená hodnota akustického tlaku L_{PA} [dB]	Vypočtená hodnota L_{WA} dle (28) v [dB]
227-3	61,16	64,26
225-3	77,92	81,02
230-3	68,79	71,89
276-3	65,63	68,73

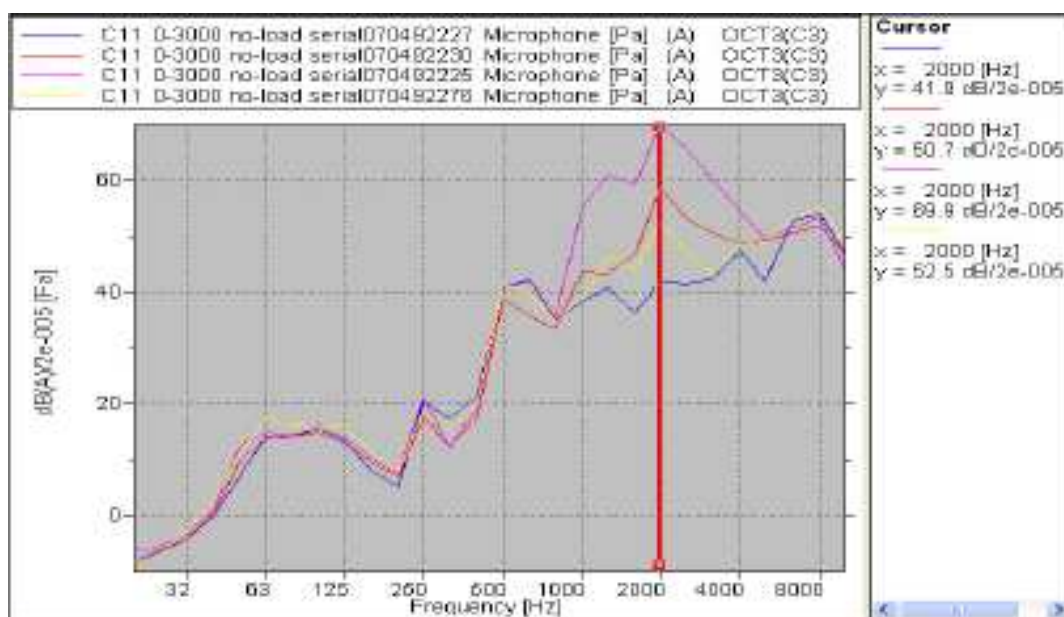
- b) **Stanovení vlastních limitů hodnoty akustického tlaku L_{PA}** – většinou přísnější kriteria stanovená po dohodě se zákazníkem
- c) **Pomocné vyhodnocení pomocí přídavných sluchátek** – použitelné pouze v případě vyhodnocení zkušeným a dobře proškoleným operátorem. I tak ovšem velmi nepřesné a nejasné vyhodnocení bez záznamu, možno použít pouze jako doplňkovou metodu
- d) **Vytvoření limitů pouze pro specifické frekvence** – (ty s největším odstupem naměřených hodnot „dobrého“ a „hlučného“ motoru). Pro větší jistotu a potvrzení naměřených údajů bylo měření těchto stejných motorů zopakováno v akustické komoře mateřského podniku v Radfordu USA

Tab. 6 – Naměřené hodnoty akustického tlaku L_{PA} (barevně znázorněny referenční motory)

Označení motoru	Naměřená hodnota akustického tlaku L_{PA} [dB] v Brně	Naměřená hodnota akustického tlaku L_{PA} [dB] v Radfordu
227-3	61,16	56,9
225-3	77,92	73,3
230-3	68,79	63,9
276-3	65,63	61,4

Jak je patrné z Tab. 5, jsou naměřené hodnoty akustického tlaku L_{PA} v Radfordské akustické komoře o 4,2 až 4,9 dB nižší, což značí velmi porovnatelné měření v obou místech (Brno a Radford), kdy naměřená odchylka je stabilní při různých úrovních naměřených hodnot akustického tlaku L_{PA} . Toto je způsobeno nižší hladinou hluchnosti pozadí v akustické komoře v Radfordu.

Dále bylo ve frekvenčním spektru 1/3 oktávy nalezeno místo s největším odstupem naměřených hodnot „dobrého“ (227-3) a „hlučného“ (225-3) motoru – jak je patrné na obr. č. 48, toto místo s odstupem naměřených hodnot akustického tlaku $L_{PA} = 28\text{dB}$ bylo nalezeno na frekvenci $f=2\text{kHz}$, což bylo pravděpodobně způsobeno rozdílným stavem ložisek měřených motorů.



Obr. 45 – 1/3 Oktávy s výrazným hodnot na frekvenci 2kHz

Tab. 7 – Naměřené hodnoty akustického tlaku L_{PA} na frekvenci 2kHz (barevně znázorněny referenční motory)

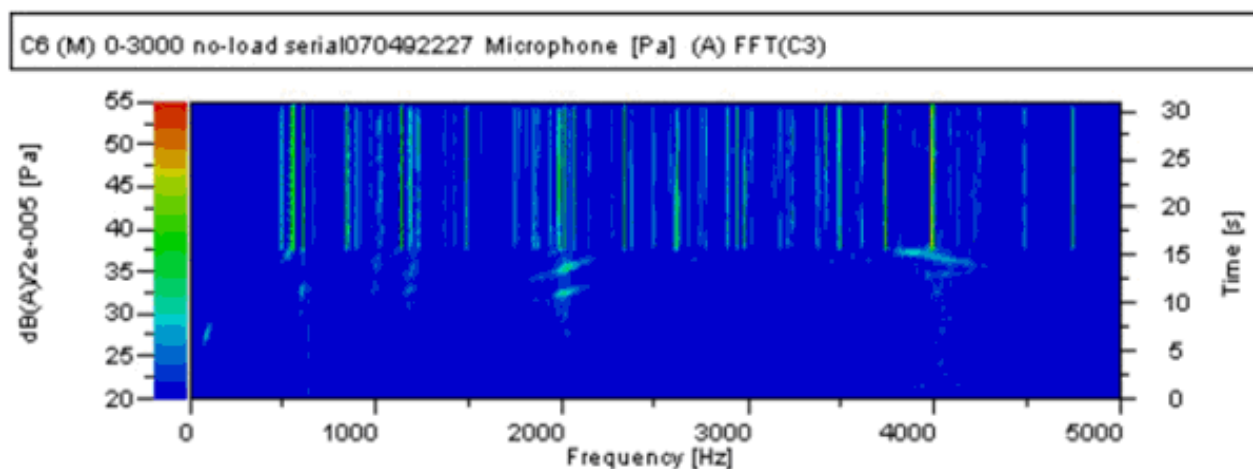
Označení motoru	Naměřená hodnota akustického tlaku L_{PA} [dB] v Brně	Naměřená hodnota akustického tlaku L_{PA} [dB] v Radfordu
227-3	44,2	41,9
225-3	73,1	69,9
230-3	61,4	58,7
276-3	55,1	52,5

- e) **Podrobnější rozbor naměřených hodnot** – frekvenční analýza naměřeného FFT frekvenčního spektra. Nejprve je nutné udělat rozbor všech důležitých frekvencí měřeného motoru (pro oba typy použitých ložisek).

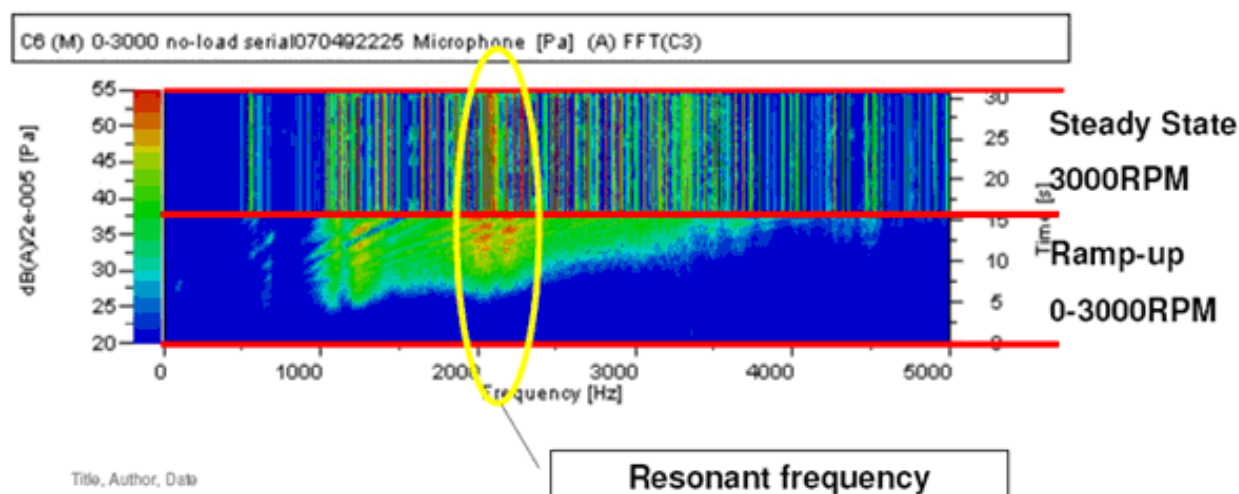
Tab. 8 – Důležité frekvence pro rychlost otáčení motoru 3000 min^{-1}

Popis frekvence	Frekvence stroje (motoru) [Hz]
Frekvence kostry ložiska (6204)	19,08
Frekvence kostry ložiska (6003)	20,42
1xmechanická otáčka stroje	50
Rotační frekvence elementu (kuličky) (6204)	99,58
Rotační frekvence elementu (kuličky) (6003)	131,92
Průchod elementu vnější dráhou (6204)	152,61
Průchod elementu vnější dráhou (6003)	204,21
Elektrická frekvence motoru	250
Defekt rotujícího elementu (6204)	199,16
Defekt rotujícího elementu (6003)	263,84
Průchod elementu vnitřní dráhou (6204)	247,39
Průchod elementu vnitřní dráhou (6003)	295,79
Vstupní elektrická frekvence (50Hz)	50
Frekvence pólů motoru	500
Frekvence statorových slotů	600

Dalším krokem je poté nalezení rezonanční frekvence. Tento rozbor byl proveden pro referenční motory „dobrý“ (227-3) a „hlučný“ (225-3) a to vždy pro akceleraci $0 - 3000 \text{ min}^{-1}$ a pro ustálenou rychlost 3000 min^{-1} .



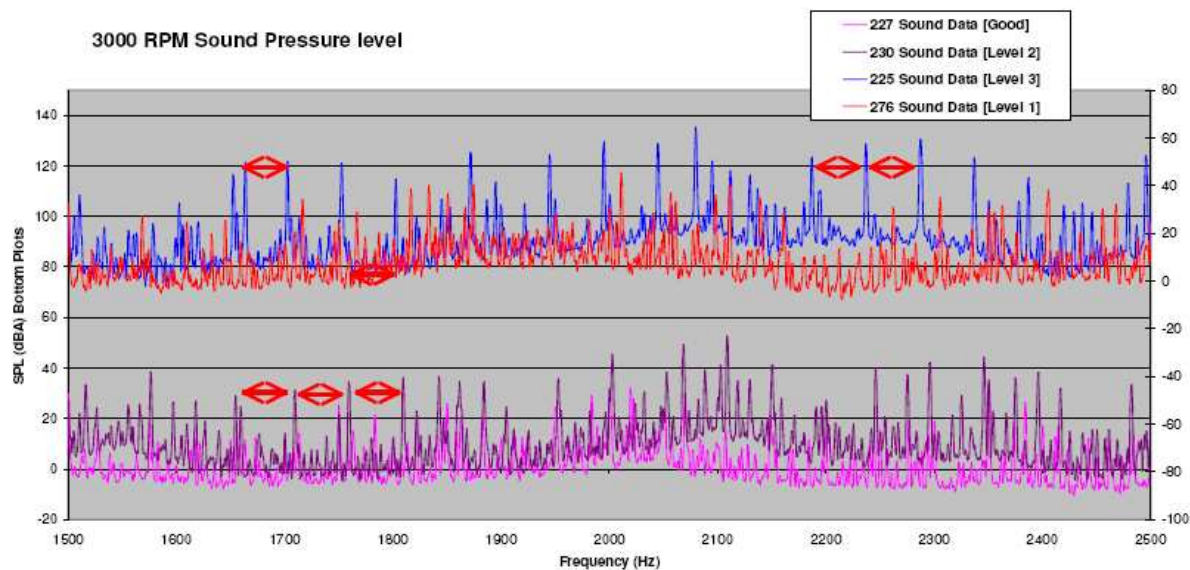
Obr. 46 – Hledání rezonančních frekvencí pro „dobrý“ motor (227-3)



Obr. 47 – Hledání rezonančních frekvencí pro „hlučný“ motor (225-3)

Tato měření odhalila rezonanční frekvenci „hlučného“ motoru okolo frekvence 2kHz.

V dalším kroku byla provedena FFT analýza všech měřených motorů s cílem nalést specifické frekvence referenčního „hlučného“ motoru (225-3), které by jej odlišovaly od ostatních měřených motorů – viz obr. 48.

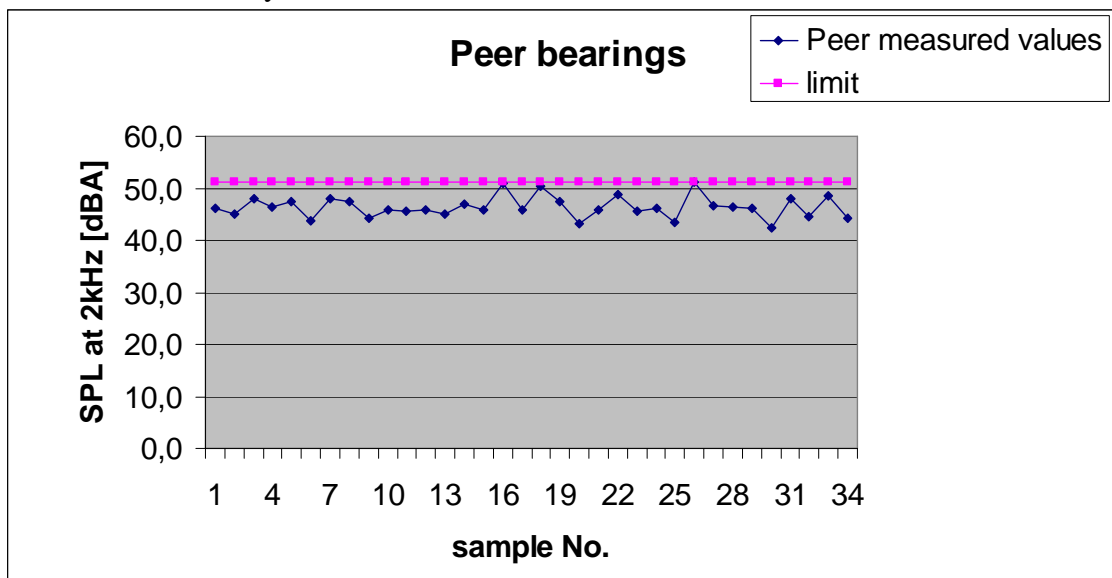


Obr. 48 – Frekvenční analýza naměřeného spektra všech měřených motorů

Ověření použitelnosti rozboru frekvenčního spektra pro sériovou výrobu s modifikovanými komponenty

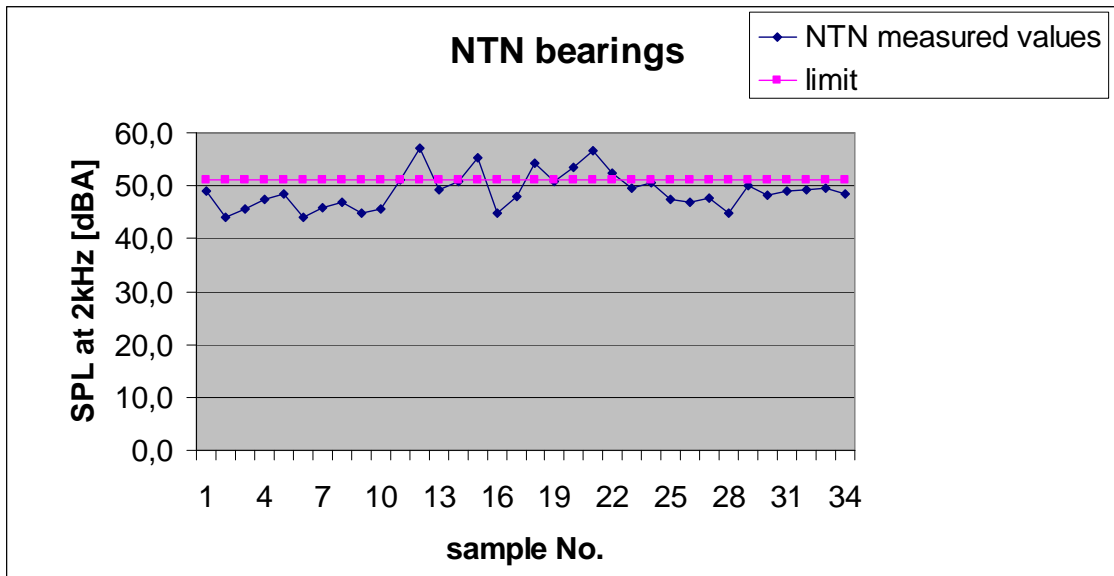
V praxi se při výrobě jediného typu motoru setkáváme s několika modifikacemi tohoto motoru – ať už jde o použití jiných typů zpětnovazebních snímačů, brzd či zesílených ložisek. Každá z těchto variant může vnést další vlivy do testování hluku a rozboru jednotlivých frekvencí. Velikost těchto vlivů názorně dokládá následující test, kdy byl jeden typ motoru postupně vybaven identickým typem ložiska, ovšem od tří různých výrobců:

Ložiska 6003 od firmy PEER



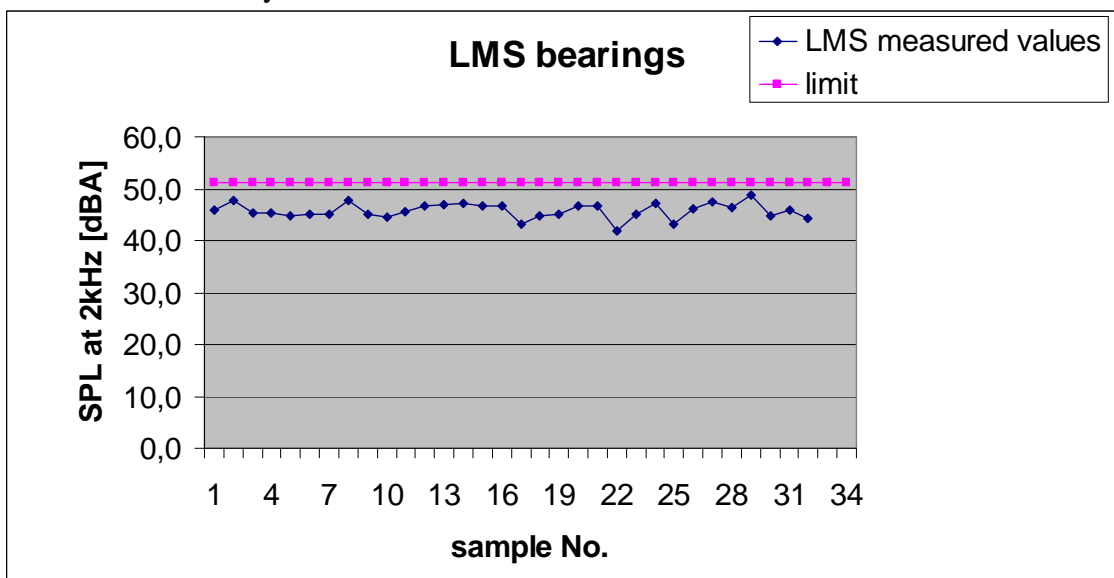
Obr. 49 – Naměřená hodnota akustického tlaku pro ložiska Peer

Ložiska 6003 od firmy NTN



Obr. 50 – Naměřená hodnota akustického tlaku pro ložiska NTN

Ložiska 6003 od firmy LMS



Obr. 51 – Naměřená hodnota akustického tlaku pro ložiska LMS

Jak ukazují obrázky 49 – 51, bylo změřeno a vyhodnoceno 100 motorů stejného typu se stejným typem ložiska – vždy 33 kusů s ložisky od jednoho výrobce. Výsledky těchto měření poukázaly na značné odlišnosti, které byly způsobeny jen rozdílným výrobcem ložisek.

Ve své práci jsem se chtěl zaměřit na implementaci pokročilých testovacích procedur, na frekvenční analýzu výsledků měření hluku a vibrací s cílem zpřesnit vyhodnocovací kritéria (kapitoly 6.1. a 6.2.) a statistickým vyhodnocením předešlých měření určit konkrétní příčiny problému v motoru.

7. Shrnutí první části cílů práce

Použití metod měření uvedených v kapitole 4. 1. poskytuje vytvoření dobrého obrazu o aktuálním stavu motoru. Pokud ale chceme učinit hlubší analýzu a predikci stavu, je nutné použití některé ze speciálních měřicích technik, uvedených v kapitole 4.2 a provést detailnější rozbor výsledků. Toto je dobře patrné na použitém příkladu „hlučného“ referenčního motoru (225–3), kde hodnota akustického výkonu L_{WA} pouze o dvě setiny překračovala povolenou horní hranici tolerance dle EN 60034–9, což může vést k tomu, že obdobně hlučný motor by byl při použití pouze těchto limitů dle EN 60034–9 označen jako vyhovující. Detailnější rozbor naměřených hodnot akustického tlaku prokázal, že kritická frekvence tohoto typu motoru, kde se nejvíce projeví rozdíl mezi „dobrým“ a „hlučným“ motorem, je 2kHz. Toto se potvrdilo i při hledání rezonanční frekvence „hlučného“ motoru, která byla nalezena také okolo frekvence 2kHz. Proto se v tomto případě jeví jako více vhodné použití vyhodnocovacích kritérií na této specifické frekvenci, namísto vyhodnocení pouze dle EN 60034–9.

Ve své práci jsem se chtěl dále zaměřit na implementaci pokročilých testovacích procedur, na frekvenční analýzu výsledků měření hluku a vibrací s cílem zpřesnit vyhodnocovací kritéria (kapitoly 6.1. a 6.2.) a statistickým vyhodnocením předešlých měření o určení konkrétní příčiny problému v motoru. Tyto pokročilé testovací procedury pro měření vibrací a hluku byly úspěšně implementovány a ve spolupráci se zákazníky jsou vyhodnocovací kritéria dále upravována na základě potřeb v konkrétních aplikacích.

Produkce na výrobní lince, kde mělo dále dojít k implementaci automatické analýzy frekvenčního spektra je velmi rozmanitá – při sedmi velikostních řadách rozlišujeme více než 4000 různých ID motorů. Rozdíly mezi těmito ID motorů jsou způsobeny rozdílnými typy vinutí, zpětnovazebních snímačů, brzd či zesílených ložisek. Z tohoto důvodu implementování rozboru naměřeného frekvenčního spektra a následné poukázání na konkrétní příčinu problému v motoru úspěšné nebylo, protože jak testy prokázaly, i tak malá změna jako je použití stejného typu ložiska od jiného výrobce ve stejném typu motoru, se při měření velmi projevila.

V průběhu přípravy Pojednání ke státní doktorské zkoušce a jejím samém průběhu se ukázalo, že samotná automatická analýza frekvenčního spektra a na ní založená testovací procedura neřeší problematiku snižování hlučnosti motorů v celé šíři. Proto v souladu s doporučením komise byla další práce zaměřena na detailní rozbor příčin hluku asynchronních motorů, praktickou kontrolu návrhu motoru s ohledem na podmínky konstrukce bezhlučných motorů a následně na úpravu konstrukce existujícího typu motoru s cílem eliminace vzniku hluku při provozu stroje.

8. Detailní rozbor možných příčin hlučnosti asynchronních trakčních motorů

Základní definice hlučnosti a akustického prostředí je uvedena v kapitole 4.2.3. Měření hlučnosti. Hluk asynchronních motorů bychom mohli dále definovat jako skupinu nežádoucích zvuků, které jsou vyvolány rychlými změnami tlaku vzduchu. Tyto změny tlaku mohou být způsobeny kmitáním povrchu motoru (nebo jeho částmi) nebo aerodynamickými jevy (tzv. ventilační hluk). Hluk těchto strojů pro můžeme rozdělit na tři základní složky hluku:

- a) ventilační hluk,
- b) hluk mechanického původu,
- c) elektromagnetický hluk.

Toto rozdělení je platné obecně pro hluk elektrických točivých strojů a celkový hluk stroje je potom tvořen celkovým účinkem všech tří výše uvedených složek.

8.1. Ventilační hluk

Tato složka hluku je výrazná především u strojů s vysokým počtem otáček, kdy hlavním zdrojem hluku bývá zpravidla samotný ventilátor se svým nejbližším okolím. Charakter spektra ventilačního hluku může být širokopásmový (tlakové pulsace vznikající na hraně lopatek) nebo i diskretní (překážky před nebo za ventilátorem způsobující nerovnoměrnost rychlostního profilu vzdušného toku po celém obvodu kola, což vede periodickým tlakovým pulsacím).

8.2. Hluk mechanického původu

Je způsoben především valivými ložisky a také nevyvážením všech rotujících částí stroje. V konstrukcích asynchronních trakčních motorů se nejčastěji používají valivá ložiska kuličková, které mají několik charakteristických zvukových projevů. Tyto vycházejí zejména z jejich konstrukce, použitých materiálů, typu a množství plnění tukem maziva, atd. Výsledná hlučnost je značně závislá na rychlosti rotace, kdy frekvenci valivých elementů je možno vypočítat dle [18]:

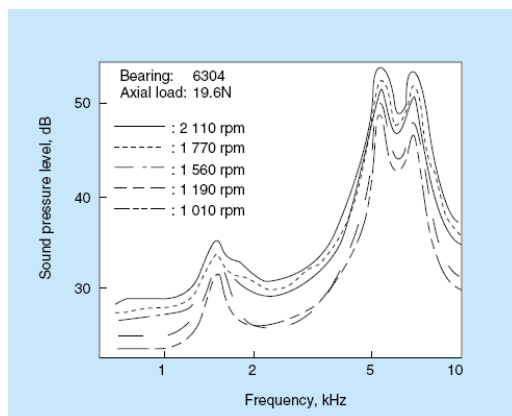
$$f_c = \frac{1}{60} \frac{n_i}{2} \left(\frac{d_m - D_a \cdot \cos \alpha}{d_m} \right) \quad (31)$$

kde: n_i – oběhová rychlost vnitřního kroužku [min^{-1}],
 D_a – průměr valivých elementů (kuliček) [mm],
 d_m – PCD valivých elementů [mm],
 α – kontaktní úhel.

Charakteristické zvukové projevy:

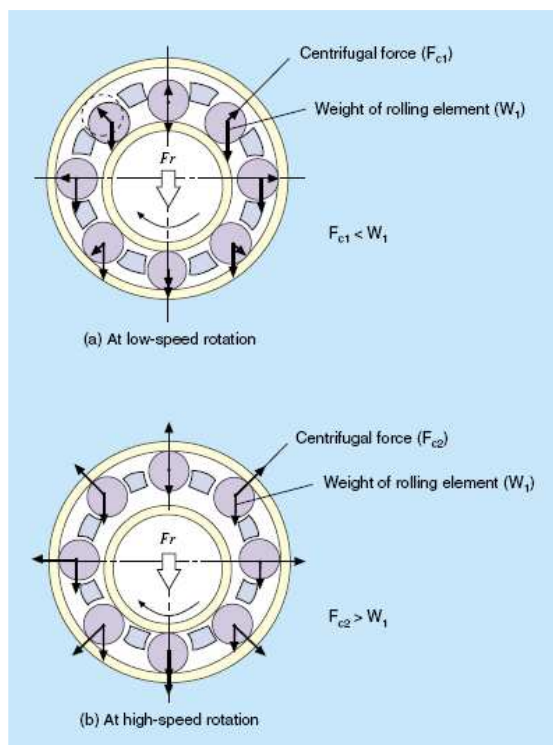
- **Oběžný hluk (Race noise)** – tedy zvuk, způsobený valením kuliček po dané kruhové dráze, který je základním zvukovým projevem kuličkových ložisek – jedná se o

ustálený a trvalý zvuk, jehož závislost na zvyšujících se otáčkách je možno vidět na obr. 52.



Obr. 52 – Akustický graf pro ložisko 6304 ukazuje frekvence s nejvyšší úrovní akustického tlaku a také závislost rychlosti otáčení na „Race noise“ (axiální zátěž 19,6N) [18]

- **“Click noise”** – cvakavý zvuk, který se ponejvíce vyskytuje u větších ložisek, která jsou zatížena radiálně – tento zvuk je generován převážně při nižších rychlostech.
- **„Squeal noise“** – jedná se o vrzavý kovový zvuk, který bývá v některých případech dosti výrazný – zvuk „železa posouvajícího se po železe“.
- **„Cage noise“** – jedná se o nízkofrekvenční zvuk, který vzniká při kontaktu valíček se elementů s ložiskovou klecí a ložiskovými prstenci (vnitřním a vnějším). Mechanismus těchto valíček se elementů je znázorněn na obr.53 a to pro nízkou a vysokou rychlost otáčení, kdy se nám mění poměr mezi hmotností valivého elementu a odstředivou silou.



Obr. 53 – Mechanismus rotujících valivých elementů [18]

8.3. Elektromagnetický hluk

Jedná se o nejtypičtější složku hluku elektrických točivých strojů, jehož příčinou je kmitání kostry motoru nebo jeho částí, způsobených elektromagnetickými silami působících mezi státorem a rotorem stroje. Charakter frekvenčního spektra je většinou diskrétní. Obecný průběh indukce ve vzduchové mezeře mezi státorem a rotorem (a také průběh radiálních sil působících mezi těmito dvěma částmi stroje) by se dal vyjádřit podle Maxwella [7]:

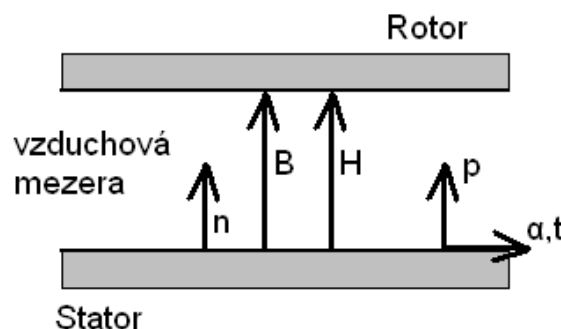
$$p_r = \frac{B^2(\alpha, t)}{2\mu_0} \quad (32)$$

kde: p_r – radiální tlak ve vzduchové mezeře [Pa],
 $B(\alpha, t)$ – okamžitá hodnota magnetické indukce ve vzduchové mezeře v místě vzdáleném o obvodový úhel α od vytyčené osy a v čase t [T, Hm^{-1}].

Rovnice tedy vyjadřuje, že v každém místě vzduchové mezery působí radiální síla, kterou je možné vyjádřit na jednotku plochy v soustavě SI. Protože zanedbáváme vliv nasycení železa (předpokládáme jeho permeabilitu $\mu_{FE} = \infty$), můžeme do rovnice dosadit $B(\alpha, t) = \mu_0 H(\alpha, t)$ [7]:

$$p_r = \frac{\mu_0}{2} H^2(\alpha, t) \quad (33)$$

kde: $H(\alpha, t)$ – okamžitá hodnota intenzity magnetického pole v místě α a čase t [Am^{-1}].



Obr. 54 – Indukce a intenzita mag. pole ve vzduchové mezeře[13]

Okamžitá hodnota magnetické indukce $B(\alpha, t)$ (při zanedbání magnetického odporu železa) je dána součtem magnetomotorických napětí v daném místě a okamžiku, který je násoben magnetickou vodivostí vzduchové mezery v témže místě a okamžiku [7]:

$$B(\alpha, t) = [F_S(\alpha, t) + F_R(\alpha, t)]\Lambda(\alpha, t) \quad (34)$$

kde: F_S – magnetomotorické napětí statoru,
 F_R – magnetomotorické napětí rotoru,
 Λ – magnetická vodivost vzduchové mezery.

Průběh radiálního tlaku p_r mezi státorem a rotorem poté můžeme napsat ve tvaru [7]:

$$p_r = \frac{1}{2\mu_0} [F_S(\alpha, t) + F_R(\alpha, t)]^2 \Lambda^2(\alpha, t) \quad (35)$$

Jestliže vezmeme v úvahu všechny případy časově a prostorově rozložených magnetomotorických napětí statoru a rotoru, můžeme vyjádřit vzorec pro výpočet časově a prostorově rozloženého radiálního tlaku p_r [7]:

$$p_r = \frac{1}{2\mu_0} \sum_{\zeta=0}^{\infty} F_{\zeta} \cos(\zeta\alpha - \omega_{\zeta}t + \varphi_{\zeta}) \cdot \left[\Lambda_0^2 + \sum_{\xi=1}^{\infty} \Lambda_{\xi} \cos(\xi\alpha - \omega_{\xi}t + \varphi_{\xi}) \right] \quad (36)$$

kde: ζ – určuje řád libovolné harmonické magnetomotorického napětí, který vznikne interferencí libovolných možných harmonických magnetomotorických napětí statoru a rotoru,
 ξ – řád libovolné harmonické magnetické vodivosti vzduchové mezery, který vznikne kombinací libovolných harmonických periodické křivky, jež omezuje vzduchovou mezeru na straně rotoru a statoru,
 Λ – magnetická vodivost vzduchové mezer,
 F – magnetomotorické napětí,
 ω – úhlový kmitočet daného řádu harmonické,
 φ – názorové posunutí daného řádu harmonické proti ose pro kterou platí $\alpha = 0$.

Mezi státorem a rotorem mohou tedy vznikat radiální časově proměnné síly, které mají různý počet prostorových vln (síly různého řádu). Vznikají tedy postupné silové vlny, jejichž obecný tvar je [7]:

$$p_r = A_r \cos(r\alpha - \Omega_r t) \quad (37)$$

kde: A_r – amplituda působící síly,
 Ω_r – úhlový kmitočet síly řádu r ,
 r – libovolné celé číslo 1,2,3....

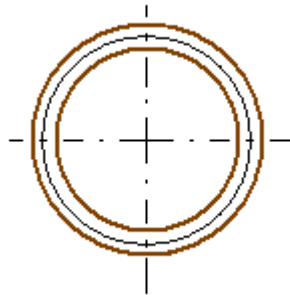
V libovolném místě obvodu je kmitočet časových změn tahu roven $f_r = \Omega_r / 2\pi$. Deformace statorového prstence bude největší, pokud f_r bude ležet v blízkosti vlastního mechanického kmitočtu statoru. Pro chvění (a následně i hluk) jsou tedy důležité případy, kdy počet deformačních vln po obvodu stroje je $r = 0$; $r = 1$; $r = 2$; $r = 3$ a $r = 4$.

a) $r = 0$

po obvodu je rovnoměrně rozložena složka p_0 a v čase se periodicky mění, čímž způsobuje ve všech směrech konfázní radiální kmitání statorového prstence (viz obr. 56.) [7]:

$$p_0 = A_0 \cos \Omega t \quad (38)$$

Složka p_0 vznikne tehdy, pokud se skládají dvě harmonické složky magnetomotorického napětí, které mají stejný počet pólových dvojic ζ , avšak různý úhlový kmitočet ω_ζ , tj. při interferenci dvou vln stejné vlnové délky, ale různé rychlosti.

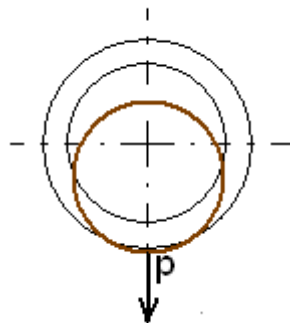


Obr. 55 – Deformace statoru vlivem prostorového rozložení deformačních sil, způsobujících kmit řádu $r=0$

b) $r = 1$:

$$p_1 = A_1 \cos(\alpha - \Omega_1 t), \quad (39)$$

složka p_1 představuje jednostranný tah (jak je patrné z obr. 57), který obíhá s úhlovou rychlostí Ω_1 a při rezonanci s vlastním kmitočtem vyvolá silné chvění – vzniká tedy při interferenci dvou harmonických indukcí, u nichž se počet pólových dvojic liší o jednu.



Obr. 56 – Deformace statoru vlivem prostorového rozložení deformačních sil, způsobujících kmit řádu $r=1$

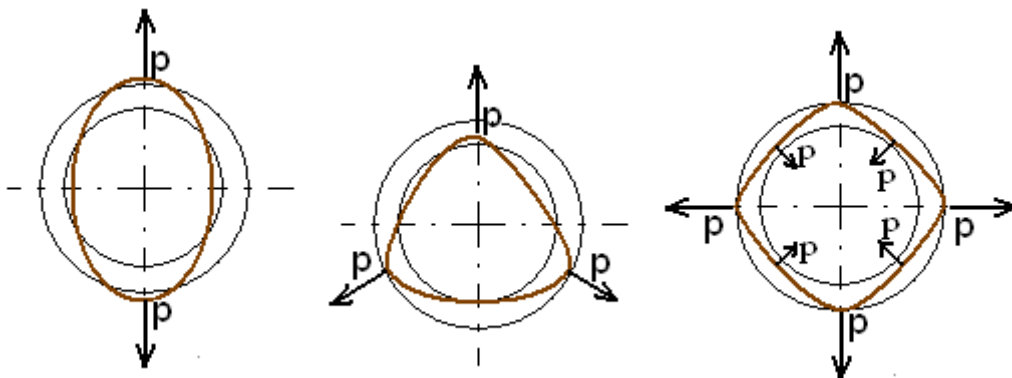
c) $r = 2; 3; 4$

v těchto případech radiální síly způsobují průhyb statorového prstence. Tyto síly nízkých řádů, tj. síly s malým počtem prostorových vln vznikají tehdy, platí-li rovnice [7]:

$$\begin{aligned} |\zeta| &= r \\ |\zeta - \xi| &= r \end{aligned} \quad (40)$$

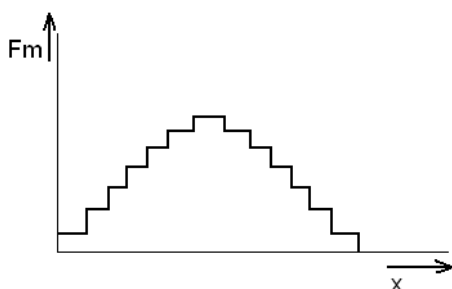
kde: r – libovolné celé číslo 0,1,2,3....

Výskyty harmonických, které by vyhovovali rovnicím (38) až (41), budou mít tedy za následek zvýšenou hlučnost elektrických točivých strojů.

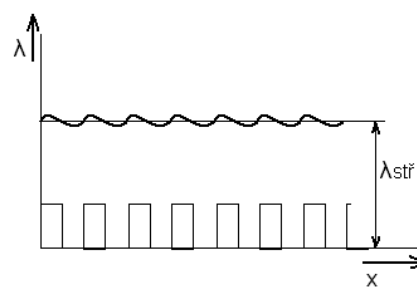


Obr. 57 – Deformace statoru vlivem prostorového rozložení deformačních sil, způsobujících kmity řádu $r=2$ (nalevo); $r=3$ (uprostřed) a $r=4$ (napravo)

Z těchto rozborů plyne, že elektromagnetickými příčinami hluku jsou časově proměnlivé radiální síly, které jsou způsobeny interferencí pracovní a vyšších harmonických magnetické indukce ve vzduchové mezeře (vyššími harmonickými magnetomotorického napětí – stupňové harmonické) a vodivostí vzduchové mezery (drážkové harmonické).



Obr. 58 – Vznik stupňových harmonických



Obr. 59 – Vznik drážkových harmonických

8.3.1. Magnetomotorické napětí

U asynchronních motorů máme vždy alespoň dvě vinutí, z nichž jedno je na stojící části stroje (statoru) a druhé na rotující části stroje (rotoru), kdy tyto části jsou odděleny vzduchovou mezerou. Typickým příkladem je asynchronní motor s kotvou nakrátko, kde je

rotor tvořen prstencem z plechů s drážkami na vnějším obvodu (obr. 5) a stator prstencem s drážkami na vnitřním obvodu (obr. 3), ve kterých jsou uloženy cívky statorového vinutí. Průchodem proudu těmito cívkami vzniká magnetomotorické napětí F_m , které vyvolává magnetické pole stroje. Toto magnetomotorické napětí je závislé na uspořádání vinutí, kdy rozeznáváme několik hlavních typů vinutí:

- a) magnetomotorické napětí vinutí vyniklých pólů
- b) magnetomotorické napětí soustředné vinutí
- c) magnetomotorické napětí m-fázového vinutí
- d) magnetomotorické napětí klecového vinutí
- e) magnetomotorické napětí třífázového vinutí

Příklad výpočtu magnetomotorického napětí pro třífázové vinutí [7]:

$$F_m(\alpha, t) = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} N_f I \sum_{c=0}^{\infty} \frac{1}{p(6c \pm 1)} k_{vv} \sin[(\omega t \pm (6c \pm 1)p\alpha] \quad (41)$$

kde: N_f – počet seriových závitů na fázi,
 α – úhel obvodu stroje, vyjádřený v obloukové míře,
 k_{vv} – činitel vinutí pro v -tou harmonickou. Tyto se budou periodicky vyskytovat, pokud platí, že stupňové harmonické řádu v – viz (42) [7]:

$$v = cQ \pm p \quad (42)$$

kde: p – pracovní harmonická řádu p ,
 Q – celkový počet drážek, do nichž je vinutí uloženo.

8.3.2. Magnetická vodivost vzduchové mezery

Jedná se o druhý důležitý faktor ovlivňující radiální síly, který rovněž závisí na konstrukčním uspořádání stroje. Na velikost magnetické vodivosti vzduchové mezery mají vliv:

- a) vliv drážkování na magnetickou vodivost
- b) vliv sycení na otevření drážek
- c) vliv excentricity rotoru
- d) vliv vyniklých pólů
- e) vliv průhybu jha

Vliv průhybu jha může být u asynchronních motorů velmi velký (zvláště pak díky radiálním silám vybuzených pracovní harmonickou statoru i rotoru řádu ($v - \mu = p$) a může způsobit silnou deformaci vzduchové mezery. Tato má poté za následek deformaci magnetického pole ve vzduchové mezeře.

8.3.3. Vliv stupňových harmonických na radiální síly

Nejvýznamnější harmonické magnetomotorických napětí jsou tzv. stupňové harmonické řádu $\nu = Q_1 \pm p$ a $\mu = Q_2 \pm p$, u bezhlučných strojů proto nemá být [7]:

$$\begin{aligned} |Q_1 - Q_2| &= 0, 1, 2, \dots \\ |Q_1 - Q_2| &= 2p, 2p \pm 1, 2p \pm 2, \dots \end{aligned} \quad (43)$$

Kmitočet radiální síly f_c vyvolaný stupňovými harmonickými. Stator a rotor můžou rozechvět pouze radiální síly nízkého řádu, tedy síly vznikající při splnění podmínek uvedených v (43) a pro $k=1$ v následující rovnici [7]:

$$f_c = f \left[k \frac{Q_2}{P} (1-s) \pm 2 \right] \quad (44)$$

kde: p – počet pólových dvojic stroje,
 s – skluz,
 k – celé číslo 1,2,3...

8.3.4. Vliv drážkování statoru a rotoru

Drážkové harmonické statoru a rotoru mají stejný počet pólů a stejnou rychlost jako příslušné stupňové harmonické, takže drážkové harmonické nepřinášejí nová kritéria pro vznik hluku. Nemá-li vznikat hluk, nesmí se řád nejsilnějších složek magnetomotorického napětí statoru a rotoru shodovat s řádem některé silně vyvinuté harmonické složky vodivosti vzduchové mezery. Nejsilnější harmonické složky magnetomotorického napětí jsou řádu $\nu = Q_1 \pm p$ a $\mu = Q_2 \pm p$, hluk tedy vzniká pokud [7]:

$$\begin{aligned} |Q_1 - Q_2| &= p \\ |Q_1 - Q_2| &= p \pm 1 \end{aligned} \quad (45)$$

Síly s malým počtem prostorových vln působící hluk potom vzniknou, je-li [7]:

$$|Q_1 - Q_2| = p, p \pm 1, p \pm 2, \dots \quad (46)$$

Vznikají přitom kmity nultého, druhého, čtvrtého atd. řádu. V daném místě pod úhlem α můžeme určit kmitočet této síly [7]:

$$f_c = 2f \left[\frac{Q_2}{P} (1-s) \pm 1 \right] \quad (47)$$

8.3.5. Vliv deformace vzduchové mezery

K deformaci vzduchové mezery dochází vlivem radiálních sil, které způsobují periodickou deformaci jha statoru - jak je patrné z obr. Mezi státorem a rotorem tedy působí radiální síly vybužené pracovní harmonickou magnetického pole ve vzduchové mezeře řádu p . Tyto síly mohou následně vyvolat deformaci vzduchové mezery, proto pro omezení hluku se nemá volit [7]:

$$|Q_1 - Q_2| = 3p, 3p \pm 1, 3p \pm 2, \dots \quad (48)$$

8.3.6. Vliv sycení železa

K deformaci průběhu magnetického pole ve vzduchové mezeře dochází také vlivem sycení magnetického obvodu stroje. Jde především o nasycení hlavního magnetického obvodu, ale také o přesycování krčků zubů u polouzavřených nebo uzavřených drážek.

Pokud je statorové vinutí zapojeno do hvězdy, nemůže dojít ke vzniku třetí harmonické proudu a tudíž ani třetí prostorové harmonické magnetomotorického napětí. Od pracovní harmonické magnetomotorického napětí ovšem vzniká prostorová harmonická magnetické indukce řádu $3p$.

Pokud je statorové vinutí zapojeno do trojúhelníku, vyvolá se vlivem sycení železa třetí harmonická proudu, která se v trojúhelníku uzavírá. V průběhu magnetomotorického napětí tedy vzniká harmonická řádu $3p$, která spolu se základní zubovou harmonickou vodivostí vzduchové mezery (určenou drážkováním), vyvolává harmonické průběhy indukce ve vzduchové mezeře. Významné složky magnetického tlaku vzniknou, pokud platí [7]:

$$\begin{aligned} |Q_1 - Q_2| &= 2p \\ |Q_1 - Q_2| &= 4p \end{aligned} \quad (49)$$

Pro omezení hluku by se tedy neměl volit tento rozdíl drážek.

Kmitočet sil vyvolaný harmonickými lze určit dle rovnic (50) a (51), protože stupňová harmonická statoru vyvolává v každém místě statoru pulzaci pole o napájecím kmitočtu. [7]:

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1 - s) \right] \quad (50)$$

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1 - s) \pm 2 \right] \quad (51)$$

kde f je kmitočet napájecí sítě a Q_2 je počet rotorových drážek. Dle těchto rovnic tedy vzniká šest kmitočtů budících sil.

Pro hluk při rozběhu stroje, kdy se mění rotorový kmitočet, bude kmitočet budících sil záviset na skluzu a lze jej vyjádřit vztahem [7]:

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_1}{2p} \pm \frac{Q_2}{2p} \right) (1 - s) \right] \quad (52)$$

8.3.7. Vliv excentricity vzduchové mezery

Do průběhu magnetické vodivosti vzduchové mezery je nutno zahrnout i vliv excentrického uložení rotoru. Pokud jde o statickou excentricitu (vyosení nalisovaného rotoru), pak tyto harmonické kmitají úhlovou rychlostí ω a nemohou přímo způsobovat hluk. Může ovšem nastat případ, že se při interferenci jiných harmonických, vyskytne jiná harmonická stejného řádu avšak jiného kmitočtu, což způsobuje kmity nultého řádu ($r = 0$). Pokud chceme eliminovat tyto harmonické, vzniklé interferencí stupňových harmonických, nemělo by platit [7]:

$$|(Q_1 \pm p) - (Q_2 \pm p)| = p \pm 1 \quad (53)$$

S ohledem na tyto kmity nultého řádu je nutné velmi pečlivě sředit a vyvažovat stroje, u nichž nastává [7]:

$$\begin{aligned} |Q_1 - Q_2| &= 3p \pm 1 \\ |Q_1 - Q_2| &= p \pm 1 \end{aligned} \quad (54)$$

Zvlášť pečlivé musí být zejména naklínování rotoru na hřídel, kde mohou při excentrickém naklínování vznikat jednostranně rotující síly, které způsobují silný hluk.

8.3.8. Vliv uspořádání vinutí s několika paralelními větvemi

Pro stroje s vinutím s několika paralelními větvemi se vždy klade důraz na elektrickou i magnetickou symetrii jednotlivých větví, přesto se při výrobě vyskytne vždy nějaká nesymetrie, která může mít za následek nerovnoměrné rozložení proudu a tím následně i vznik vyšších harmonických magnetomotorických napětí.

$$\text{Maximální počet paralelních větví [7]:} \quad a_{\max} = 2p. \quad (55)$$

Vinutí je prakticky možné provést s počtem paralelních větví $a = m$, kde m je libovolný dělitel čísla $2p$. Pro vinutí se dvěma paralelními větvemi s plným krokem by neměl být naplněn vztah [7]:

$$|Q_1 - 2k_1 Q_2| = 2p, 2 \pm 2... \quad (56)$$

Pro dvouvrstvé vinutí s více než se 2-mi paralelními větvemi se nedoporučuje volit počet drážek tak, aby byl splněn vztah [7]:

$$\begin{aligned} |Q_1 - Q_2| &= \left| \frac{p}{a} \pm p \pm 1 \right| \\ |Q_1 - Q_2| &= \left| \frac{2p}{a} \pm p \pm 1 \right| \end{aligned} \quad (57)$$

První vzorec platí pro a liché, druhý vzorec pro a jako sudé číslo

U motorů s polouzavřenými drážkami a s větším počtem drážek na pól, jsou často dlouhovlnná statorová pole řádu $\nu = p(6c \pm 1)$ výraznější než stupňové harmonické. Pro omezení hluku by se neměl počet rotorových drážek Z_2 volit [7]:

$$\left| \left(Z_2 \pm \frac{p}{a} \right) - p(6c \pm 1) \right| = 1$$

$$\left| \left(Z_2 \pm \frac{2p}{a} \right) - p(6c \pm 1) \right| = 1$$
(58)

kde: c – je libovolné celé číslo 1,2,3....

První vzorec platí pro a liché, druhý vzorec pro a jako sudé číslo

Pro vinutí se zkráceným krokem jsou nejnebezpečnější jednostranné síly ($r = 1$), proto se u těchto strojů nedoporučuje volit počet drážek tak, aby byl naplněn vztah [7]:

$$|Q_1 - Q_2| = 3p \pm 1$$

$$|Q_1 - Q_2| = p \pm 1$$
(59)

8.3.9. Vliv tangenciálních sil

Mezi statorem a rotorem působí tangenciální síla, kterou lze vyjádřit tangenciálním tlakem na jednotku plochy. Celková tangenciální síla na jednotku axiální délky stroje (N) se rovná momentu na jednotkovém poloměru při téže délce stroje (Nm).

Nemají-li vznikat časově proměnlivé tangenciální síly, nesmí platit [7]:

$$Q_1 \pm p = Q_2 \pm p$$

$$Q_1 = Q_2$$
(60)

Ke vzniku tangenciální síly může také významným způsobem přispět interakce s příslušnou pracovní harmonickou lineární proudové hustoty řádu p , která je na statoru a rotoru nejvýraznější. Tyto tangenciální síly a tudíž i časově proměnlivé momenty mohou vznikat, pokud platí rovnice [7]:

$$|Q_1 - Q_2| = 2p$$
(61)

Při splnění této podmínky jsou velmi výrazné i radiální síly mezi statorem a rotorem, které rovněž způsobují hluk stroje.

8.3.10. Vliv společného účinku radiálních a tangenciálních sil

Účinky radiálních a tangenciálních sil se sčítají, je-li výsledná síla způsobena interakcí statorové harmonické řádu ν a rotorové harmonické řádu μ – zejména platí-li [7]:

$$\nu = \mu - 1$$
(62)

V opačném případě ($\nu = \mu + 1$) se účinky těchto sil odečítají, takže tento případ není pro vznik hluku tak nebezpečný.

Další podmínka, která by pro omezení vzniku hluku neměla platit je [7]:

$$|Q_1 - Q_2| = 2p - 1 \quad (63)$$

Tento vliv diferenčních polí zesiluje účinky stupňových harmonických, které při splnění podmínky $|Q_1 - Q_2| = 2p - 1$ vyvolají jednostranné magnetické síly způsobené společným účinkem radiálních a tangenciálních sil.

8.3.11. Zvýšení hluku při rozběhu

I při splnění všech doposud uvedených podmínek pro omezení vzniku hluku může docházet při rozběhu k výraznému zvýšení hluku. To může být způsobeno jednak tím, že asynchronní motor odebírá skoro po celou dobu rozběhu statorový proud, který je několikanásobkem jmenovitého proudu ($I_z = 5 - 8I_n$). Tím jsou výrazně zesíleny silové účinky všech vyšších harmonických magnetomotorických napětí. Dále ke zvýšení hluku při rozběhu přispívá skutečnost, že se při rozběhu mění otáčky a tudíž i skluz stroje. Na skluzu stroje jsou totiž závislé kmitočty hlavních budících sil od stupňových harmonických, které se tedy při rozběhu plynule mění a mohou rozechvívat stator právě v jeho vlastních mechanických kmitočtech, kdy se vlivem rezonance podstatně zesiluje hluk. Kmitočty hlavních budících sil od stupňových harmonických jsou [7]:

$$f_c = f K \frac{Q_2}{2} (1 - s) \quad (64)$$

Účinek diferenčních polí se nejvíce projeví při skluzu [7]:

$$f_c = 2f \left[\frac{Q_2}{p} (1 - s) \pm 1 \right] \quad (65)$$

8.3.12. Vliv neharmonického napájení

Zdrojem neharmonického napětí jsou polovodičové měniče kmitočtu, konkrétně střídače, které se v moderní praxi stále více uplatňují i v aplikacích s asynchronními motory. Průběh neharmonického napětí se obvykle liší od ideální sinusovky a obsahuje vyšší počet vyšších harmonických. Toto neharmonické napájení se projeví v průběhu magnetomotorických napětí zvýšeným obsahem tzv. časových harmonických.

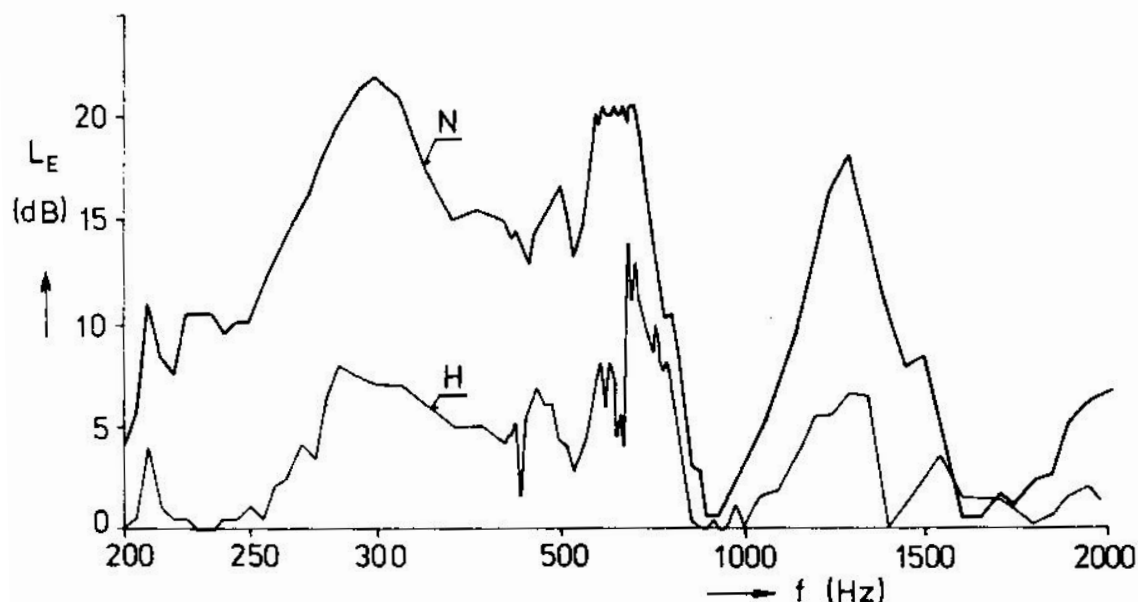
Pro zjištění účinku neharmonického napájení na hluk stroje není nutné uvažovat vliv harmonických vzduchové mezery, které jsou ve své podstatě převážně prostorové. Radiální síly působící mezi státorem a rotorem potom budou určeny pouze interferenčními harmonickými magnetomotorických napětí.

Při napájení třífázového asynchronního motoru neharmonickým napětím o základním pracovním kmitočtu f vzniknou budící síly na kmitočtech [7]:

$$f_v = 6Kf \quad (66)$$

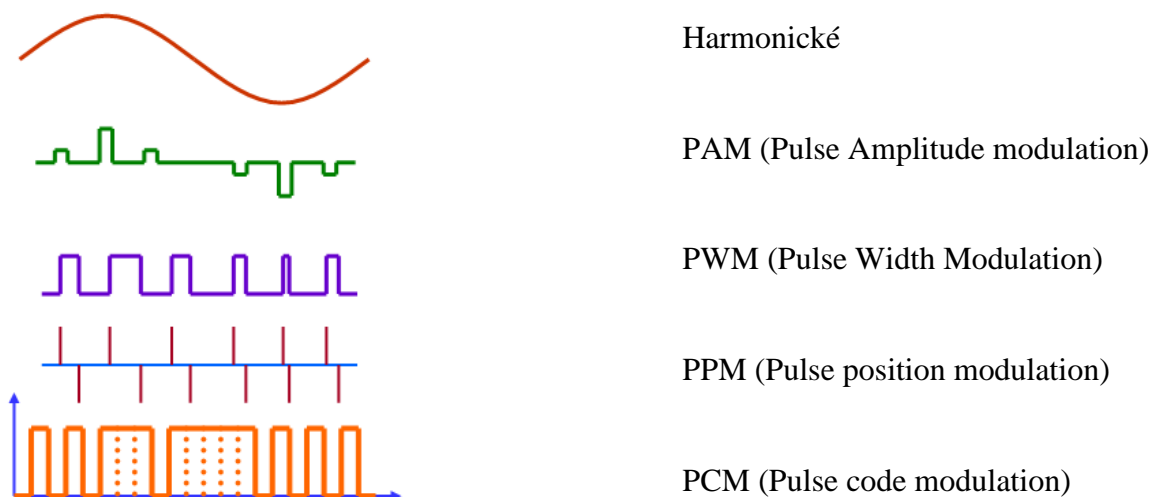
kde K je libovolné celé číslo. Například je-li základní kmitočet 50Hz, pak vznikají radiální síly o kmitočtech $f_v = 300, 600, 900, \dots$ Hz.

Experimální měření vlivu neharmonického napájení asynchronního motoru provedl Baštek [3] u motoru $P = 4\text{kW}$, $2p = 6$, pro $f = 50\text{Hz}$.



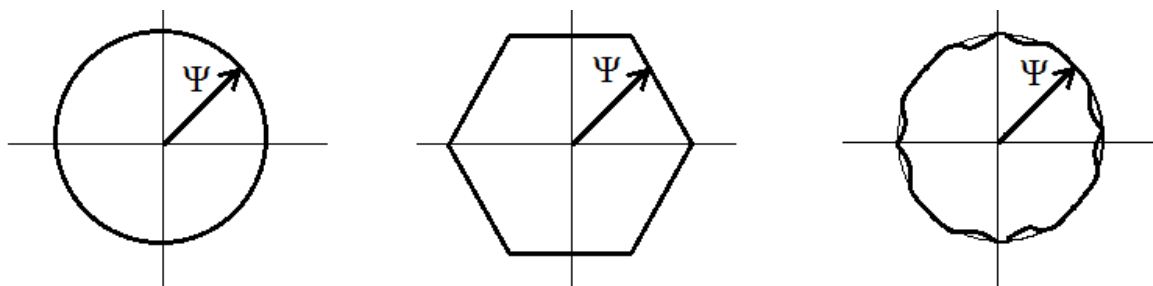
Obr. 60 – Kmitočtová analýza akustického tlaku při harmonickém (H) a neharmonickém (N) napájení asynchronního motoru [3]

Pro ideální asynchronní motor, harmonicky napájený, by byl tvar magnetické indukce ve vzduchové mezeře rozložený sinusově. Laftman [13] nahradil průběh magnetické indukce ve vzduchové mezeře vektorem toku Ψ . Tento vektor směřuje k místu ve vzduchové mezeře, kde nabývá magnetická indukce maximální hodnoty. Tímto způsobem může vektor toku Ψ přiblížit trajektorie toku ve vzduchové mezeře pro různé druhy napájení.



Obr. 61 – Typy modulací vstupního sinusového signálu [8]

Pro řízení asynchronních motorů se nejčastěji používá neharmonické napájení zastoupené modulací PWM, v menší míře potom PAM.



Obr. 62 – Trajektorie toku magnetické indukce ve vzduchové mezeře pro harmonické, PAM a PWM napájení [12]

8.3.13. Rezonanční vlivy statoru

Magnetické příčiny hluku mohou záviset nejen na počtu drážek statoru a rotoru, ale také na rozměrech stroje. Vliv velikosti stroje na vznik hluku sledoval Jordan [9], který vyšel z poznatku, že síla zvuku na povrchu stroje závisí na množství vyzářené zvukové energie J , vztahené na jednotku plochy povrchu.

Rezonanční kmitočet statorového prstence f_0 (Hz) určíme pro $r = 0$ podle vztahu [9]:

$$f_0 = \frac{8,4 \cdot 10^2}{R_s} \sqrt{\frac{q_j}{q_j + q_z}} \quad (67)$$

kde: R_s – střední poloměr jha (m),

q_j – hmotnost jha (m),

q_z – hmotnost zubů (m).

Tento vztah ovšem neplatí pro statorové velkých strojů, které jsou skládány ze segmentů. U malých statorů leží rezonanční kmitočet statorového prstence daleko nad frekvencí magnetických tahů vytvořených interferencí stupňových a drážkových polí. U těchto malých strojů jsou tedy nebezpečné pouze magnetické tahy nízkých řádů, které působí na dostatečně dlouhém rameni. U větších strojů ovšem může nastat rezonance mezi vlastním kmitočtem statorového prstence f_r a kmitočtem magnetického tahu f_c i tehdy, je-li řád kmitů (počet pólových dvojic magnetického tahu) poměrně velký. V tomto případě může průhyb X_r dosáhnout velkých hodnot v blízkosti rezonance ($f_c = f_r$). Je proto vhodné násobit hodnotu vypočteného rezonančního kmitočtu f_r korekčním činitelem K_r , kdy rezonanční kmitočet včetně zohlednění průhybu bude [11]:

$$f_r = f_0 \frac{1}{2\sqrt{3}} \cdot \frac{h}{R_s} \cdot \frac{r(r^2 - 1)}{\sqrt{r^2 + 1}} K_r \quad (68)$$

kde: h – výška jha (m),

K_r – korekční činitel

Tab. 9 – Hodnoty korekčního činitele K_r pro různé řády r pro poloměry h/R_v , kde R_v je vnější poloměr statoru [7]

K_r	$r = 2$	$r = 3$	$r = 4$	$r = 5$	$r = 6$
$h/R_v = 0,1$	0,99	0,985	0,98	0,97	0,95
$h/R_v = 0,2$	0,98	0,95	0,91	0,86	0,81
$h/R_v = 0,3$	0,95	0,89	0,81	0,74	0,68

9. Praktické ověření návrhu motoru

9.1. Ověření konstrukčního uspořádání na existujícím typu motoru TSP 112/4

Parametry motoru TSP 112/4:

Vinutí - 2paralelní větve zapojené do trojúhelníka

$$2p \ 2p = 4$$

$$Q_1 = 36$$

$$Q_2 = 28$$

$$P = 1,5\text{kW}$$

$$|Q_1 - Q_2| = 8 \rightarrow |Q_1 - Q_2| = 2p + 4.$$

Podmínka vlivu stupňových harmonických (43)

$$|Q_1 - Q_2| = 2p, 2p \pm 1, 2p \pm 2, \dots$$

VYHOVUJE.

Podmínka vlivu drážkování statoru a rotoru (46)

$$|Q_1 - Q_2| = p; |Q_1 - Q_2| = p, p \pm 1, p \pm 2, \dots$$

VYHOVUJE.

Podmínka vlivu deformace vzduchové mezery (48)

$$|Q_1 - Q_2| = 3p, 3p \pm 1, 3p \pm 2, \dots$$

NEVYHOVUJE podmínce

$$|Q_1 - Q_2| = 3p + 2.$$

Podmínka vlivu sycení železa (49)

$$|Q_1 - Q_2| = 2p; |Q_1 - Q_2| = 4p$$

NEVYHOVUJE podmínce

$$|Q_1 - Q_2| = 4p.$$

Podmínka vlivu excentricity vzduchové mezery (53, 54)

$$|(Q_1 \pm p) - (Q_2 \pm p)| = p \pm 1$$

VYHOVUJE.

$$|Q_1 - Q_2| = 3p \pm 1$$

VYHOVUJE.

$$|Q_1 - Q_2| = p \pm 1$$

VYHOVUJE.

Podmínka vlivu uspořádání s několika paralelními větvemi (56)

$$|Q_1 - 2k_1 Q_2| = 2p, 2 \pm 2, \dots$$

VYHOVUJE.

Podmínka vlivu tangenciálních sil (60, 61)

$$Q_1 \pm p = Q_2 \pm p$$

VYHOVUJE.

$$Q_1 = Q_2$$

VYHOVUJE.

$$|Q_1 - Q_2| = 2p$$

VYHOVUJE.

Podmínka vlivu společného účinku radiálních a tangenciálních sil (63)

$$|Q_1 - Q_2| = 2p - 1$$

VYHOVUJE.

9.2. Ověření kritických frekvencí na existujícím typu motoru TSP 112/4

Kmitočet radiální síly vyvolané stupňovými harmonickými (44):

$$f_c = fK \frac{Q_2}{p} (1-s) = 50K \frac{28}{2} (1-0) = 700,1400,2100 \dots Hz$$

Kmitočet síly vyvolané drážkováním statoru a rotoru (47):

$$f_c = 2f \left[\frac{Q_2}{p} (1-s) \pm 1 \right] = 100 \left[\frac{28}{2} 1 \pm 1 \right] = 1300,1500 Hz$$

Kmitočet sil vyvolaných stupňovými harmonickými (50, 51):

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \right] = 550,850 Hz$$

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \pm 2 \right] = 750,950 Hz$$

Kmitočet budících sil při rozběhu stroje (52):

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_1}{2p} \pm \frac{Q_2}{2p} \right) (1-s) \right] = 800 Hz$$

Závěr: ověřovaný asynchronní motor TSP 112/4 vyhověl téměř všem požadavkům pro zajištění co možná nejméně hlučného návrhu elektromotoru. Nevyhověl pouze jedné z pěti podmínek deformace vzduchové mezery $|Q_1 - Q_2| = 3p + 2$ a jedné ze dvou podmínek vlivu sycení železa $|Q_1 - Q_2| = 4p$.

Rozbor kmitočtů sil vyvolaných stupňovými harmonickými, drážkováním statoru a rotoru, radiálních sil stupňových harmonických a budících sil při rozběhu stroje, nepotvrdil žádný kritický kmitočet motoru, který by se při jednotlivých rozborech opakoval.

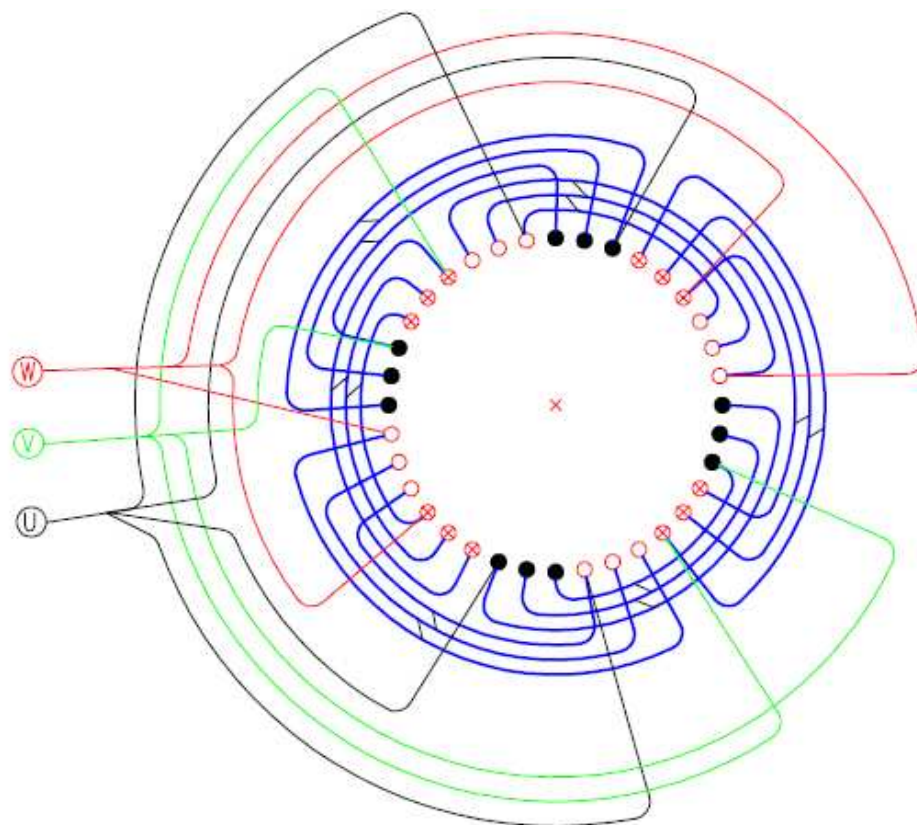
10. Možnosti snížení hluku asynchronních motorů

Na hlučnost motoru mají rozhodující vliv rezonanční frekvence statoru – jak plyne z předešlých kapitol. Statorové jho musí být dostatečně tuhé a pevně uchycené ve statorové kostře, vhodně musí být volen počet drážek. Hluk lze také snížit např. zvětšením vzduchové mezery nebo menším magnetickým nasycením stroje, což ale vede ke zhoršování vlastností daného stroje. Osvědčenou metodou, která málo ovlivňuje vlastnosti stroje, je zešíkmení drážek, kde například při zešíkmení o jednu statorovou drážku ($C=1$) dojde k zamezení radiálních kmitů a příčné kmity nabývají asi 75% své maximální hodnoty.

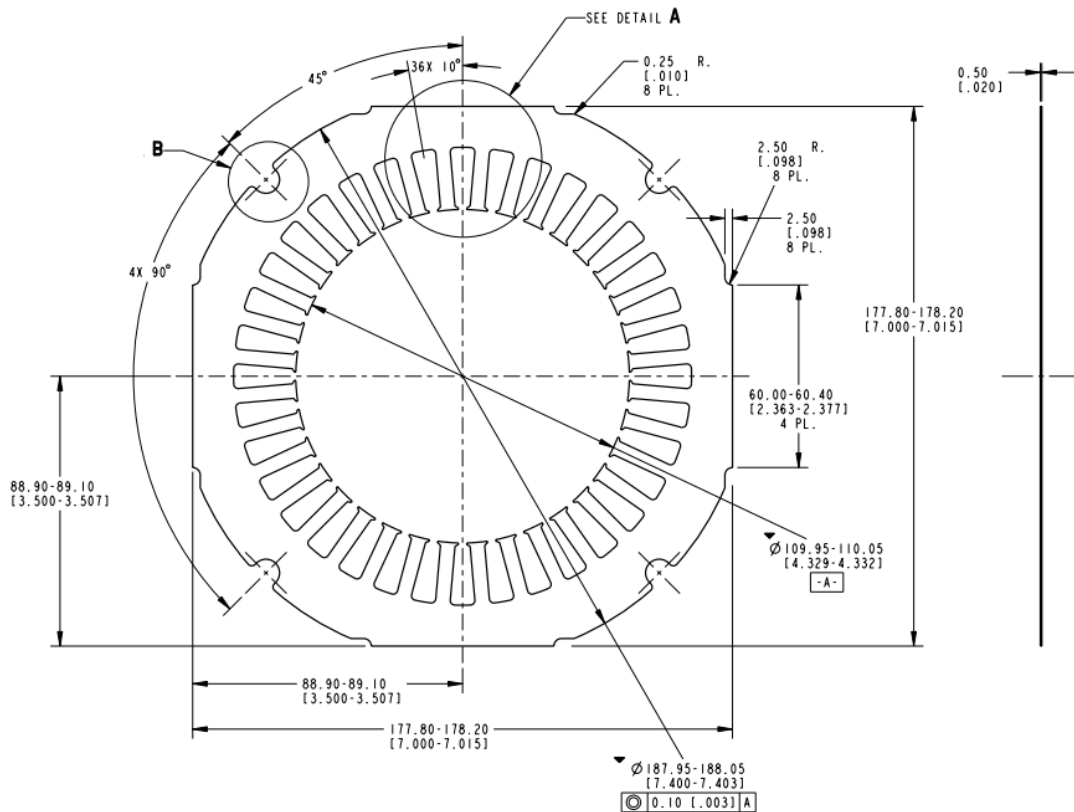
Další možností jak dosáhnout snížení hlučnosti potlačením vyšších harmonických magnetické indukce ve vzduchové mezeře, je odstupňování vzduchové mezery pod jednotlivými zuby statoru. Toho lze dosáhnout rozbořem magnetomotorického napětí statorového vinutí, čehož lze dosáhnout pomocí Görgešova diagramu.

10.1. Aplikace Görgešova diagramu na motoru TSP 112/4

parametry vinutí: $2p = 4$, $q = 3$, $Q = 36$



Obr. 63 – Vinutí motoru TSP112/4



Obr. 64 – Výkres statorové laminace motoru TSP112/4

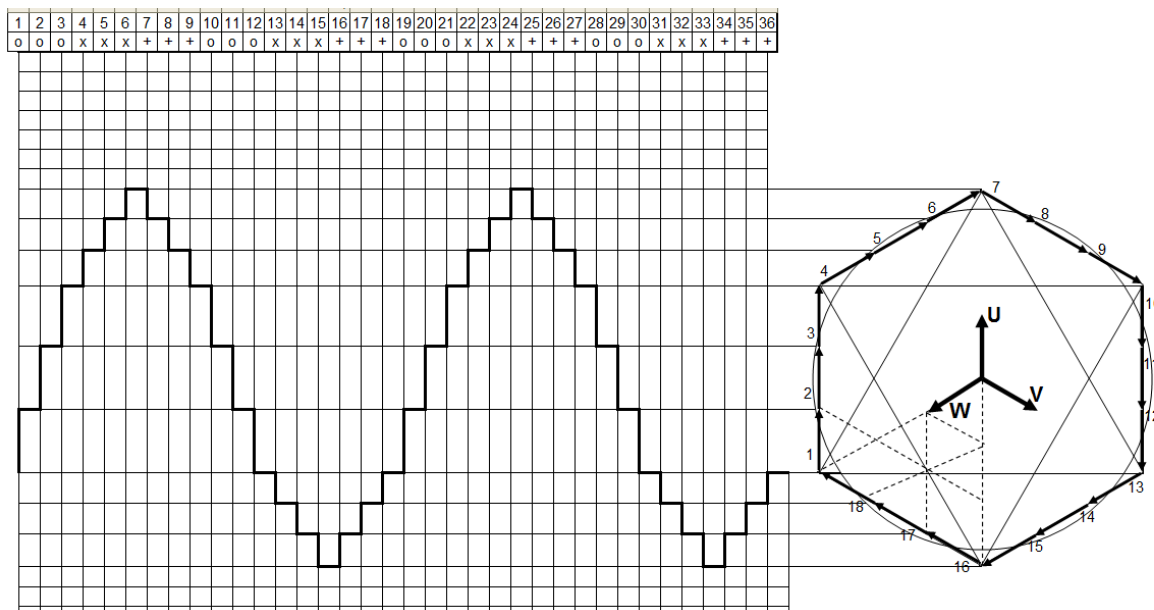
Pro jednovrstvé vinutí se volí proudový obsah drážky roven jedné straně trojúhelníkové sítě. Okamžitou hodnotu fázoru magnetomotorického napětí $F_{m(r)t}$ nad drážkou r vyjádříme sečtením fázorů proudových obsahů drážek s přihlédnutím na příslušnost proudů k jednotlivým fázím [7]:

$$F_{m(r)t} = \overline{SR}_r \cos(\omega t + \varphi_r) \quad (69)$$

kde: \overline{SR}_r – paprsek vedený ze středu S Görgešova diagramu ke koncovému bodu R_r fázoru proudového obsahu drážky r .

Průběh magnetomotorických napětí ve vzduchové mezeře je naznačen v levé části obr. 65. Rozdíl modulů jednotlivých paprsků \overline{SR}_r udává kolísání amplitudy magnetomotorických napětí pod jednotlivými drážkami, což naznačuje vyznačený stupňovitý průběh magnetomotorických napětí ve vzduchové mezeře. Pokud je tedy vzduchová mezera pod všemi zuby stejná, je průběh magnetické indukce B ve vzduchové mezeře určen průběhem magnetomotorického napětí a jeho průběh udává velikost stupňových harmonických magnetického pole.

Pro potlačení těchto stupňových harmonických se může použít dvouvrstvé vinutí s velkým počtem drážek na pól a fázi a se zkráceným krokem, jejichž Görgešův diagram se blíží kružnici. Z technologických a ekonomických důvodů jsou ale výhodnější statory s minimálním počtem drážek a bez zkráceného kroku a se strojním navíjením – jak ukazuje vinutí pro TSP 112/4 na obr. 64.



Obr. 65 – Aplikace Görgešova diagramu pro motor TSP112/4

Průběh magnetické indukce ve vzduchové mezeře můžeme vyjádřit [7]:

$$B_{(r,t)} \approx \frac{\overline{SR_r}}{\delta_r} \cos(\omega t + \varphi_r) \quad (70)$$

V ideálním případě by tedy měl být výsledný diagram kružnicí, musí tedy být průběh magnetické indukce sinusový, což znamená [7]:

$$\frac{\overline{SR_r}}{\delta_r} = konst. \quad (71)$$

Aby byla splněna tato podmínka, musí být vzduchová mezera δ nad každým zubem jiná, protože paprsek $\overline{SR_r}$ určuje okamžitou hodnotu magnetomotorického napětí nad drážkovou roztečí r . Musí tedy platit [7]:

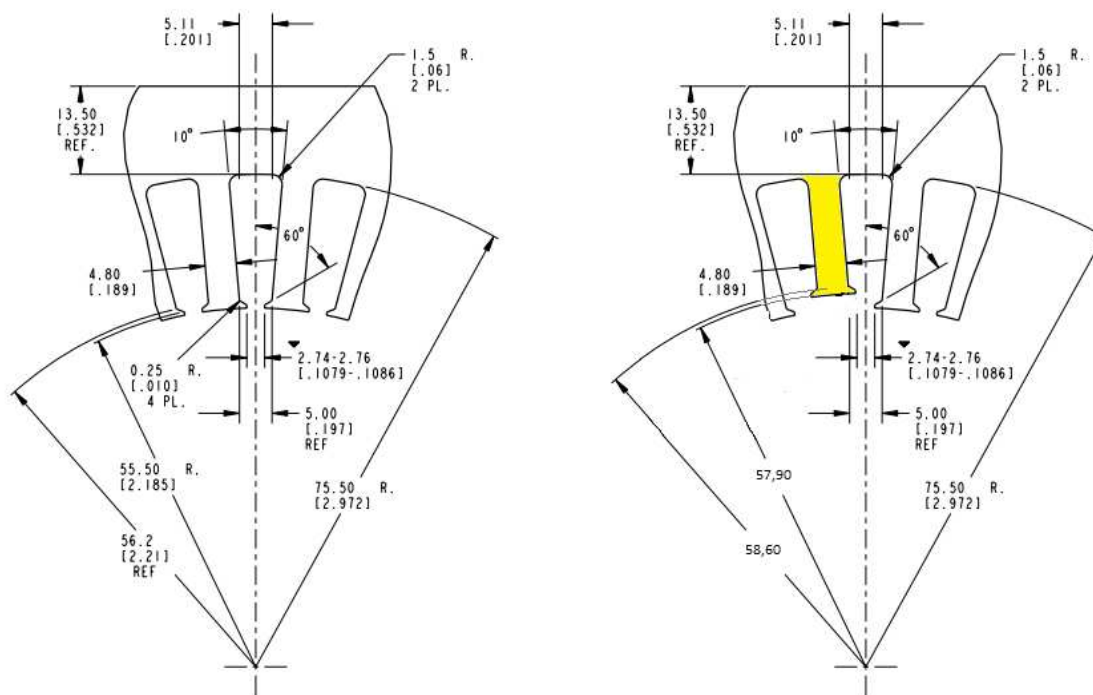
$$\frac{\delta_{\max}}{\delta_{\min}} = \frac{(\overline{SR_r})_{\max}}{(\overline{SR_r})_{\min}} \quad (72)$$

Pro vinutí TSP 112/4 tedy platí (72):

$$\frac{\delta_{\max}}{\delta_{\min}} = \frac{3}{3 \sin 60^\circ} = 1,154$$

Pro vyloučení stupňových harmonických je tedy nutné u tohoto vinutí zvětšit vzduchovou mezera nad mezifázovými zuby o 15%. Vlivem tohoto zvětšení vzduchové mezery dojde sice k malému poklesu pracovní harmonické, ale vymizí veškeré stupňové harmonické nízkých řádů. Aby však nedocházelo k poklesu pracovní harmonické, doporučuje se zvětšit vzduchovou mezera pod mezifázovými zuby maximálně o 10%.

Aby bylo dosaženo co největší eliminace stupňových harmonických nízkých řádů a přitom k co nejmenšímu poklesu pracovní harmonické, bylo pro motor TSP 112/4 navrženo zvětšení vzduchové mezery pod mezifázovými zuby o 12%. Původní délka mezifázového zubu 20mm, nová délka mezifázového zubu po optimalizaci pro potlačení stupňových harmonických nízkých řádů je 17,6mm - jak ukazuje obr. 66.

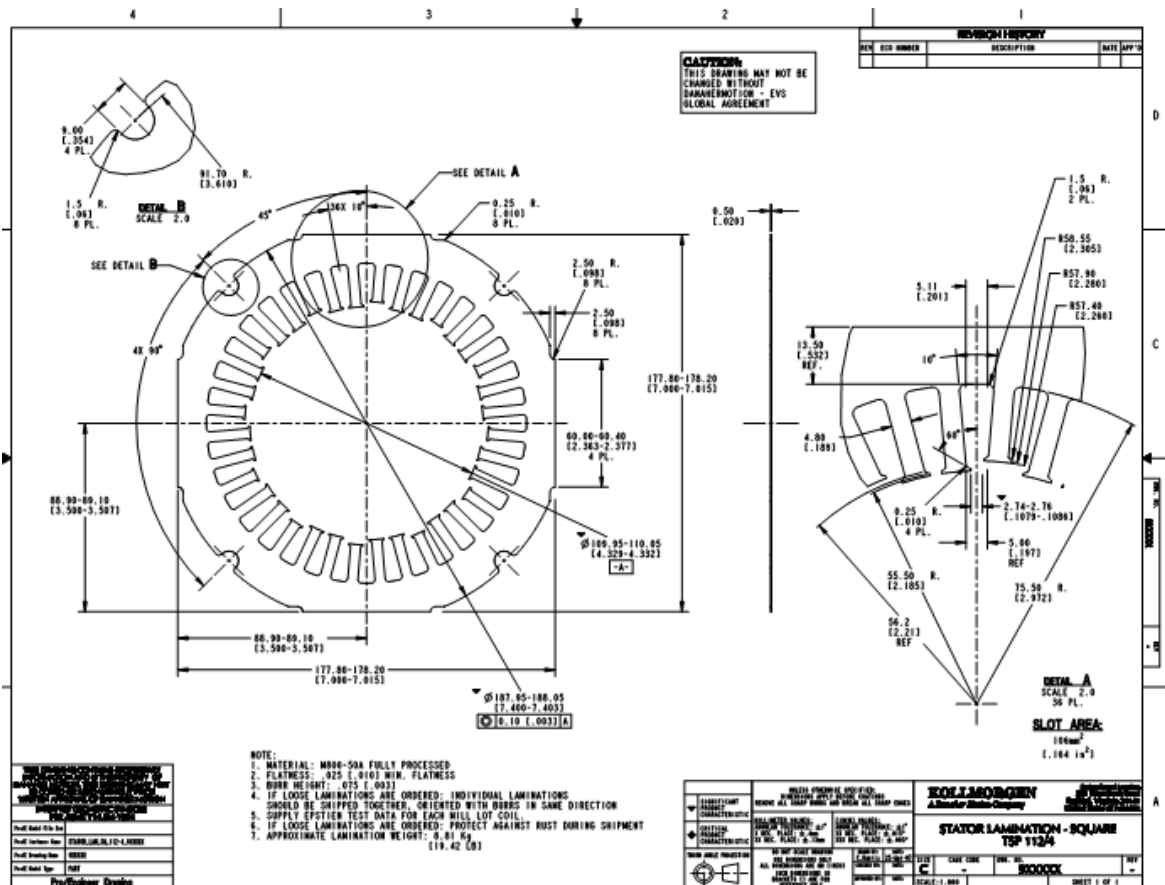


Obr. 66 – Návrh zkrácení mezifázového zubu pro TSP112/4

11. Výsledky experimentů ke snížení hluku u motoru TSP 112/4

11.1. Technická příprava

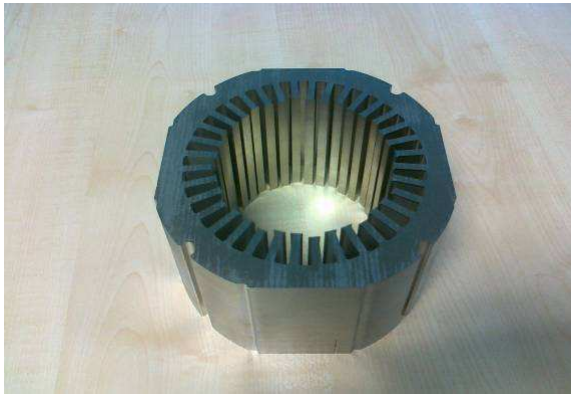
Nejprve bylo nutno upravit stávající výkres pro standardní provedení motoru TSP112/4 a dle takto připraveného výkresu nechat vyrobít prototyp statorového paketu.



Obr. 67 – Výkres statorové laminace TSP112/4 se zkrácenými mezifázovými zuby

Délka statorového paketu byla zvolena na 90mm se standardním vinutím (dle obr. 63) s 10ti závyty. Štítkové hodnoty pro takto dlouhý paket TSP112/4 s tímto typem vinutí jsou uvedeny níže:

Frekvence	75Hz
Otáčky	2100 min ⁻¹
Jmenovitý proud	210A
Jmenovité napětí	34V
Jmenovitý výkon	4,4kW
Pracovní třída	S2 60min



Obr. 68 – Pohled na vyrobený vzorek stat.paketu



Obr. 69 – Pohled na vzorek paketu shora

Vyroběný prototyp statorového paketu byl následně navinut s použitím veškerých materiálů (drážková izolace, měděný drát, impregnační lak...) jako pro standardní stator TSP112/4. Pro tento prototyp musely být pouze upraveny drážkové uzávěry pro mezifázové zuby (z důvodu jejich zkrácení).



Obr. 70 – Pohled na hotový prototyp statoru TSP112/4 se zkrácenými mezifázovými zuby

11.2. Měření hlučnosti – standardní TSP 112/4 versus TSP 112/4 s optimalizací pro eliminaci stupňových harmonických nízkých řádů

Měření probíhala v laboratoři a s přístrojovým vybavením firmy Kollmorgen, s.r.o. Uchycení motoru a pohled na měřicí pracoviště (ukotvení mikrofону vpravo dole) je znázorněno na obr. 71. Pro zajištění stejných podmínek probíhala všechna měření při teplotě vinutí motorů $\sim 100^{\circ}\text{C}$.

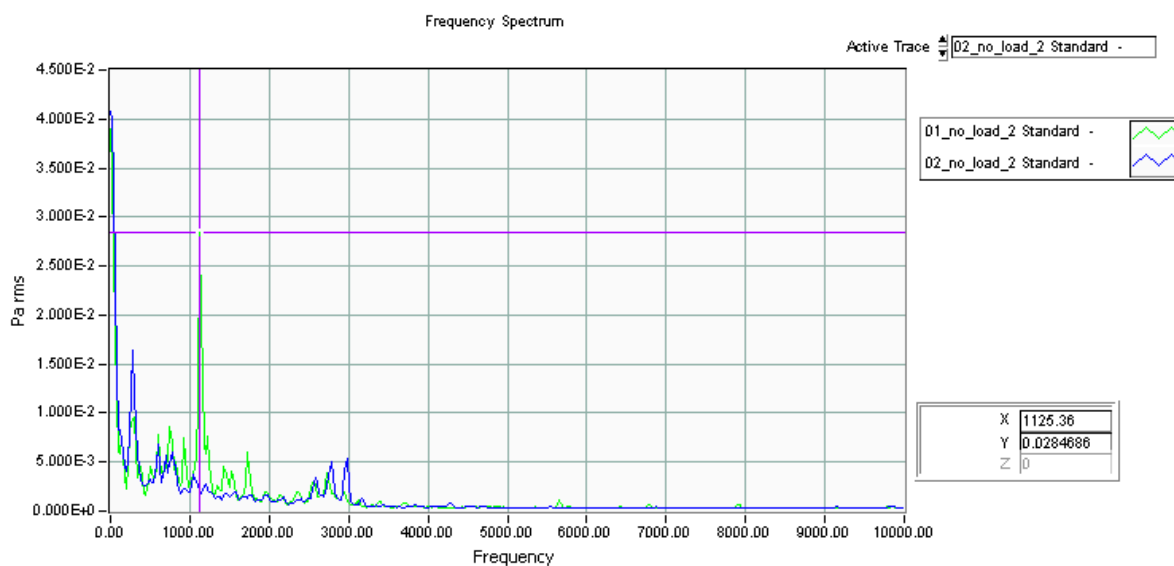


Obr. 71 – Měřicí pracoviště s motorem TSP112/4 na dynamometru

11.2.1. Standardní a optimalizované TSP 112/4 harmonicky napájené naprázdno (1500 min^{-1}):

Při tomto měření byly oba zkoušené motory napájeny z napěťově regulovatelného zdroje (booster) při frekvenci 50Hz a nastaveném napětí 30V. Pro jednodušší identifikaci obou zkoušených motorů budou nadále motory označovány jako "01" a "02":

- 01 ~ Standardní motor TSP112/4 ($15,6\text{m}\Omega$, $130\mu\text{H}$),
- 02 ~ Optimalizovaný motor TSP112/4 se zkrácenými mezifázovými zuby ($15,8\text{m}\Omega$, $122\mu\text{H}$).



Obr. 72 – Frekvenční spektrum pro standardní a optimalizované TSP112/4 bez zatížení

Graf frekvenčního spektra na obr. 72 ukazuje výrazný rozdíl v naměřeném akustickém tlaku a to zejména na frekvencích 800 – 1800Hz. Rozdíl potvrzuje i celková "overall"

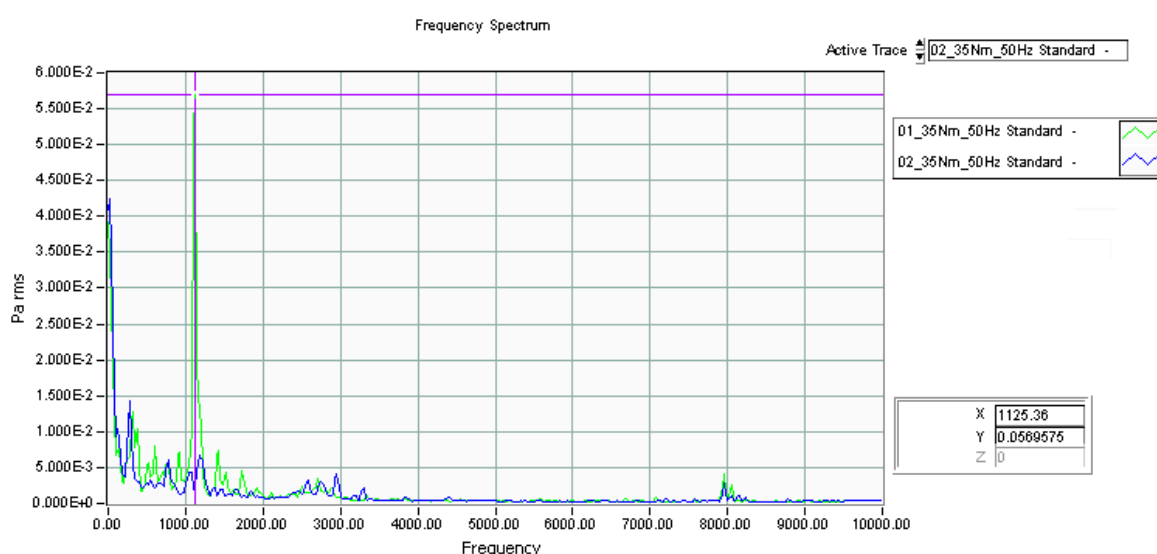
hodnota akustického tlaku L_pA [dB], kde je rozdíl mezi zkoušenými motory 3,11dB ve prospěch motoru optimalizovaného – viz tab. 14.

Tab. 14 – Standardní a optimalizované TSP112/4 při no-load testu

Podmínky zkoušky	Motor	Naměřená hodnota akustického tlaku L_pA [dB]	ΔL_pA [dB]
No-load	01	63,34	-3,11
	02	60,23	

11.2.2. Standardní a optimalizované TSP 112/4 harmonicky napájené při zatížení 30Nm, 50Hz (1500 min^{-1}):

Zde byly opět oba zkoušené motory napájeny z napěťově regulovatelného zdroje (booster) při frekvenci 50Hz a nastaveném napětí 30V, ovšem nyní při zátěži 30Nm.



Obr. 73 – Frekvenční spektrum pro standardní a optimalizované TSP112/4 harmonické nap., zatížení 30Nm

Nevýraznější rozdíl mezi standardní a optimalizovanou variantou je vidět na frekvenci ~ 1125Hz. Celková "overall" hodnota akustického tlaku L_pA [dB] ukazuje na rozdíl mezi zkoušenými motory 3,22dB ve prospěch motoru optimalizovaného. Optimalizace motoru ovšem způsobila i pokles pracovní harmonické, což vedlo k poklesu výkonu optimalizovaného motoru o 1,2% – viz tab. 15. Zobrazené výsledky o výkonu obou motorů byly získány výkonovým analyzátořem Yokogawa WT 1600.

Tab. 15 – Standardní a optimalizované TSP112/4, souhrn naměřených dat při 30Nm, 50Hz

Podmínky zkoušky	Motor	Výkon P_{out} (W)	ΔP_{out} (%)	Naměřená hodnota akustického tlaku L_pA [dB]	ΔL_pA [dB]
30Nm, 50Hz	01	4446,0	-1,2	64,05	-3,22
	02	4391,7		60,83	

Vypočítané kritické frekvence motoru při napájecí frekvenci 50Hz jsou uvedeny aplikací rovnic (44), (47), (50) a (51).

Kmitočet radiální síly vyvolané stupňovými harmonickými (44):

$$f_c = fK \frac{Q_2}{p} (1-s) = 50K \frac{28}{2} (1-0) = 700,1400,2100\dots Hz$$

Kmitočet síly vyvolané drážkováním statoru a rotoru (47):

$$f_c = 2f \left[\frac{Q_2}{p} (1-s) \pm 1 \right] = 100 \left[\frac{28}{2} 1 \pm 1 \right] = 1300,1500 Hz$$

Kmitočet sil vyvolaných stupňovými harmonickými (50, 51):

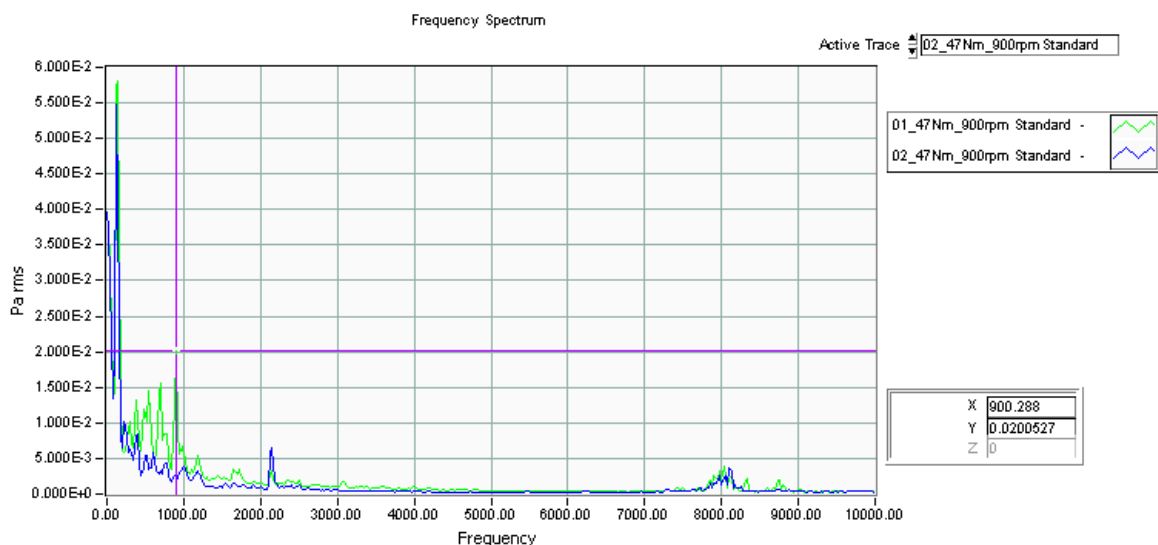
$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \right] = 550,850 Hz$$

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \pm 2 \right] = 750,950 Hz$$

Jak ukazuje obr. 73, nejvýraznější rozdíl naměřeného akustického tlaku mezi standardní a optimalizovanou variantou je na frekvenci $\sim 1125 Hz$, což poukazuje na druhou harmonickou kmitočtu sil vyvolaných stupňovými harmonickými. Tyto síly byly optimalizací výrazně potlačeny, což se pozitivně projevilo v naměřeném frekvenčním spektru u optimalizované varianty motoru.

11.2.3. Standardní a optimalizované TSP 112/4 neharmonicky napájené při zatížení (47Nm, 900 min⁻¹):

Pro další neharmonicky napájené zkoušky byl použit frekvenční měnič Super Drive ACS 8020-440C s PWM frekvencí 8kHz, který byl napájen přímo do meziobvodu usměrněným napětím 80V DC. Zátěž dynamometru byla u této zkoušky nastavena na 47Nm (v momentová vazbě) při nastavených otáčkách zkoušených motorů 900 min⁻¹ (v otáčkové vazbě).



Obr. 74 – Frekvenční spektrum pro standardní a optimalizované TSP112/4 neharmonické nap., zatížení 47Nm při 900 min⁻¹

Při tomto testu se nejvýrazněji projevil rozdíl mezi standardní a optimalizovanou variantou na frekvenci ~ 900Hz. Celková "overall" hodnota akustického tlaku LpA [dB] ukazuje na rozdíl mezi zkoušenými motory 5,48dB ve prospěch motoru optimalizovaného. Optimalizace motoru ovšem způsobila i pokles pracovní harmonické, což vedlo k poklesu výkonu u optimalizovaného motoru o již výraznější 4% – viz tab. 16

Tab. 16 – Standardní a optimalizované TSP112/4, souhrn naměřených dat při 47Nm, 900 min⁻¹p

Podmínky zkoušky	Motor	Výkon P _{out} (W)	ΔP _{out}	Naměřená hodnota akustického tlaku LpA [dB]	ΔLpA [dB]
47Nm, 900rpm	01	4484,6	-4,0	66,22	-5,48
	02	4306,7		60,74	

Detailnější výsledky za zátěžového testu (opět získané pomocí výkonového analyzátoru Yokogawa WT 1600) jsou zobrazeny v tab. 17. Pokles hlučnosti optimalizovaného motoru je kompenzován vyššími ztrátami a tím poklesu výkonu z 4484,6W na 4306,7W.

Tab. 17 – Standardní a optimalizované TSP112/4 neharmonické nap., zatížení 47Nm při 900 min⁻¹

DanaherMotion		Test Report										S/N :		0							
		Motor type :		TSP112/4-90								Dat./Sign.		0							
		Power Supply:		Booster 80V DC								Art. No		0							
		Inverter :		ACS8020-440C								Art. No. Cust.		0							
		TorqueSpeedMeasurement										El. spec.		0							
f	U				I				PΣ	cos	Torque	Speed	P _{out}	η _m	P _{loss}	Slip	?	P _{out}	Thermo-couple	Time	Motor
Hz	U1(V)	U2(V)	U3(V)	UΣ(V)	I1 (A)	I2 (A)	I3 (A)	IΣ (A)	W	φ	Nm	rpm	W	%	W	%		W	°C		
32,14	29,6	29,0	29,7	29,4	253,2	247,6	248,8	249,9	7520	0,59	47,43	900	4484,6	60	3035	6,65			100,9	11:24:05	01
32,39	27,0	27,0	27,3	27,1	255,4	254,1	256,3	255,3	7382	0,62	47,15	900	4306,7	58	3075	7,37		-4,0	104,6	12:42:41	02

Opět použijeme vzorce (44), (47), (50) a (51) k vypočítání kritických frekvencí motoru při napájecí frekvenci 30Hz:

Kmitočet radiální síly vyvolané stupňovými harmonickými (44):

$$f_c = fK \frac{Q_2}{p} (1-s) = 30K \frac{28}{2} (1-0) = 420,840,1260...Hz$$

Kmitočet síly vyvolané drážkováním statoru a rotoru (47):

$$f_c = 2f \left[\frac{Q_2}{p} (1-s) \pm 1 \right] = 60 \left[\frac{28}{2} 1 \pm 1 \right] = 780,900Hz$$

Kmitočet sil vyvolaných stupňovými harmonickými (50, 51):

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \right] = 330,510Hz$$

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \pm 2 \right] = 270,390,450,570Hz$$

Dále nám při napájení třífázového asynchronního motoru neharmonickým napětím vzniknou budící síly, které při základním pracovním kmitočtu $f = 30Hz$ budou mít tyto frekvence (66):

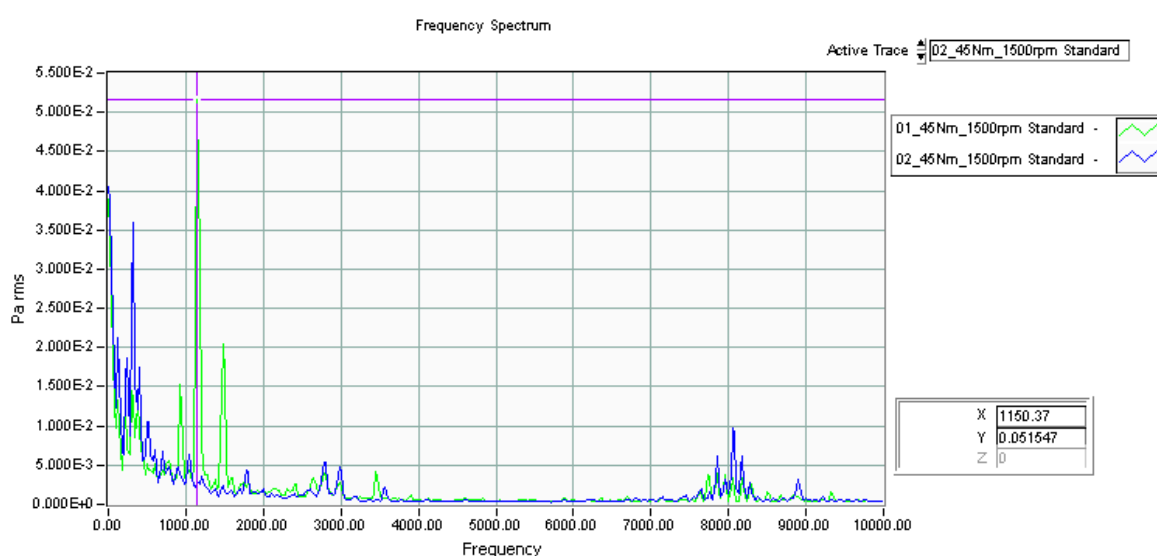
$$f_v = 6Kf$$

$$f_v = 180, 360, 540, 720, 900...Hz$$

Jak je vidět na obr. 74, nejvýraznější rozdíl naměřeného akustického tlaku mezi standardní a optimalizovanou variantou je na frekvenci $\sim 900\text{Hz}$, což je společná kritická frekvence sil vyvolaných drážkováním statoru a rotoru a pátá harmonická budících sil způsobených neharmonickým napájením. Tyto síly byly opět optimalizací výrazně potlačeny.

11.2.4. Standardní a optimalizované TSP 112/4 neharmonicky napájené při zatížení (45Nm , 1500 min^{-1}):

Další neharmonicky napájená zkouška, kde byl opět použit frekvenční měnič Super Drive ACS 8020-440C, který byl napájen přímo do meziobvodu usměrněným napětím 80V DC . Zátěž dynamometru byla nastavena na 45Nm (v momentová vazbě) při nastavených otáčkách zkoušených motorů 1500 min^{-1} (v otáčkové vazbě).



Obr. 75 – Frekvenční spektrum pro standardní a optimalizované TSP112/4 neharmonické nap., zatížení 45Nm při 1500 min^{-1}

Zde se nevýrazněji projevil rozdíl mezi standardní a optimalizovanou variantou na frekvenci $\sim 1150\text{Hz}$. Optimalizovaný motor měl celkovou "overall" hodnotu akustického tlaku L_{pA} [dB] nižší o $5,76\text{dB}$, ovšem opět na úkor poklesu pracovní harmonické a následně poklesu výkonu $2,9\%$ – viz tab. 18.

Tab. 18 – Standardní a optimalizované TSP112/4, souhrn naměřených dat pro 45Nm , 1500 min^{-1}

Podmínky zkoušky	Motor	Výkon P_{out} (W)	ΔP_{out}	Naměřená hodnota akustického tlaku L_{pA} [dB]	ΔL_{pA} [dB]
45Nm, 1500rpm	01	7017,6	-2,9	70,25	-5,76
	02	6816,1		64,49	

Tab. 19 nám poskytuje pohled na detailnější výsledky za zátěžového testu, kde je opět patrné, že pokles hlučnosti optimalizovaného motoru je doprovázen vyššími ztrátami a následně poklesu výkonu z $7017,6\text{W}$ na $6816,1\text{W}$.

Tab. 19 – Standardní a optimalizované TSP112/4 neharmonické nap., zatížení 45Nm při 1500 min⁻¹

DanaherMotion		Test Report										S/N :		0							
		Motor type :		TSP112/4-90								Dat./Sign.		0							
		Power Supply:		Booster 80V DC								Art. No		0							
		Inverter :		ACS8020-440C								Art. No. Cust.		0							
		TorqueSpeedMeasurement										El. spec.		0							
f	U				I				PΣ	cos	Torque	Speed	P _{out}	η _m	P _{loss}	Slip	? P _{out}	Thermo-couple	Time	Motor	
Hz	U1(V)	U2(V)	U3(V)	UΣ(V)	I1 (A)	I2 (A)	I3 (A)	IΣ (A)	W	φ	Nm	rpm	W	%	W	%		°C			
52,41	44,9	44,0	45,1	44,7	235,0	229,6	234,2	232,9	10090	0,56	44,53	1505	7017,6	70	3072	4,29		95,5	10:59:34	01	
53,49	41,7	41,4	41,9	41,7	234,9	230,3	232,3	232,5	10007	0,60	44,27	1504	6816,1	68	3191	6,29		-2,9	101,6	13:24:21	02

Použití vzorců (44), (47), (50) a (51) odhalí kritické frekvence motoru při napájecí frekvenci 50Hz:

Kmitočet radiální síly vyvolané stupňovými harmonickými (44):

$$f_c = fK \frac{Q_2}{p} (1-s) = 50K \frac{28}{2} (1-0) = 700,1400,2100....Hz$$

Kmitočet síly vyvolané drážkováním statoru a rotoru (47):

$$f_c = 2f \left[\frac{Q_2}{p} (1-s) \pm 1 \right] = 100 \left[\frac{28}{2} 1 \pm 1 \right] = 1300,1500Hz$$

Kmitočet sil vyvolaných stupňovými harmonickými (50, 51):

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \right] = 550,850Hz$$

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \pm 2 \right] = 750,950Hz$$

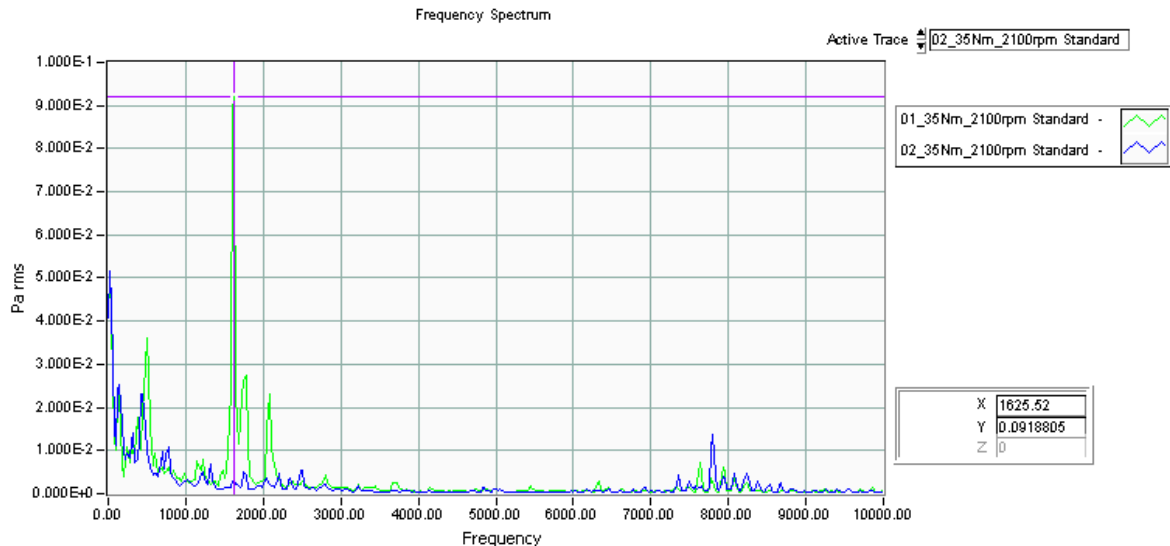
Motor byl opět napájen neharmonicky, takže vzniknou budící síly, které při základním pracovním kmitočtu $f = 50Hz$ budou mít tyto frekvence (66):

$$f_v = 300, 600, 900, 1200....Hz$$

Obr. 75, ukazuje, že nejvýraznější rozdíl naměřeného akustického tlaku mezi standardní a optimalizovanou variantou je na frekvenci ~ 1150Hz, což je blízko společnému působení kritické frekvence sil vyvolaných stupňovými harmonickými a čtvrtá harmonická budících sil způsobených neharmonickým napájením.

11.2.5. Standardní a optimalizované TSP 112/4 neharmonicky napájené při zatížení (35Nm, 2100 min⁻¹):

Zátěž dynamometru byla při této další neharmonicky napájené zkoušce nastavena na 35Nm při nastavených otáčkách zkoušených motorů 2100 min⁻¹.



Obr. 76 – Frekvenční spektrum pro standardní a optimalizované TSP112/4 neharmonické nap., zatížení 35Nm při 2100 min⁻¹

Na obr. 76. je rozdíl mezi standardní a optimalizovanou variantou nejvýraznější na frekvenci ~ 1625Hz. Při této zkoušce měl optimalizovaný motor celkovou "overall" hodnotu akustického tlaku LpA [dB] nejvýrazněji nižší, a to o 11,87dB, kdy výkon poklesl o 4,7% – viz tab. 18.

Tab. 20 – Standardní a optimalizované TSP112/4, souhrn naměřených dat pro 35Nm, 2100 min⁻¹

Podmínky zkoušky	Motor	Výkon P _{out} (W)	ΔP _{out}	Naměřená hodnota akustického tlaku LpA [dB]	ΔLpA [dB]
35Nm, 2100rpm	01	7757,9	-4,7	76,99	-11,87
	02	7391,8		65,12	

Detailnější pohled na výsledky zátěžového testu je uveden v tab. 21:

Tab. 21 – Standardní a optimalizované TSP112/4 neharmonické nap., zatížení 35Nm při 2100 min⁻¹

DanaherMotion		Test Report										S/N :		0						
		Motor type :		TSP112/4-90								Dat./Sign.		0						
Power Supply:		Booster 80V DC								Art. No		0								
Inverter :		ACS8020-440C								Art. No. Cust.		0								
TorqueSpeedMeasurement										El. spec.		0								
f	U				I				PΣ	cos	Torque	Speed	P _{out}	η _m	P _{loss}	Slip	? P _{out}	Thermo-couple	Time	Motor
Hz	U1(V)	U2(V)	U3(V)	UΣ(V)	I1 (A)	I2 (A)	I3 (A)	IΣ (A)	W	φ	Nm	rpm	W	%	W	%		°C		
72,69	55,5	54,7	55,4	55,2	165,4	162,7	169,4	165,8	9890	0,62	35,23	2103	7757,9	78	2132	3,59		98,4	11:12:51	01
73,06	44,8	44,9	45,3	45,0	191,1	189,1	190,8	190,3	9726	0,66	34,56	2104	7391,8	76	2334	3,99		97,4	14:13:41	02

Pro pracovní harmonickou 70Hz opět použitím vzorců (44), (47), (50) a (51) dostaneme kritické frekvence motoru:

Kmitočet radiální síly vyvolané stupňovými harmonickými (44):

$$f_c = fK \frac{Q_2}{p} (1-s) = 70K \frac{28}{2} (1-0) = 980,1960,2940....Hz$$

Kmitočet síly vyvolané drážkováním statoru a rotoru (47):

$$f_c = 2f \left[\frac{Q_2}{p} (1-s) \pm 1 \right] = 140 \left[\frac{28}{2} 1 \pm 1 \right] = 1820,2100Hz$$

Kmitočet sil vyvolaných stupňovými harmonickými (50, 51):

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1 - s) \right] = 770,1190 \text{ Hz}$$

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1 - s) \pm 2 \right] = 630,910,1050,1330 \text{ Hz}$$

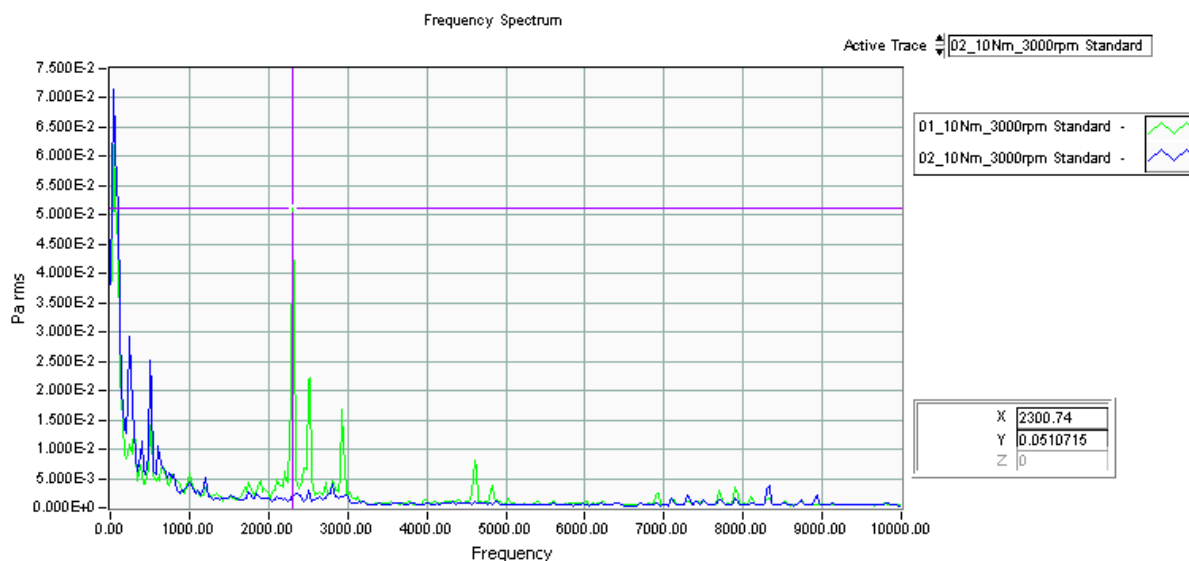
Budící síly způsobené neharmonickým napájením nám při základním kmitočtu 70Hz vznikají na kmitočtech (66):

$$f_v = 420, 840, 1260, 1680, \dots \text{ Hz}$$

Nejvýraznější rozdíl naměřeného akustického tlaku mezi standardní a optimalizovanou variantou byl u tohoto testu na frekvenci ~ 1625 Hz, tedy v blízkosti působení čtvrté harmonické budících sil způsobených neharmonickým napájením

11.2.6. Standardní a optimalizované TSP 112/4 harmonicky napájené při zatížení (10Nm, 3000 min⁻¹):

Nastavená zátěž dynamometru byla při této další neharmonicky napájené zkoušce 10Nm při nastavených otáčkách zkoušených motorů 3000 min⁻¹.



Obr. 77 – Frekvenční spektrum pro standardní a optimalizované TSP112/4 neharmonické nap., zatížení 10Nm při 3000 min⁻¹

Při tomto testu se nevýrazněji projevil rozdíl mezi standardní a optimalizovanou variantou na frekvenci ~ 2300 Hz. Celková "overall" hodnota akustického tlaku LpA [dB] odhaluje druhý nejvýraznější rozdíl mezi zkoušenými motory 6,95dB ve prospěch motoru optimalizovaného. Ovšem opět za cenu poklesu výkonu u optimalizovaného motoru o 4,2% – viz tab. 22.

Tab. 22 – Standardní a optimalizované TSP112/4, souhrn naměřených dat pro 10Nm, 3000 min⁻¹

Podmínky zkoušky	Motor	Výkon P _{out} (W)	ΔP _{out}	Naměřená hodnota akustického tlaku LpA [dB]	ΔLpA [dB]
10Nm, 3000rpm	01	3003,1	-4,2	71,94	-6,95
	02	2875,5		64,99	

Detailnější pohled na výsledky za zátěžového testu poskytne tab. 23:

Tab. 23 – Standardní a optimalizované TSP112/4 neharmonické nap., zatížení 10Nm při 3000 min⁻¹

f		U				I				P _Σ	cos	Torque	Speed	P _{out}	η _m	P _{loss}	Slip	?P _{out}	Thermo-couple	Time	Motor	
		Hz	U1(V)	U2(V)	U3(V)	UΣ(V)	I1 (A)	I2 (A)	I3 (A)	IΣ (A)	W	φ	Nm	rpm	W	%	W	%		°C		
101,43	57,6	56,8	57,2	57,2	57,4	53,6	60,1	57,0	3750	0,66	9,54	3005	3003,1	80	747	1,23			106,7	11:38:34	01	
102,42	42,4	42,3	42,5	42,4	72,5	71,6	72,2	72,1	3687	0,70	9,96	3007	2875,5	78	811	2,12			-4,2	102,3	14:31:18	02

Kritické frekvence motoru budou pro pracovní harmonickou 100Hz následující:

Kmitočet radiální síly vyvolané stupňovými harmonickými (44):

$$f_c = fK \frac{Q_2}{p} (1-s) = 100K \frac{28}{2} (1-0) = 1400, 2800, 4200 \dots Hz$$

Kmitočet síly vyvolané drážkováním statoru a rotoru (47):

$$f_c = 2f \left[\frac{Q_2}{p} (1-s) \pm 1 \right] = 200 \left[\frac{28}{2} 1 \pm 1 \right] = 2600, 3000 Hz$$

Kmitočet sil vyvolaných stupňovými harmonickými (50, 51):

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \right] = 1100, 1700 Hz$$

$$f_c = f \left[\left(\frac{Q_2}{p} \pm 3 \right) (1-s) \pm 2 \right] = 900, 1300, 1500, 1900 Hz$$

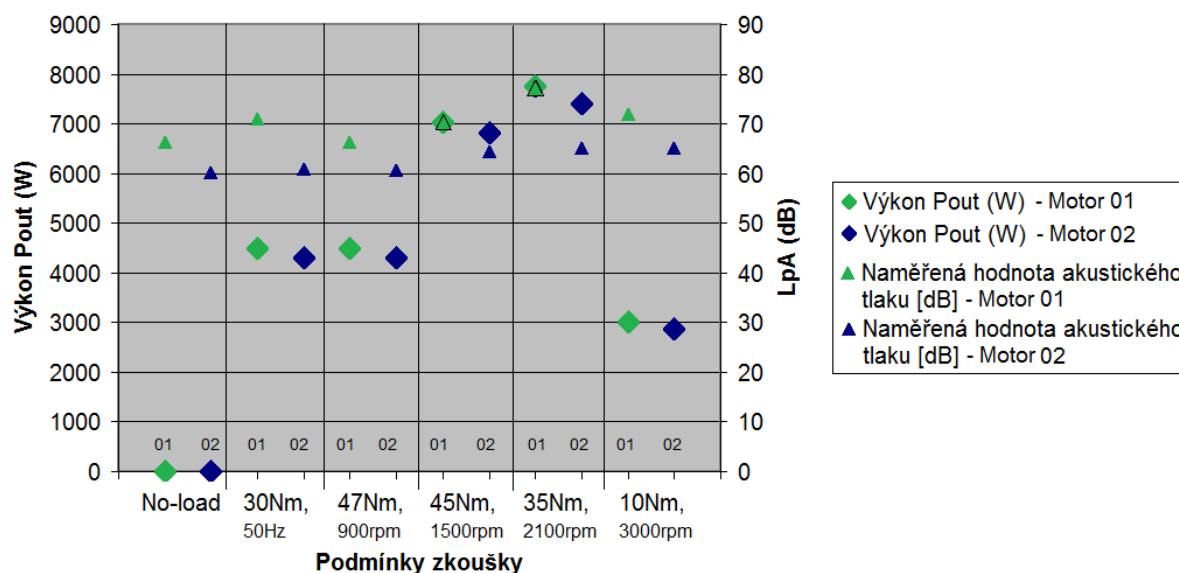
Další kritické frekvence nám opět vzniknou při napájení třífázového asynchronního motoru neharmonickým napětím, kdy o základním pracovním kmitočtu $f = 100 Hz$ vzniknou budící síly na kmitočtech (66):

$$f_v = 600, 1200, 1800, 2400 \dots Hz$$

Obr. 77, zobrazuje nejvýraznější rozdíl naměřeného akustického tlaku mezi standardní a optimalizovanou variantou je na frekvenci ~ 2300Hz, což je blízko společnému působení druhé harmonické frekvence sil vyvolaných stupňovými harmonickými a čtvrté harmonické budících sil způsobených neharmonickým napájením.

12. Shrnutí výsledků

Při pokusu o vyloučení stupňových harmonických byla zvětšena vzduchová mezera nad mezifázovými zuby o 12%. Dle [7] má při zvětšení vzduchové mezery nad mezifázovými zuby o 10% klesnout pracovní harmonická o 4%, což bylo potvrzeno i měřením, kdy byl naměřený výkon u optimalizované varianty motoru nižší o 2,9-4,7% při neharmonickém napájení.



Obr. 78 – Standardní a optimalizované TSP112/4, souhrn naměřených dat

Obr. 78 je souhrnem všech naměřených hodnot, které jsou následně popsány v tab. 24. Pokles naměřené hodnoty akustického tlaku u optimalizovaného motoru byl většinou mezi třemi až sedmi dB, pouze při zkoušce neharmonicky napájených motorů při zatížení 35Nm a otáčkách 2100rpm se tento rozdíl zvětšil až na 11,87dB. Naměřený výkon u optimalizovaného motoru poklesl u harmonického napájení pouze o 1,2%, pro neharmonické napájení potom mezi 2,9 až 4,7%. Zkoušky při neharmonickém napájení využívaly 100% potenciál výkonu motoru, kdy naměřené výkony představují špičkové hodnoty, při kterých motor může pracovat jen krátký časový úsek.

Tab. 24 – Standardní a optimalizované TSP112/4, souhrn naměřených dat

Podmínky zkoušky	Motor	Výkon P _{out} (W)	ΔP_{out}	Naměřená hodnota akustického tlaku LpA [dB]	ΔLpA [dB]
No-load	01	-	-	63,34	-3,11
	02	-	-	60,23	
30Nm, 50Hz	01	4446,0	-1,2	64,05	-3,22
	02	4391,7		60,83	
47Nm, 900 min ⁻¹	01	4484,6	-4,0	66,22	-5,48
	02	4306,7		60,74	
45Nm, 1500 min ⁻¹	01	7017,6	-2,9	70,25	-5,76
	02	6816,1		64,49	
35Nm, 2100 min ⁻¹	01	7757,9	-4,7	76,99	-11,87
	02	7391,8		65,12	
10Nm, 3000 min ⁻¹	01	3003,1	-4,2	71,94	-6,95
	02	2875,5		64,99	

13. Přínosy disertační práce

Problematika měření hluku elektrických strojů je stále aktuálnějším tématem. V dnešní době již není jednoduché neustále vylepšovat konstrukci asynchronních motorů (když pominu snahy o použití co možná nejlevnějších komponent), protože jejich konstrukce je již natolik propracovaná a využití všech materiálů je velmi efektivní. Přijít proto na trh "s něčím novým", odlišit se od konkurence je stále obtížnější. Jednou z těchto možností je zaměřit se na hlučnost motorů, která je pro stále se zvětšující skupinu zákazníků velmi důležitým parametrem.

Hlavní teoretické přínosy disertační práce je možno shrnout do následujících bodů:

- ověření možnosti implementace pokročilých testovacích procedur s využitím frekvenční analýzy výsledků měření hluku a vibrací včetně možnosti zpřesnění vyhodnocovacích kritérií a určení konkrétní příčiny problému v motoru,
- nalezení a ověření metodiky návrhu stanovené skupiny asynchronních motorů s ohledem na minimalizaci elektromagnetického hluku, spočívající v úpravě geometrie mezifázového zubu statorového paketu.

Přínosy disertační práce pro technickou praxi byly ověřeny ve spolupráci s externí společností Kollmorgen, s. r. o., spočívají v oblasti bezdemontážní diagnostiky a optimalizace návrhu asynchronních motorů a je možno je shrnout do následujících bodů:

- úspěšná implementace výše uvedených pokročilých testovacích procedur pro měření vibrací a hluku, která vyústila v originální zákaznická řešení v konkrétních aplikacích,
- metodika měření hlučnosti motorů přímo ve výrobních linkách včetně úskalí při vyhodnocování výsledků při malosériové až kusové výrobě,
- ověření možnosti optimalizace konstrukce výrobního portfolia asynchronních motorů s ohledem na zajištění co možná nejmenší hlučnosti.

V oblasti pedagogické pak výsledky práce představují přínos využitelný ve všech stupních studia konstrukčních studijních oborů vysokých škol technického zaměření, především pak v možnostech implementace nových metod bezdemontážní diagnostiky a snižování ekologické zátěže strojních zařízení.

14. Závěr

V první části práce bylo ukázáno použití základních metod měření (kapitola 4. 1.) asynchronních motorů, což umožňuje vytvoření dobrého obrazu o aktuálním stavu motoru. Pro hlubší analýzu a predikci stavu, je ale nutné použití některých ze speciálních měřicích technik (kapitole 4. 2) a provést detailnější rozbor výsledků. Aplikace těchto měřicích a vyhodnocovacích technik je dobře ukázána na použitém příkladu „hlučného“ referenčního motoru, kde hodnota akustického výkonu L_{WA} pouze o dvě setiny překračovala povolenou horní hranici tolerance dle EN 60034–9, což mohlo vést k tomu, že obdobně hlučný motor by byl při použití pouze těchto limitů dle EN 60034–9 označen jako vyhovující. Detailnější rozbor naměřených hodnot akustického tlaku ukázal kritickou frekvenci tohoto typu motoru (2kHz), kde se nejvíce projeví rozdíl mezi „dobrým“ a „hlučným“ motorem (28dB). Proto se v tomto případě jeví jako více vhodné použití vyhodnocovacích kritérií na této specifické frekvenci, namísto vyhodnocení pouze dle EN 60034–9.

Bylo vytvořeno pracoviště pro měření vibrací a hluku motorů, které díky měřicímu boxu s útlumem až 30dB mohlo být implementováno přímo ve výrobní hale do výrobní linky. Následně byly implementovány i pokročilé testovací procedury na frekvenční analýzu výsledků měření hluku a vibrací s cílem zpřesnit vyhodnocovací kritéria (kapitoly 5. 1. a 5. 2.). Pomocí statistických vyhodnocení předešlých měření a ve spolupráci se zákazníky jsou vyhodnocovací kritéria dále upravována na základě potřeb v konkrétních aplikacích.

Následně po detailním rozboru příčin hluku asynchronních motorů byla provedena praktická kontrola návrhu motoru s ohledem na podmínky konstrukce bezhlučných motorů a následně byla provedena úprava konstrukce existujícího typu motoru s cílem eliminace vzniku hluku při provozu stroje. Takto konstrukčně upravený motor byl sestaven a měřením porovnán se standardním neoptimalizovaným provedením. Výsledky ukazují, že má smysl zabývat se optimalizací konstrukce asynchronních motorů z pohledu hlučnosti, kdy rozdíl mezi optimalizovanou a standardní variantou byl až 11,87dB při neharmonickém napájení. Rozdíl 11,87dB je až nečekaně výrazný rozdíl, který ale mohl být zkreslen např. nastavením frekvenčního měniče (použité parametry měniče byly stejné, ovšem parametry motorů se vlivem optimalizace trochu lišily – kapitola 10. 2. 1.) nebo také kvalitou mechanického upevnění. Pokles hlučnosti optimalizované varianty motoru byl ovšem vykoupen poklesem výkonu až o 4,7% u neharmonického napájení, tato optimalizace tedy není vhodná pro aplikace vyžadující maximální výkony.

15. Literatura

- [1] ARBAUER, J., aj.: Izolanty a izolácie, ALFA, Bratislava, 1969
- [2] BARTÁK, A., MRAVINÁČ, L., NEUMANN, J., VAŘÁK, J.: Diagnostika poruch izolací elektrických strojů, 1984, ISBN 04-523-84
- [3] BAŠTEK, M.: Vplyv neharmonického napájania na hluk asynchronního motora v stave naprázdno. Kandidátská disertační práce VŠDS Žilina 1979
- [4] BERG, S.: EVS Final Tester documentation, 2003, Danaher Motion (Kollmorgen) Sweden
- [5] BOLDEA, I., NASAR SYED, A.: The induction machine handbook, CRC Press, Boca Raton, Florida, 2002, ISBN 0-8493-0004-5
- [6] GJAERDE, A. C.: Multifactor Ageing Models – Origin and Similarities, IEEE Electrical Insulation Magazine, Vol.13, No.1, 1997
- [7] HAMATA, V.: Hluk elektrických strojů, ACADEMIA, Praha, 1987
- [8] JALAHALLIWEST: http://www.kv1jalahalli.org/tutorials/vault/3_Pulse_modulation.ppt, Jalahalli West University Bengalury India, 2010
- [9] JORDAN, H.: Der geräuscharme Elektromotor, Gorardet, Essen. 1950
- [10] KOUTSKÝ, J.: Degradací procesy a predikce životnosti, ZČU, FST, Plzeň, 1995, ISBN 80-7082-177-9
- [11] KUHL, W.: Messungen zu den Theorien der Eigenschwingungen von Kreisringen beliebiger Wandstärke. Akust. Zeitschrift /78, 1942
- [12] LÁFTMAN, L.: The Contribution to Noise from Magnetostriction and PWM Inverter in a Induction machine, IEA, LUND, Sweden, 1995
- [13] LÁFTMAN, L.: Acoustical Noise Generating Factors in PWM Induction Motor Drives, IEA, LUND, Sweden, 1991
- [14] MAZZANTI, G., MONTANARI, G. C., DISSADO, L. A.: Electrical Aging and Life Models – The Role of Space Charge, In: IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation., 2005, ISSN 1070-9878, Vol.12, No.5
- [15] MĚŘIČKA, J., HAMATA, V., VOŽENÍLEK, P.: Elektrické stroje, ČVUT, 1993, ISBN 80-01-01020-1
- [16] PAJAK, M.: SKF sensorbearings, 2007, SKF GmbH
- [17] RYNDOVÁ, A., DOLOŽÍLEK, M., VAŇKOVÁ, M.: Hodnoty hladin akustického tlaku od jednotlivých component turbosoustrojí v 1m od měřící plochy: Protokol č.244 VUT v Brně, 2006
- [18] TATSUNOBU MOMONO, BANDA NODA: Sound and Vibration in Rolling Bearings, 1999, Motion & Control – NSK Technical Journal 1999
- [19] VAŇKOVÁ, M., DOLOŽÍLEK, M., NOVÁK, J., RYNDOVÁ, A., HOUŠKA, A., MACUR, M., ČURDA, Z.: Hluk, vibrace a ionizující záření I, 1995, ISBN 80-214-0695-X

- [20] VAŇKOVÁ, M., DOLOŽÍLEK, M., NOVÁK, J., RYNDOVÁ, A., VÁLA, K., VOZŇÁK, R., MACUR, M.: Hluk, vibrace a ionizující záření II, 1996, ISBN 80-214-0818-9

15.1. Vlastní publikace

- [1] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **TESTING OF ASYNCHRONOUS TRACTION MOTORS**, International PhD Conference on Mechanical Engineering – PhD 2006, pp. 1 – 2, ISBN 80-7043-486-4, (2006), Západočeská universita v Plzni *článek ve sborníku akce: International PhD Conference on Mechanical Engineering PhD 2006, Pilsen, 11. 09. 2006 – 13. 09. 2006*
- [2] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **NOISE IN-LINE TESTING**, Research in the Field of Production Machines, Production systems and Robotics, VUT-FSI v Brně *článek ve sborníku akce: 1st Ph.D. Students Workshop 2007, Brno 30. 5. 2007*
- [3] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **ELECTRIC MOTORS NOISE IN LINE MEASURING**, Proceedings of 10th international symposium on mechatronics MECHATRONIKA 2007, pp. 29 - 32, ISBN 978-80-8075-210-1, (2007), AD University of Trenčín *článek ve sborníku akce: 10th International symposium on mechatronics MECHATRONIKA 2007, Trenčianske Teplice, 06. 06. 2007 - 08. 06. 2007*
- [4] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **NOISE TESTING OF ELECTRICAL MOTORS – THE TEST RESULTS EVALUATION**, ENGINEERING MECHANICS 2008, Centrum mechatroniky – ÚT AV ČR – pobočka Brno *článek ve sborníku akce: Engineering Mechanics 2008, Svratka 12 – 15. 5. 2008*
- [5] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **INSULATION SYSTEM LIFE TIME – VOLTAGE SPIKES AND dv/dt RATE DEPENDENCE ON DRIVE SUPPLY VOLTAGE**, Research in the field of Production machines, Production systems and Robotics, VUT-FSI v Brně *článek ve sborníku akce: 2nd Ph.D. Students Workshop 2008, Brno 29. 5. 2008*
- [6] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **EL.MOTORS INSULATION LIFE TIME – IMPACT OF DRIVE SUPPLY VOLTAGE (AND dv/dt SPIKES)**, Proceedings of 11th international symposium on mechatronics MECHATRONIKA 2008, pp.2, ISBN 978-80-8075-306-1, (2008), AD University of Trenčín *článek ve sborníku akce: 11th International symposium on mechatronics MECHATRONIKA 2008, Trenčianske Teplice, 04. 06. 2008 – 06. 06. 2008*
- [7] NESVADBA, M.; DUROŇ, J.; SINGULE, V.: **STUDY OF INCREASED BUS VOLTAGE INFLUENCE ON MOTOR INSULATION SYSTEM**, Low voltage electrical machines, FEEC BUT *článek ve sborníku akce: Low voltage electrical machines, Brno-Šlapanice, 03. 11. 2008 – 04. 11. 2008*
- [8] NESVADBA, M.; DUROŇ, J.; SINGULE, V.: **INFLUENCE OF INCREASED BUS VOLTAGE TO MOTOR INSULATION SYSTEM**, ENGINEERING MECHANICS 2009, Centrum mechatroniky – ÚT AV ČR – pobočka Brno *článek ve sborníku akce: Engineering Mechanics 2009, Svratka 11. – 14. 5. 2009*

- [9] NESVADBA, M.; DUROŇ, J.; SINGULE, V.: **STUDY OF INCREASED BUS VOLTAGE INFLUENCE ON MOTOR INSULATION SYSTEM**, MECHATRONIC SYSTEMS AND MATERIALS 2009, *Mechanical Faculty of Vilnius Gediminas Technical University – článek v recenzovaném zahraničním časopise Solid State Phenomena, akce: Mechatronic systems and materials 2009, Vilnius 22. – 25. 10. 2009*
- [10] NESVADBA, M.; DUROŇ, J.; SINGULE, V.: **STUDY OF CABLE LENGTH AND INCREASED BUS VOLTAGE INFLUENCE ON MOTOR INSULATION SYSTEM**, Proceedings of 12th international symposium on mechatronics MECHATRONIKA 2009, AD University of Trenčín *článek ve sborníku akce: 12th International symposium on mechatronics MECHATRONIKA 2009, Trenčianske Teplice, 03. 06. 2009 – 05. 06. 2009*
- [11] NESVADBA, DUROŇ, J.; M.; SINGULE, V.: **CABLE LENGTH AND INCREASED BUS VOLTAGE INFLUENCE ON MOTOR INSULATION SYSTEM**, MECHATRONICS 2009, *Faculty of Mechanical Engineering of the Brno University of Technology – článek ve sborníku akce: Mechatronics 2009, Luhačovice 18. – 20. 11. 2009*
- [12] DUROŇ, J.; NESVADBA, M.; VEČEŘA, J.; KOŘARA, P.: **HIGH EFFICIENCY PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS MOTOR**, Low voltage electrical machines, FEEC BUT *článek ve sborníku akce: Low voltage electrical machines, Brno-Šlapanice, 02. 11. 2009 – 03. 11. 2009*
- [13] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **NOISE TESTING OF ELECTRICAL ON THE ASSEMBLY LINES AND THE TEST RESULTS EVALUATION**, XLVI International symposium on electrical machines SME 2010, Polish Academy of Sciences ISSM 0239-3646, *článek v recenzovaném zahraničním časopise Maszyny elektryczne, akce: XLVI International symposium on electrical machines SME 2010, Gliwice-Ustroń, 21.06.2010-24.06.2010*
- [14] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **INDUCTION MOTOR DESIGN OPTIMISATION – NOISE REDUCTION**, Proceedings of 14th international symposium on mechatronics MECHATRONIKA 2011, AD University of Trenčín *článek ve sborníku akce: 14th International symposium on mechatronics MECHATRONIKA 2011, Trenčianske Teplice, 01.06.2011-03.06.2011*

15.2. Produkty a patenty

- [1] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **ELECTRICAL MOTORS IN-LINE NOISE TEST STAND**; Kollmorgen,s.r.o. Brno, Evropská 864, 66442 Brno-Modřice (funkční vzorek)
- [2] NESVADBA, M.; SINGULE, V.: **INDUCTION ELECTRICAL MOTOR – optimized low noise motor prototype**; Kollmorgen,s.r.o. Brno, Evropská 864, 66442 Brno-Modřice (funkční vzorek)

16. Životopis

Ing. Martin Nesvadba*Jírova 1, Brno 62800; martin.nesvadba@email.cz*

Datum narození 13. 5. 1977

Vzdělání

- 1992 – 1995 Studium na SOU stavebním, Jílová 36g. Ukončeno v roce 1995 výučním listem v oboru elektromechanik pro rozvodná zař.
- 1995 – 1997 Maturitní nadstavba na SOU elektrotechnickém. Ukončeno v roce 1997 maturitní zkouškou.
- 1997 – 2002 Studium VUT v Brně Fakulta strojní – obor průmyslové roboty a manipulátory. Studium ukončeno v roce 2002 SSZ.

Praxe

Od 1. 5. 2001 RWMO,s.r.o. již při studiu VUT zaměstnán ve firmě zabývající se vývojem a výrobou elektrotechnických zařízení, jako projektanta – vývojáře.

Od 1. 9. 2004 Danaher Motion, s.r.o. jako Electrical Design Engineer (mj. účast na několika transferech výrobních linek ze zahraničí – zodpovědnost za produkt/zařízení z elektrotechnického hlediska)

Od 1. 7. 2006 ve stejné firmě pověřen jako Lead Engineer vedením skupiny test inženýrů a vybudováním laboratoře pro zatěžovací zkoušky el. motorů. K pracovní náplni dále patří veškeré testovací procedury, návrhy testovacích zařízení. Dále dodavatelské audity a správa výrobních certifikací UL (Gate Keeper), CE, TÜV, CCC Free, GOST-R, ATEX...

Ostatní znalosti

AJ slovem i písmem (denní komunikace se zahraničními zákazníky, dodavateli a kolegy), pasivně NJ; ŘP sk.B; vyhl.50 §8 o odborné způsobilosti v elektrotechnice; administrátorská znalost práce s OS Windows na PC, znalost Microsoft Office (včetně FrontPage, Access a PowerPoint), základní znalosti programování (VisualBasic, LabView), VISA do USA. Absolvování kurzu soudního znaleství na VUT Brno, pro posuzování stavu a oceňování strojů a strojních zařízení

Zájmy

Sledování nových trendů v oblasti vědy a techniky; elektrotechnika; výpočetní a komunikační technika; aktivně sport, cestování.

17. Seznam příloh

1. Měření hluku pro MPO projekt ev. č. FR TI1/082 ve spolupráci s VUT FS Brno
2. Měření hluku pro EMP
3. Měření hluku pro zákazníka TOYOTA
4. Měření hluku pro Kubíček VHS, s.r.o.

Summary

Basic testing procedures of induction motors were showed in first part of this work (chapter 4.1.). These procedures are able to provide good picture of the motor condition. But for deeper analyze and the motor condition prediction is necessary to use one of special measurement techniques (chapter 4.2.) and make the test results evaluation in more details. Application of these special measurement techniques is presented on example of “noisy” motor sample. The motor could be easily evaluated as “good” when only acceptance criteria of EN 60034-9 are applied, because the value of sound pressure L_{WA} of this motor was only 0,2dB above the limit presented in EN 60034-9. Detailed analyze of measured values of sound pressure showed critical frequency of the motor (2kHz) where the difference between “good” and “noisy” motor samples was 28dB. Then it looks more fit to do the test results evaluation on this specific frequency than only evaluation in accordance with EN 60034-9.

For the motor noise measurements was constructed a workplace including noise box with acoustical absorption up to 30dB what allowed the workplace implementation directly into the motor assembly line. Testing techniques and frequency analysis procedures were implemented sequentially with the target of the test evaluation improvement (chapters 5.1. and 5.2.). With help of statistical check of previous measurement and with cooperation with customers are these evaluation criteria continuously improving with respect of real customer applications.

After the detailed analyze of the motor noise root causes was performed check of the current motor design with respect of the “noiselessness” motor construction principles. As next step was created the motor prototype with optimized construction with target of the motor noise reduction. This optimized motor was tested and compared with standard motor design. The test results showed that it makes sense to focus on the motor design optimization, because the difference between optimized and standard motor design was up to 11,87dB at non-harmonic supply. The difference 11,84dB was unexpectedly significant and could be distorted for example by frequency inverter setting (used inverter parameters were the same, but the motor parameters affected by the construction optimization were little bit different – chapter 10.2.1.) or by the motors mechanical coupling quality. The noise reduction of the optimized motor was compensated by the power reduction 4,7% (at non-harmonic supply), so the optimization is not fit for all applications – especially for those what need to have the maximal power available.

Příloha 1 – Měření hluku pro MPO projekt event.č.FR TI1/082 ve spolupráci s VUT FS Brno

Customer name: project MPO FR TI1/082
Date of issue: 20.12.2010
Place of measure: Danaher Motion, s.r.o., Brno-Modřice, Czech Republic
Type of the motor: AKM82
Article No.: prototype01

Test condition: 2500rpm, 45Nm (powered by frequency inverter Servostar S772)

	Measured (calculated) value	Maximal value	Status
Overall value of sound pressure L_{PA} [dB]	73,55	-	-
Overall value of sound power L_{WA} [dB]	76,56*1	81	OK*2
Sound pressure level L_{PA} at 2kHz [dB]	51,0	51,1	OK*3

Table – measured values of the sound pressure and calculated values of sound power (at 2500rpm)

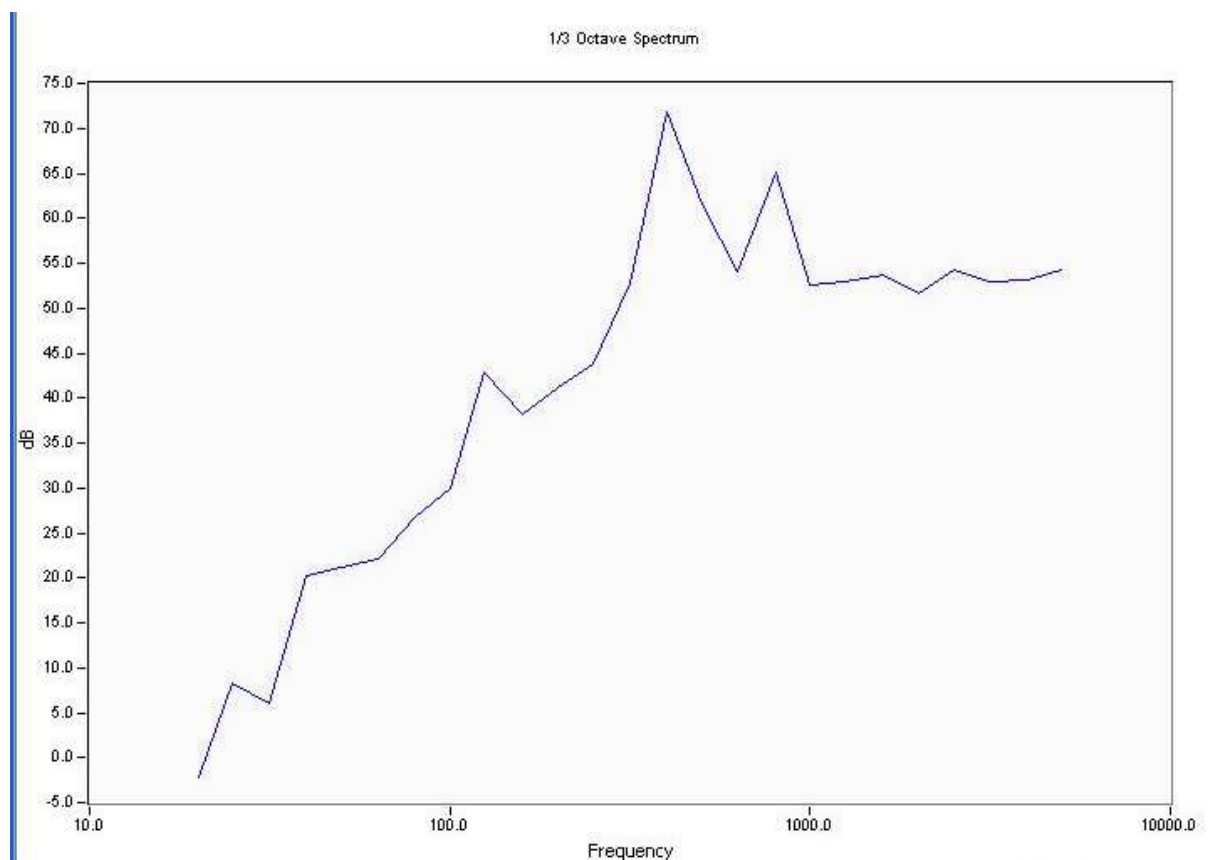


Figure 1 – 1/3 octave spectrum of sound pressure L_{PA} at 2500rpm

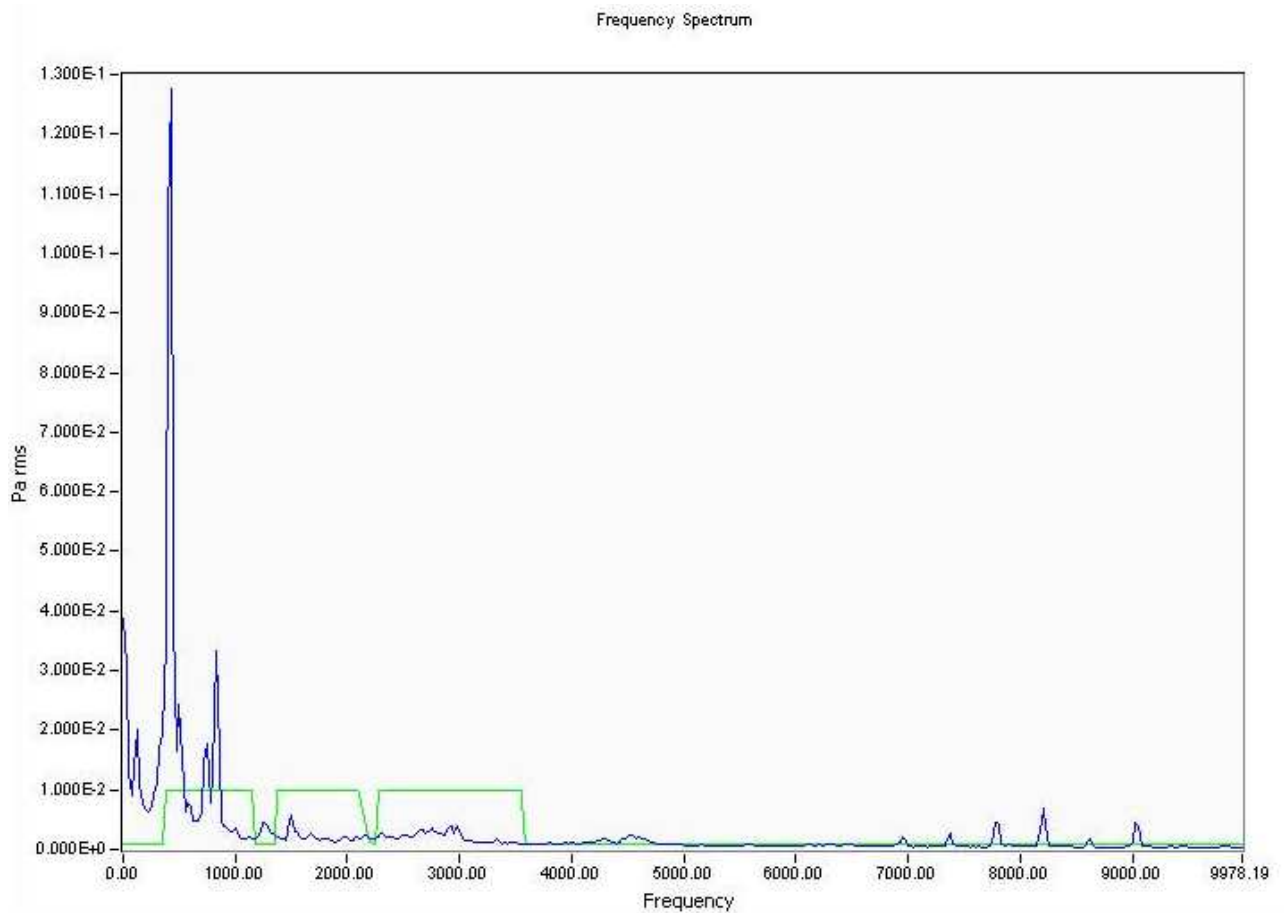


Figure 2 – FFT under load test condition at 2500rpm

*¹ Calculated in accordance with ČSN EN 60034-9 (mod.IEC 60034-9), chapter 7: Used formula $L_w = L_p + 10 \log S/S_0$

*² Status OK: meets the overall value of sound power acceptance criteria in accordance with ČSN EN 60034-9 (mod. IEC 60034-9)

*³ Status OK: meets the sound pressure acceptance criteria in accordance with internal DM Brno noise limit of SPL at 2kHz = max 51,1dB.

Příloha 2 - Měření hluku pro EMP

Date of issue: 13.05.2008
Place of measure: EMP Slavkov
Microphone position: 1m distance
Accelerometer position: see Fig.1.



Figure 1. – Accelerometer location

	Overall value of sound pressure LPA [dB]	Overall rms vibration velocity level [mm/s]
EMP motor	53,2	1,85
Siemens motor	53,1	2,73
EMP motor with new bearings	52,2	1,38

Table 1. – STANDARD application configuration – all belt gears installed

	Overall value of sound pressure LPA [dB]	Overall rms vibration velocity level [mm/s]
EMP motor	53,9	2,03
Siemens motor	53,3	2,96
EMP motor with new bearings	51,5	1,62

Table 2. – ONLY MOTOR measurement – application with removed belt gear from the motor

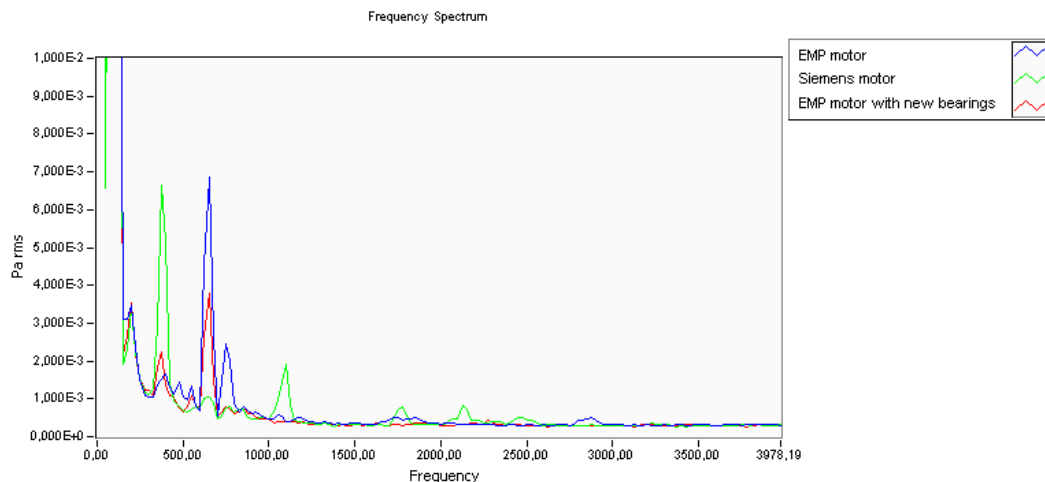


Figure 2. – Frequency spectrum of sound pressure – STANDARD application configuration with all belt gears installed

Příloha 3 (Měření hluku pro zákazníka TOYOTA) a příloha 4 (Měření hluku pro Kubíček VHS, s.r.o.) jsou uloženy na přiloženém CD.