

**UNIVERZITA PARDUBICE
DOPRAVNÍ FAKULTA JANA PERNERA**

**METODY A PROSTŘEDKY DIAGNOSTIKY
NAPÁJECÍCH STANIC ČD Z HLEDISKA EMC**

DISERTAČNÍ PRÁCE

2009

Ing. Vladimír KUDYN

**Univerzita Pardubice
Dopravní fakulta Jana Pernera**

Metody a prostředky diagnostiky napájecích stanic ČD z hlediska EMC

Ing. Vladimír Kudyn

**Disertační práce
2009
University of Pardubice**

Jan Perner transport faculty

**The diagnosis methods of railway traction substations from the EMC point
of view**

Ing. Vladimír Kudyn

**Dissertation
2009
Prohlášení autora**

Prohlašuji:

Tuto práci jsem vypracoval samostatně. Veškeré literární prameny a informace, které jsem v práci využil, jsou uvedeny v seznamu použité literatury.

Byl jsem seznámen s tím, že se na moji práci vztahují práva a povinnosti vyplývající ze zákona č. 121/2000 Sb., autorský zákon, zejména se skutečností, že Univerzita Pardubice má právo na uzavření licenční smlouvy o užití této práce jako školního díla podle § 60 odst. 1 autorského zákona, a s tím, že pokud dojde k užití této práce mnou nebo bude poskytnuta licence o užití jinému subjektu, je Univerzita Pardubice oprávněna ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, které na vytvoření díla vynaložila, a to podle okolností až do jejich skutečné výše.

Souhlasím s prezenčním zpřístupněním své práce v Univerzitní knihovně Univerzity Pardubice.

V Pardubicích dne 16. února 2009

Ing. Vladimír Kudyn

Anotace

Elektromagnetická kompatibilita je obor zabývající se popisem vzájemných vlivů jednotlivých zařízení na sebe navzájem. V případě negativního působení jednoho zařízení na ostatní, je třeba determinovat a odstranit tento negativní vliv. V případě Filtračně kompenzačního zařízení (FKZ) tak byl odstraněn negativní vliv hnacího vozidla střídavé trakce 25 kV, 50 Hz. První návrh takovéhoho zařízení byl vytvořen Doc.Ing. Karlem Hlavou CSc. V současnosti však především díky změnám hustoty dopravy, novým technologiím a zařízením používaným v drážní dopravě vzniká nutnost vývoje moderních diagnostických metod a postupů vedoucích ke zjištění provozních stavů jednotlivých zařízení. S jejich pomocí je možno provést podrobnější analýzu jevů, které jsou již zpravidla obecně popsány, ale ne podrobně prostudovány. Podrobnějším studiem diagnostických metod a analýz se zabývá tato disertační práce.

Electromagnetic compatibility is the discipline describing mutual influence of electrical equipment. In case of negative influence it's necessary to take proper measure to diminish this negative influence.

For AC system 25 kV, 50 Hz additional so call Filtration-compensation equipment was developed. The first equipment of this kind was designed by doc. Ing. Karel Hlava, CSc.

New technologies give us many possibilities for redesigning, but new parts could behave more extraordinarily then the former ones. Main topic of this thesis is description of this behavior and suggestion what we can do with it.

Klíčová slova

Elektromagnetická kompatibilita, filtračně kompenzační zařízení, trakční napájecí stanice, vakuový vypínač, vyšší harmonické proudů a napětí, přístrojový transformátor napětí

Electromagnetic compatibility, filtration and compensation equipment, traction substation, vacuum circuit breaker, current and voltage harmonics, voltage measuring transformer

OBSAH

ÚVOD	9
1 Základní pojmy a charakteristiky v oblasti EMC.....	10
1.1 Energetické EMI	10
1.2 Důsledky změn charakteru spotřebičů	11
1.3 Schéma pro studium podmínek EMC	11
1.3.1 Tři základní pojmy	11
1.3.2 Jejich charakteristiky.....	12
1.4 Charakter vztahu mezi prvkem ovlivňujícím a ovlivňovaným.....	13
1.5 Charakteristiky EMC energetických zařízení na ČD.....	13
1.5.1 Jednofázová trakční soustava 25 kV, 50 Hz ČD ve vztahu k napájecí síti 110 kV energetiky ČR.....	13
1.5.2 Jednofázová trakční soustava 25 kV, 50 Hz ČD ve vztahu ke sdělovacím a zabezpečovacím zařízením.....	14
1.6 Základní matematické a fyzikální pojmy z oblasti EMC.....	14
1.7 Souhrnné hodnocení harmonických složek.....	17
2 Elektromagnetická kompatibilita jednotlivých výkonových zařízení v oblasti dopravy.....	20
3 Elektrické vlastnosti prvků trakčního obvodu	21
3.1 Přívodní vedení od dodavatele elektrické energie	21
3.2 Trakční napájecí stanice	22
3.3 Trakční vedení.....	25
3.4 Hnací vozidla elektrické trakce.....	26
4 Základní části napájecí soustavy železnice z pohledu EMC.....	28
4.1 Trakční napájecí stanice DC soustavy z pohledu EMC	28
4.2 Trakční napájecí stanice AC soustavy z pohledu EMC	29
4.3 Trakční vedení z pohledu EMC	29
4.4 Hnací vozidlo AC soustavy z pohledu EMC	29
5 Filtračně kompenzační zařízení (FKZ) v AC trakčních napájecích stanicích.....	32
5.1 Koncepce a návrh filtračně kompenzačního zařízení (FKZ)	32
5.2 Kompenzační výkon filtračně kompenzačního zařízení (FKZ).....	36
5.3 Ladění L-C rezonančních větví filtračně kompenzačního zařízení (FKZ)	37
5.4 Konstrukce FKZ.....	38
5.5 Zapínání filtračně kompenzačního zařízení	39
5.5.1 Výchozí rovnice	39
5.5.2 Číselný příklad	42
6 Přístrojový transformátor napětí (PTN).....	45
6.1 Základní charakteristika přístrojového transformátoru napětí - PTN	46
6.2 Měření naprázdno a nakrátko.....	48
6.2.1 Měření naprázdno.....	48
6.2.2 Měření nakrátko	48
6.3 Metodika vyšetřování převodu přístrojových transformátorů napětí [12].....	49
6.4 Přístrojový transformátor napětí 110/0,1 kV	53
6.5 Návrh dalšího postupu	53
7 Model funkce vakuového vypínače 27 kV	54
7.1 Úvod do problematiky.....	54
7.2 Vznik spínacích přepětí.....	55
7.3 Zásady simulační analýzy poměrů při zkratu na trakčním vedení.....	57
7.4 Měření porovnání vakuových vypínačů 27 kV	58

7.4.1	Použité měřicí zařízení	58
7.4.2	Popis měření	58
7.4.3	Výsledky měření	59
7.4.4	Vyhodnocení	59
7.5	Teoretický rozbor vlastního vypínacího procesu uvnitř vakuového vypínače [17]	61
7.5.1	Definice funkce vypínače	61
7.5.2	Vakuový vypínač (vakuum circuit breaker – VCB)	61
7.5.3	Vlastní vypnutí	62
7.5.4	Reálné vakuové vypínače a konfigurace elektrod	65
7.5.5	Dopady vypnutí – spínací přepětí	68
7.5.6	Závěr kapitoly 7 a doporučení	70
8	Diagnostická metoda pro ověření správné funkce laděných větví LC FKZ	71
8.1	Metoda měření stability prvků FKZ [20]	73
8.1.1	Metodika měření	73
8.1.2	Technický popis měření	74
8.1.3	Postup měření	75
8.2	Naměřené hodnoty	76
8.2.1	Ověření hodnot sériových rezonancí	76
8.2.2	Ověření impedancí na frekvenci HDO	77
8.2.3	Ověření frekvencí paralelní rezonance	78
8.3	Vyhodnocení naměřených hodnot	78
9	Diagnostika snižovacího transformátoru dekompenzační větve	80
9.1	Ztráty transformátoru	81
9.2	Transformátory a K-factor	83
9.2.1	K-factor	83
9.2.2	Factor K	85
9.2.3	Přídavný ztrátový faktor	85
9.3	Experimentální testy [16]	86
9.3.1	Přídavné ztráty při přítomnosti proudových harmonických	86
9.4	Výpočet K – faktoru	88
9.5	Výpočet faktoru K	89
9.5.1	Doporučení pro konstrukci nebo volbu vhodného transformátoru	90
9.6	Elektromagnetická analýza	90
9.7	Teplotní analýza	90
9.8	Popis vlivu nesymetrie funkce Compactu	91
9.9	Souhrn kapitoly 9	106
10	Průzkum hodnot napěťových harmonických v přípojovacím bodě měření	107
10.1	Teoretická část	107
10.2	Hodnoty proudových složek usměřovače	108
10.2.1	Poměrné hodnoty proudových harmonických podle tzv. „amplitudového zákona“ ..	108
10.2.2	Poměrné hodnoty proudových harmonických podle PNE 33 3430-0	110
10.2.3	Simulace reálného schématu dvanáctipulzního usměřovače	111
10.2.4	Obsah 5.a 7. harmonické proudu trakčního usměřovače	114
10.2.5	Analýza pro 5. harmonickou	115
10.2.6	Analýza pro 7. harmonickou	116
10.2.7	Závěry analýzy 5. a 7. harmonické trakčního usměřovače	116
10.2.8	Obsah 11.a 13. harmonické proudu trakčního usměřovače	117
a.	Analýza pro 11. harmonickou	117
b.	Analýza pro 13. harmonickou	118
c.	Závěry analýzy 11. a 13. harmonické trakčního usměřovače	119

10.2.9	Vliv připojení TNS na napětovou hladinu	119
10.2.10	Připojení TNS na napětovou hladinu 22 kV	120
10.2.11	Připojení TNS na napětovou hladinu 110 kV	121
10.2.12	Porovnání obou variant	121
10.2.13	Číselný příklad	122
10.3	Experimentální část řešení	122
10.3.1	Místa měření	122
10.3.2	Metodika měření	123
10.3.3	Způsob vyhodnocení	123
10.3.4	Metodika zpracování naměřených hodnot	124
a.	Analýza „zákonných“ složek trakčního usměrňovače	124
b.	Soubor regresních křivek	125
c.	Průměrná regresní křivka	125
d.	Obálka maximálních hodnot souboru regresních křivek	126
e.	Spolehlivost výsledků	126
10.3.5	Výsledky měření	127
a.	Proud 5. harmonické TNS	127
b.	Proud 7. harmonické TNS	128
c.	Proud 11. harmonické TNS	129
d.	Proud 13. harmonické	132
e.	Proud 23. harmonické	134
f.	Proud 25. harmonické	137
10.3.6	Statistické rozdělení zátěže TNS	139
10.3.7	Charakter trakčního odběru	139
10.3.8	Histogramy trakčního odběru	140
10.3.9	Posouzení výsledků statistického rozdělení zátěže TNS	142
10.3.10	Vliv připojení TNS na napětovou hladinu	142
ZÁVĚR		144
POUŽITÁ LITERATURA		146
SEZNAM TABULEK		148
SEZNAM OBRÁZKŮ		149
SEZNAM PŘÍLOH		151

ÚVOD

S rozvojem moderních technologií výroby polovodičových spínacích prvků a s využitím výpočetní techniky na vysoké hardwarové i softwarové úrovni, dochází k nutnosti přizpůsobit i zařízení původních konstrukcí současnosti.

Napájecí soustava železnice je doposud postavena na základních principech používaných v 50. a 60. letech dvacátého století. Dnes je možno říci, že byly tyto principy nastaveny správně a se všemi výhodami, které tehdejší technika nabízela. O některých prvcích doplněných v průběhu let se zmiňují v několika kapitolách této práce.

V současnosti prochází napájecí soustava železnice rozsáhlou rekonstrukcí, která s sebou přináší i možnost využití poznatků plynoucích z dlouhodobého zkoumání chování jednotlivých zařízení. Pro snazší kontrolu stavu a provozuschopnosti zařízení, byla vyvinuta řada diagnostických postupů a metod.

Předložená disertační práce řeší problematiku diagnostiky FKZ, dekompenzačního transformátoru, dlouhodobé stability prvků a naladění jednotlivých filtrů. Dále je zde řešena a na praktických měřeních popsána problematika chování rychlovypínače, měřicího transformátoru napětí 110 kV/100V a chování trakčních měřicích v přípojovacím bodě energetické distribuční soustavy.

Hlavními cíli této práce jsou:

objasnění chování:

- FKZ v případě vzniku nesymetrického chodu tyristorového regulátoru COMPACT, především pak chování transformátoru v dekompenzační větvi

Definování a ověření metod pro:

- Zjištění časové stálosti naladění prvků FKZ
- Porovnání chování vakuových vypínačů

Z hlediska EMC

- Analyzovat připojení TNS (trakčních napájecích stanic)
- Definovat podmínky pro diagnostiku chování PTN

1 Základní pojmy a charakteristiky v oblasti EMC

Elektromagnetická kompatibilita – je obecně vlastnost zařízení chovat se ve svém okolí tak, aby svým provozem neovlivňovalo ostatní zařízení a aby bylo odolné vůči ovlivňování produkovanému ostatními zařízeními ve společném okolí

Compatibility – výraz používaný v angličtině **EMC** (**E**lectromagnetic **C**ompatibility)

EMI (**E**lectromagnetic **I**nterference) – mezinárodní označení rušení, které v oblasti EMC sledujeme

1.1 Energetické EMI

V dnešním životním prostředí dochází k masovému výskytu jevů vzájemného ovlivňování elektrických zařízení především z těchto důvodů.

- Rozšiřující se využívání elektrické energie vyžaduje:
 - Zvýšení výkonu rozvodných sítí
 - Zvětšení hustoty rozvodných sítí
- Změna charakteru spotřebičů elektrické energie:

původně:

- točivé stroje (asynchronní motory)
- tepelné spotřebiče (odporové)

dnes:

- měniče pro pohony velkých výkonů (válcovny, doly, elektrické lokomotivy ČD pro 25 kV, 50 Hz)
- trakční měnírny (600 V DC nebo 750 V DC pro MHD, 750 V DC pro metro, 1500 V DC pro doly, 3 kV DC pro ČD)
- elektrické pece obloukové a indukční
- drobné spotřebiče s pulzními zdroji (televizory, počítače)
- statické regulátory
- zářivky a výbojky

1.2 Důsledky změn charakteru spotřebičů

- Uvedené důvody mají závažné důsledky, které lze shrnout do následujících bodů:
- Odběr jalové složky výkonu s následky:
 - zvýšení energetických ztrát v rozvodu elektrické energie
 - zvětšení úbytků napětí v síti
- Deformace časového průběhu odebíraného proudu s následky:
 - zvýšení energetických ztrát v rozvodu elektrické energie
 - zvýšení energetických ztrát v ostatních spotřebičích
 - obtíže v regulačních prvcích
 - snižování typového výkonu výkonových transformátorů
- Nesouměrnost rozdělení jednofázového zatížení trojfázové sítě (především trakční soustavou 25 kV, 50 Hz ČD) s následky:
 - rozdílné hodnoty jednotlivých fázových napětí v síti
 - zvýšení energetických ztrát v ostatních spotřebičích

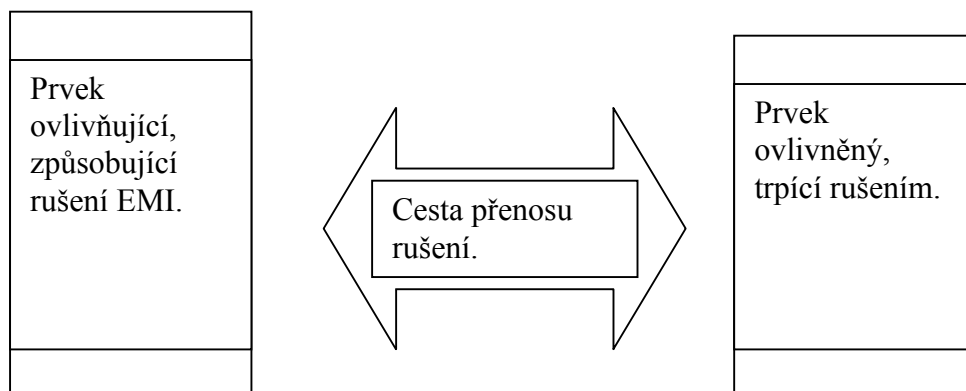
1.3 Schéma pro studium podmínek EMC

Studium problematiky vzájemného ovlivňování nejrůznějších elektrických zařízení je předmětem vědecké disciplíny používající zkratky EMC. Výchozí pojmy pro toto studium se definují takto:

1.3.1 Tři základní pojmy:

- prvek ovlivňující (způsobující EMI)
- prostředí (cesta), kde (případně kudy) se EMI šíří
- prvek ovlivňovaný (trpící rušením)

Tento vztah je schématicky znázorněn na obr. 1



Obr. 1.1 Princip rušení EMI

1.3.2 Jejich charakteristiky:

- **Prvek ovlivňující** (způsobující EMI)
 - statický měnič jako spotřebič jalové složky příkonu
 - statický měnič jako zdroj proudových harmonických
 - elektrické trakční zařízení
 - napájecí síť energetiky (22 kV, 110 kV)
- **Prostředí (cesta)**, kde (případně kudy) se EMI šíří:
 - galvanické spojení (vodiči přímo)
 - indukční vazba (přes transformátory, mezi dvěma souběžnými vedeními)
 - kapacitní vazba (vn vedení na vedení sdělovací)
 - vazba zpětným proudem jdoucím zemí
 - elektromagnetické pole
- **Prvek ovlivňovaný** (trpící EMI):
 - kolejový obvod zabezpečovací techniky
 - další elektrické lokomotivy v tomtéž napájecím úseku trakčního vedení
 - napájecí síť energetiky (22 kV, 35 kV, 110 kV)
 - místní energetický rozvod napájený paralelně s trakčními zařízeními

- souběžná sdělovací vedení (ČD, telekomunikační operátoři)

1.4 Charakter vztahu mezi prvkem ovlivňujícím a ovlivňovaným

Vzájemný vztah elektrických zařízení v oblasti dopravy, především při provozu elektrické trakce, lze ilustrovat například rozdělením do dvou kategorií, a to:

Vztah jednosměrný

- elektrická lokomotiva => kolejový obvod
- trakční vedení => sdělovací vedení
- statický měnič 50/75 Hz => kiosek kolejového obvodu

Vztah obousměrný

- napájecí soustava 25 kV, 50 Hz <=> napájecí síť 110 kV
- statický měnič 50/75 Hz <=> napájecí síť 3x400 V

1.5 Charakteristiky EMC energetických zařízení na ČD

V podmínkách provozu elektrické trakce v železniční či městské dopravě lze vysledovat tyto vztahy:

1.5.1 Jednofázová trakční soustava 25 kV, 50 Hz ČD ve vztahu k napájecí síti 110 kV energetiky ČR

Vztah obousměrný:

- Působení trakční soustavy ČD na síť 110 kV
 - nevyhovující účinník odebíraného výkonu
 - deformace sinusovky odebíraného proudu
 - nesouměrnost dělení jednofázového výkonu do tří fází sítě 110 kV
 - kolísání trakčního odběru v čase („flickr-efekt“)
- Působení sítě 110 kV na elektrická trakční zařízení ČD
 - deformace časového průběhu napětí sítě způsobené jinými spotřebiči („elektrické pozadí“)

- nebezpečí přetěžování nově budovaných filtračně-kompenzačních zařízení (FKZ) ČD harmonickými ze sítě bez vlivu ČD
- nesouměrnost napětí tří fází v síti způsobená např. nedokonalou transposicí vodičů sítě 110 kV
- kolísání napětí v síti způsobovaná odběrem výkonu jinými spotřebiči („flickr-efekt“)
- nesymetrie napětí 110 kV zvyšuje deformaci výstupního napětí

1.5.2 Jednofázová trakční soustava 25 kV, 50 Hz ČD ve vztahu ke sdělovacím a zabezpečovacím zařízením

Vztah jednosměrný:

- spektrum proudu odebíraného elektrickým hnacím vozidlem nesmí ve svém souhrnu způsobovat nadměrné rušení sdělovacích zařízení
- ve spektru proudu odebíraného el. hnacím vozidlem se nesmí vyskytovat kritické složky, které by mohly ovlivnit kolejový obvod

1.6 Základní matematické a fyzikální pojmy z oblasti EMC

V dalších kapitolách budeme využívat některé pojmy, které v dalším stručně pro zopakování popíšeme.

Pojem „harmonická složka“

Harmonická složka je výsledkem harmonické analýzy periodické funkce (napětí, proudu) a je dána koeficienty v rozvoji periodické funkce ve Fourierovu řadu. Předpokladem pro možnost rozvinout danou funkci do Fourierovy řady je splnění tzv. Dirichletových podmínek:

- funkce musí být v daném intervalu jednoznačná,
- konečná,
- s konečným počtem maxim, minim a nespojitostí.

Všechny fyzikálně realizovatelné časové průběhy elektrických veličin splňují Dirichletovy podmínky (konečný počet nespojitostí prvního druhu – konečných skokových

změn, žádné nespojitosti druhého druhu). Periodické průběhy lze podrobit harmonické analýze a aproximovat je Fourierovou řadou, kdy je signál úplně popsán základní frekvencí a koeficienty Fourierovy řady.

Koeficienty Fourierovy řady jsou definovány pro funkci $f(x)$ na periodě $\langle 0, 2\pi \rangle$ pro stejnosměrnou složku a_0 vztahem (1.1) pro kosinové složky a_n vztahem (1.2) a pro sinové složky b_n vztahem (1.3)

$$a_0 = \frac{1}{2\pi} \cdot \int_0^{2\pi} f(x) \cdot dx \quad (1.1)$$

$$a_n = \frac{1}{\pi} \cdot \int_0^{2\pi} f(x) \cdot \cos(n \cdot x) dx \quad (1.2)$$

$$b_n = \frac{1}{\pi} \cdot \int_0^{2\pi} f(x) \cdot \sin(n \cdot x) dx \quad (1.3)$$

Periodická funkce $f(x)$ je pak aproximována výrazem (1.4). Má-li analyzovaná funkce nespojitosti, pak pro tyto body dává výraz (1.4) aritmetický průměr obou hodnot sousedních.

$$f(x) = a_0 + \sum_{n=1}^{n \rightarrow \infty} [a_n \cdot \cos(n \cdot x) + b_n \cdot \sin(n \cdot x)] \quad (1.4)$$

V některých případech není nutný výpočet všech koeficientů Fourierova rozvoje. Tak například:

- funkce lichá, pro kterou platí $f(-x) = -f(x)$, má nenulové pouze sinové členy b_n
- funkce sudá, pro kterou platí $f(-x) = f(x)$, má nenulové pouze kosinové členy a_n
- funkce, jejíž hodnoty z první poloperiody se opakují ve druhé poloperiodě s **opačným** znaménkem, tedy např. pro periodu 2π platí $f(x + \pi) = -f(x)$, má jen členy liché
- funkce, jejíž hodnoty z první poloperiody se opakují ve druhé poloperiodě se **stejným** znaménkem, tedy např. pro periodu 2π platí $f(x + \pi) = f(x)$, má jen členy sudé (funkce je však současně periodická s periodou $T/2$),

- funkce $f(t)$ s periodou T přejde na funkci $f(x)$ s periodou 2π substitucí

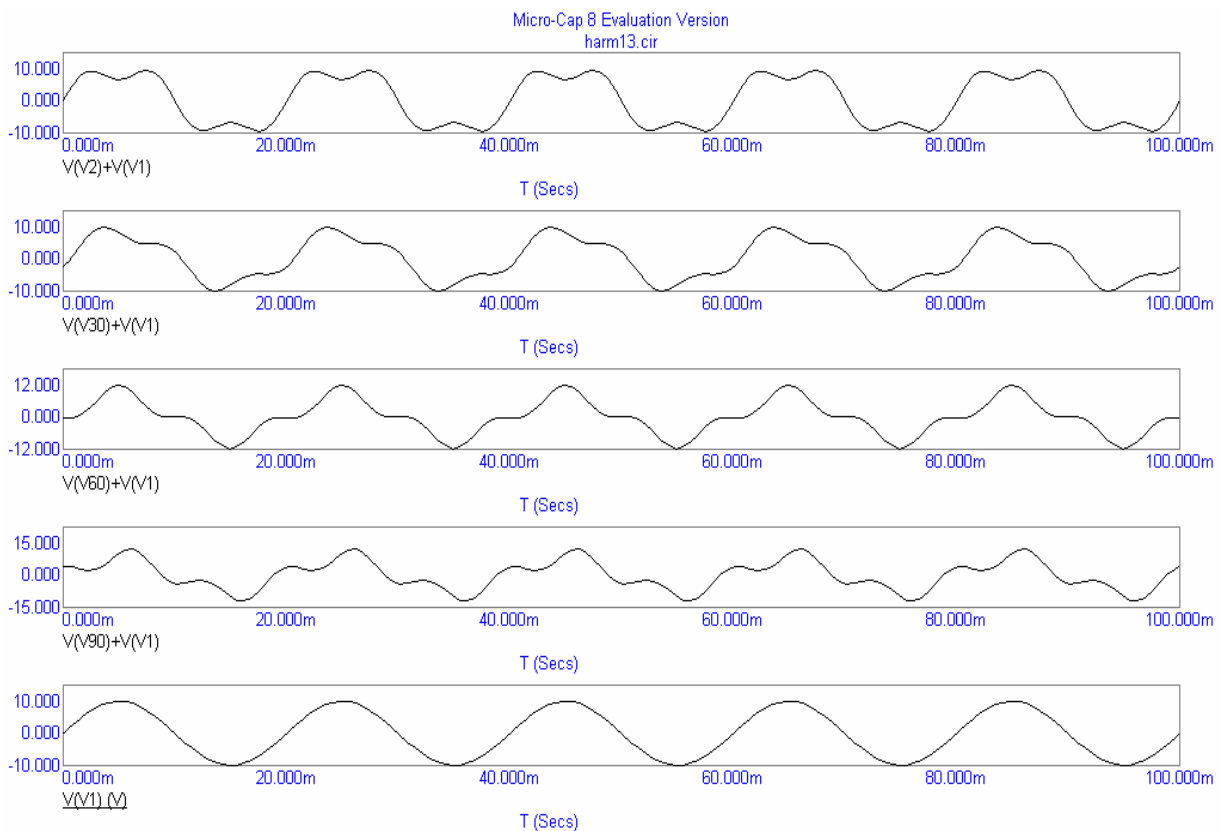
$$t = \frac{T}{2\pi} x \quad (1.5)$$

Při vlastní analýze nás obvykle nezajímají odděleně koeficienty sinových či kosinových členů, ale amplituda a fáze jednotlivých harmonických složek. Pro jejich výpočet platí tyto výrazy:

$$\text{pro amplitudu } A_n \text{ n-té harmonické platí } A_n = \sqrt{a_n^2 + b_n^2} \quad (1.6)$$

$$\text{pro fázi } \varphi_n = \text{harmonické platí } \varphi_n = \arctg\left(\frac{a_n}{b_n}\right) \quad (1.7)$$

Obrázek 2. znázorňuje vliv fáze harmonických složek vůči základní harmonické na případ, kdy amplituda 3. harmonické je zvolena jako 30% amplitudy základní harmonické a fáze 3. harmonické obsahuje vybrané hodnoty od 0 do $90^\circ = \pi/2$. Je patrné, že přes konstantní obsah 3.harmonické jsou možné průběhy značně odlišné.



Obr. 1.2 Průběh 1.a 3. harmonické s proměnnou fází

1.7 Souhrnné hodnocení harmonických složek

Pro souhrnné hodnocení harmonických složek se používají následující výrazy:

- I - **efektivní hodnota** sledované veličiny, (bez ss složky) např. proudu, je dána výrazem

$$I = \sqrt{\sum_{n=1}^{n \rightarrow \infty} I_n^2} \quad (1.8)$$

kde I_n jsou efektivní hodnoty jednotlivých složek s řády n

- **obsah harmonických**, např. proudu, je podle ČSN IEC 50 (161) položka 21 definován výrazem

$$\sqrt{\sum_{n=2}^{n \rightarrow \infty} I_n^2} \quad (1.9)$$

- μ - **činitel základní harmonické**, např. proudu je podle ČSN IEC 50 (161) položka 161-02-22 definován výrazem

$$\mu = \frac{I_1}{I} = \frac{DF}{THD} \quad (1.10)$$

kde I_1 je efektivní hodnota základní harmonické ($n = 1$)

- **THD** – pro celkové harmonické zkreslení, např. proudu, (*Total Harmonic Distortion Factor*), definovaný výrazem (z praktických důvodů součet končí pro $n=25$)

$$THD = \frac{\sqrt{\sum_{n=2}^{n=25} I_n^2}}{I_1} \quad (1.11)$$

- **DF**- pro činitel harmonického zkreslení, např. proudu (*Distortion Factor*), definovaný podle ČSN IEC 50 (161)

$$DF = \frac{\sqrt{\sum_{n=2}^{n=25} I_n^2}}{I} \quad (1.12)$$

- **KF** – činitel **k** (**K Factor**) poskytuje možnost posoudit typ použitého transformátoru (odolnost proti přehřátí) jako funkci harmonických složek proudu vytvořených jeho zátěží; v podkladech IEEE je definován výrazem

$$KF = \sum_{n=1}^{n \rightarrow \infty} (n \cdot I_n)^2 \quad (1.13)$$

- **CF** – činitel výkyvu (*Crest Factor*) je poměr špičkové hodnoty sledované veličiny A_{PEAK} jako průměrné hodnoty 4 nejvyšších vzorků stejného znaménka, zjištěných během intervalu 100 ms, vztažené k efektivní hodnotě sledované veličiny A_{RMS} (pro sinusový signál je $CF = \sqrt{2}$; platí tedy

$$CF = \frac{A_{PEAK}}{A_{RMS}} \quad (1.14)$$

- **THDF(CBEMA Factor)** se používá při měření proudu, kde dovoluje na základě empirických zkušeností určit „Transformer Harmonics Derating Factor“, což je činitel vlivu harmonických na jmenovitý výkon transformátoru jako funkce **CF** napájecího proudu; je dán výrazem

$$THDF = \frac{\sqrt{2}}{CF} = \frac{A_{RMS} \cdot \sqrt{2}}{A_{PEAK}} \quad (1.15)$$

- **K**- činitel **K** podle definice z ČSN 35 1122-4 se použije v případě, že je již provozovaný transformátor později zatěžován proudy s harmonickými, pak se násobí jeho jmenovitý výkon snižujícím činitelem $1/K$ daným vztahem

$$K = \sqrt{\frac{1 + \frac{e}{1+e} \sum_{n=2}^{n=N} \left[n^q \cdot \left(\frac{I_n}{I_1} \right)^2 \right]}{1 + \sum_{n=2}^{n=N} \left(\frac{I_n}{I_1} \right)^2}} \quad (1.16)$$

kde e vyjadřuje ztráty vířivými proudy způsobené sinusovým proudem se základním kmitočtem 50 Hz dělené ztrátami způsobenými stejnosměrným

proudem rovným efektivní hodnotě sinusového proudu při referenční teplotě, pro běžné transformátory lze brát $e=1,25$

$\frac{I_n}{I_1}$ je poměrný obsah n-té harmonické v proudu transformátoru

q závisí na typu vinutí transformátoru, pro kulaté nebo hranaté vodiče lze vzít $q=1,7$, pro fóliové vinutí nízkého napětí je $q=1,5$

N je vhodné brát hodnotu $N=40$

- **PF** – účinník (někdy zvaný „opravdový účinník“ a značený jako λ) (*Power Factor*) je podle ČSN IEC 27-1 dán jedinou definicí účinníků podle vzorce

$$PF = \frac{P}{S} \quad (1.17)$$

kde P je celkový činný výkon
 S celkový zdánlivý výkon

- **DPF** – účinník základní harmonické (někdy značený jako $\cos \varphi_1$) (*Displacement Power Factor*) je definován stejným výrazem, kde ale obě veličiny jsou vzaty jen pro základní harmonickou

Poznámky:

Mezi hodnotami **PF** a **DPF** platí při napájení obvodu sinusovým napětím vzájemný vztah

$$PF = \mu \cdot DPF \quad (1.18)$$

Protože vždy platí $\mu \leq 1$, bude také $PF \leq DPF$

2 Elektromagnetická kompatibilita jednotlivých výkonových zařízení v oblasti dopravy

- Elektrická výkonová zařízení v oblasti dopravy zahrnují:
 - elektrická trakční zařízení
 - energetické rozvody v drážních netrakčních zařízeních
 - napájecí soustavu zabezpečovacích zařízení traťových a staničních

Elektrická trakční zařízení se podstatně odlišují podle použité trakční proudové soustavy. v dalším se věnujeme dvěma trakčním proudovým soustavám, které se používají v České republice. Jsou to soustavy:

- stejnosměrné, zahrnující hlavní dráhy (3 kV DC a 1,5 kV DC), metro (750 V DC), trolejbusy a tramvaje (600 nebo 750 V DC)
- jednofázová na hlavních drahách průmyslového kmitočtu (25 kV, 50 Hz).

V zahraničí se ještě používají rozsáhlé sítě sníženého kmitočtu $50/3 = 16 \frac{2}{3}$ Hz, které mají zcela specifické vlastnosti.

Pro obě uvedené trakční proudové soustavy zavedeme pojmy:

- trakční napájecí soustava, obsahující:
 - přívodní vedení od dodavatele elektrické energie (110 kV AC, 22 kV AC),
 - trakční napájecí stanice (TNS)
 - trakční vedení, které sestává z:
 - napájecího vedení,
 - trolejového vedení,
 - zesilovacího vedení,
 - obcházecího vedení,
 - zpětného vedení, které zahrnuje:
 - trakční kolejnice,
 - zemní cestu.
- hnací vozidla elektrické trakce
- trakční (proudový) obvod, který zahrnuje jako celek oba předchozí body.

3 Elektrické vlastnosti prvků trakčního obvodu

Zatímco elektrické vlastnosti jednotlivých vyjmenovaných prvků trakčního proudového obvodu v oblasti DC případně 50 Hz AC jsou všeobecně známé, je nutno pro další výklad odvodit jejich vlastnosti na kmitočtech spadajících do sledované oblasti energetické EMC, tj. v souladu s platnými ČSN v oblasti do 40. harmonické (2 kHz).

3.1 Přívodní vedení od dodavatele elektrické energie

Přívodní vedení od dodavatele elektrické energie je obvykle tvořeno pro 110 kV AC vzdušným trojfázovým vedením, pro 22 kV AC pak buď trojfázovým vedením vzdušným či kabelovým.

Pro elektrické vlastnosti přívodního vedení v oblasti EMC přijmeme následující předpoklady:

- v reálných podmínkách je toto vedení napájeno z rozvodny dodavatele elektrické energie se zkratovým výkonem, který je obvykle podstatně větší než je trakční výkon TNS. Lze proto v tomto bodě napájení předpokládat, že vstupní impedance rozvodny dodavatele elektrické energie je i pro kmitočty do 40. harmonické zanedbatelná, takže zde můžeme předpokládat pro tyto kmitočty zkrat.
- Přívodní vedení je elektricky homogenní s rozprostřenými elektrickými parametry a lze je tedy považovat za vedení elektricky dlouhé.
- Pro řadu výpočtů je výhodné respektovat pouze podélnou měrnou indukčnost a příčnou měrnou kapacitu tohoto vedení, tj. zanedbat jeho svod a podélný odpor. Podpůrným argumentem pro takto zavedené zjednodušení je i skutečnost, že uvedené měrné parametry přívodního vedení jsou značně závislé na konstrukci a materiálech tohoto vedení.

Poznámka: Elektrické parametry vzdušných vedení a vedení kabelových se podstatně liší, když u vedení kabelových převažuje měrná kapacita. Průměrně lze počítat s těmito číselnými hodnotami měrných parametrů:

- pro vzdušná vedení 110 kV
 - měrná indukčnost jedné fáze L_E 1,2 až 1,4 mH/km

- měrná kapacita jedné fáze C_E 8,0 až 9,5 nF/km
- pro trojfázová kabelová vedení vn (např. 22 kV)
 - měrná indukčnost jedné fáze L_E 0,35 až 0,45 mH/km
 - měrná provozní kapacita C_E 0,2 až 0,4 μ F/km

3.2 Trakční napájecí stanice

Trakční napájecí stanice (TNS) je nutno analyzovat odděleně podle trakční proudové soustavy. Obecně se dělí na trakční měnírny TM pro napájení stejnosměrné trakční proudové soustavy 3 kV. A trakční transformovny pro napájení jednofázové trakční proudové soustavy 25 kV, 50 Hz. Následující část je zaměřena na trakční měnírny.

Pro napájení stejnosměrné trakční proudové soustavy 3 kV DC hlavních drah se na síti v České republice od počátku elektrizace používá trakční usměrňovač ve dvanáctipulzním schématu (transformátor je v zapojení $Y_0, y_0, d1$) tvořeném dvěma paralelně pracujícími trojfázovými můstky viz. obr. 3.1 .

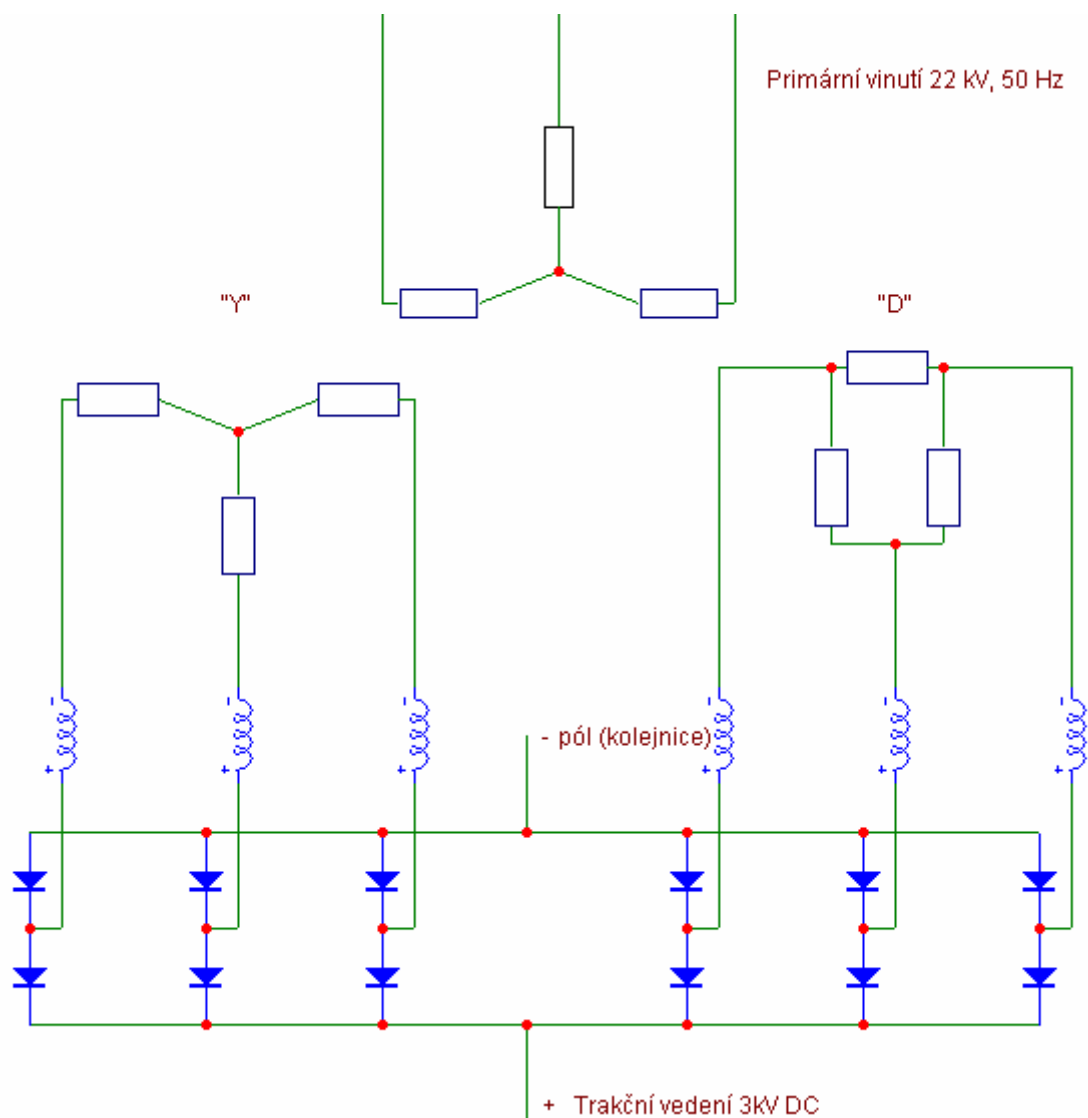
Původně bylo toto schéma zavedeno ze dvou důvodů:

- výstupní napětí usměrňovače je podstatně méně zvlněné ve srovnání s tehdy běžným šestipulzním schématem, což bylo výhodné pro omezení rušivého vlivu na souběžná sdělovací kabelová vedení a nebylo zapotřebí používat filtry usměrněného napětí,
- každé sekundární vinutí transformátoru usměrňovače je protékáno proudem dvakrát za periodu napájecího napětí, což zvyšuje využití tohoto vinutí.

V současné době je však předností tohoto schématu mimo uvedené výhody ještě skutečnost, že primární proud odebíraný z přívodního vedení dodavatele elektrické energie neobsahuje harmonické až do 550 Hz mimo (11.harmonická).

Jiné sítě elektrizované DC soustavou používají doposud šestipulzní můstkové schéma.

Rozdíl mezi těmito schématy je podstatný především z hlediska emise harmonických EMC.

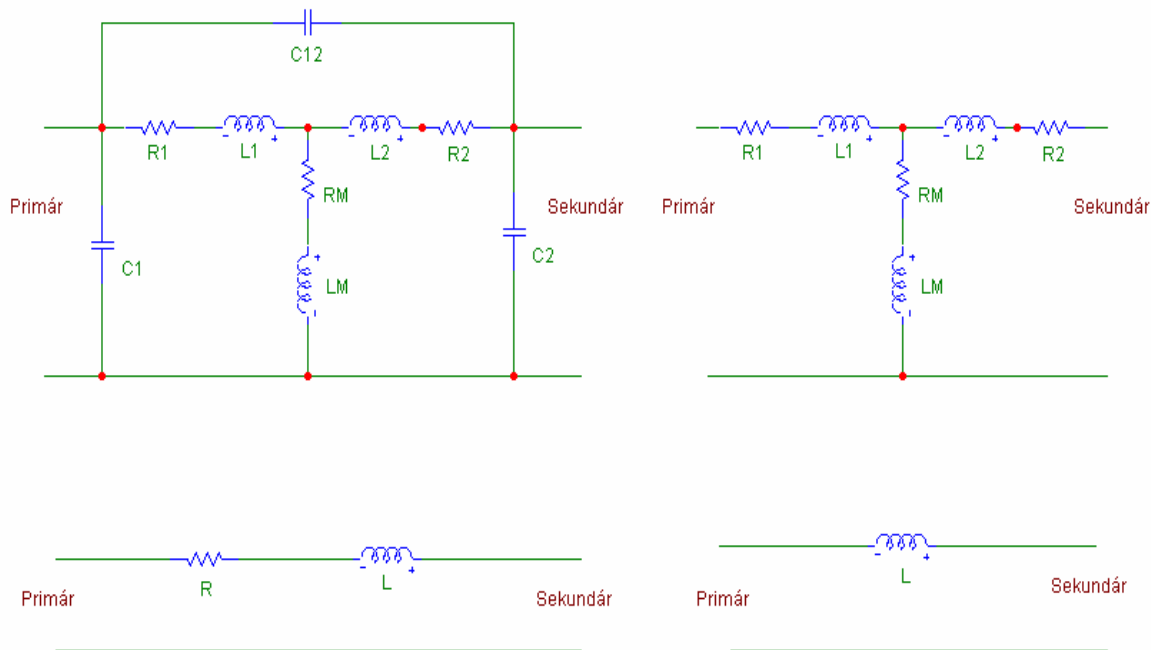


Obr. 3.1 : Schéma používaného trakčního usměrňovače

Pro napájení jednofázové soustavy 25 kV, 50 Hz je na síti českých drah používán jednotný trakční transformátor 110/27 kV v jednofázovém provedení, jehož primární vinutí je připojeno na jedno ze sdružených napětí sítě 110 kV dodavatele elektrické energie.

Z hlediska EMC lze transformátor 110/27 kV nahradit podélnou indukčností danou jeho napětím nakrátko. Vzhledem k širokému rozsahu regulace výstupního napětí umožněné pod výkonem přepínačem primárních odboček (2 x 8 odboček) závisí hodnota náhradní podélné indukčnosti na použité odbočce.

Pro další rozbory je závažná otázka náhradního schématu výkonového transformátoru pro oblast energetických harmonických. Podrobnosti jsou patrné z jednotlivých částí obr. 3.2



Obr 3.2 : Náhradní schéma jednofázového výkonového transformátoru

- *První dílčí obrázek* ukazuje úplné náhradní schéma jednofázového transformátoru pro oblast energetických harmonických.
- *Druhý dílčí obrázek* popisuje jeho zjednodušení spočívající zanedbání všech kapacit.
- *Třetí dílčí obrázek* vypouští vliv příčné magnetizační větve, protože díky moderním magnetickým materiálům jsou magnetizační proudy i ztráty minimální. V takovém případě je možné sloučit primární a sekundární rozptyly i ohmické složky do společných prvků.
- *Čtvrtý dílčí obrázek* pak podává nejjednodušší náhradní schéma, které podstatně usnadní další výpočty s výjimkou poměrů při studiu rezonančního zvýšení.

Byly provedeny podrobné teoretické i experimentální práce, které potvrdily, že kapacita mezi primárním a sekundárním vinutím ani kapacity vinutí proti kostře transformátoru, případně příčná větev magnetizační, se ve sledovaném kmitočtovém oboru neuplatní. Z tohoto zjednodušení pak vyplývá, že proudové harmonické procházejí trakčním

transformátorem ovlivněné pouze jeho použitým závitovým převodem a nejsou ani tlumeny ani rezonančně zesíleny funkcí tohoto transformátoru.

Pracoviště Ústavu elektrotechniky Akademie věd ČR potvrdilo na základě geometrického uspořádání obou vinutí vůči jádru transformátoru, že uvedený předpoklad je platný pro frekvenční oblast přibližně do 16 kHz. Experimentálně byla správnost uvedeného předpokladu prokázána současnou harmonickou analýzou oscilogramu téže periody deformovaného časového průběhu proudu primárního a sekundárního vinutí, kde výsledné porovnání získaných spekter ukázalo dobrou shodu obsahu jednotlivých harmonických do řádu přibližně 40, to jest asi do 2 kHz.

Výraz pro výpočet náhradní indukčnosti trakčního transformátoru L_{TT} v hodnotě přepočtené na jeho sekundární stranu má podle [1] tvar

$$L_{TT} = \frac{U_{TT}^2 \cdot u_K}{100 \cdot \pi \cdot p^2 \cdot S_{TT} \cdot 100} \quad (3.1)$$

kde	U_{TT}	je napětí primárního vinutí	[lze vzít $U_{TT} = 110$ kV]
	u_K	napětí nakrátko transformátoru	[lze vzít $u_K = 9,55$ %]
	p	závitový převod transformátoru	[lze vzít $p = 4,0$]
	S_{TT}	jmenovitý výkon transformátoru	[lze vzít $S_{TT} = 10$ MVA]

3.3 Trakční vedení

Trakční vedení budeme považovat za jeden společný obvod (závit) složený z různých prvků uvedených výše. Stejně jako přívodní vedení od dodavatele elektrické energie také trakční vedení lze s jistou přibližností považovat za vedení elektricky dlouhé, homogenní, tedy s rozprostřenými elektrickými parametry. Tato přibližnost je dána poměrem délky traťových mezistaničních úseků k délkám železničních stanic a rozbor ukazuje, že délku stanic lze obvykle zanedbat vzhledem k délce mezistaničních úseků.

Dalším zjednodušením je zanedbání svodu trolejového vedení a s ním spojených dalších vzdušných vedení vůči zpětnému vedení. Tato možnost je dána vlastnostmi dnes používaných izolátorů, jejichž svodový odpor dosahuje velmi vysokých hodnot a umožňuje uvedené zjednodušení.

Podélnou složku odporu trakčního vedení můžeme u AC soustavy také zanedbat, avšak pouze při výpočtech týkajících se rezonančních frekvencí. Při výpočtu rezonančního zvýšení však tuto hodnotu je nutno respektovat jako nenulovou. Pro DC soustavu platí měrné hodnoty podélného odporu dané vodivým průřezem vodičů trakčního vedení. Jistou roli zde hraje i opotřebením trolejového drátu snižující jeho vodivý průřez, a zvyšující tedy jeho měrný odpor. Při výpočtech sledujících nastavení ochrany trakčního vedení se předpokládá opotřebením na 90 % jmenovitého vodivého průřezu trolejového drátu.

Podrobný rozbor se tedy bude týkat dvou měrných veličin, a to:

- měrné kapacity trakčního vedení C_{TV} ,
- měrné indukčnosti trakčního vedení L_{TV}

Měrná kapacita trakčního vedení je tvořena kapacitou všech vodičů nesoucích trakční napětí a je měřena proti zpětnému vedení tvořenému v tomto případě převážně zemí. Její číselná hodnota tedy bude záviset především na počtu uvedených vodičů a na jejich vnějším průměru. Dále závisí pochopitelně i na konfiguraci okolí elektrizované trati (násep, zářez, tunel).

Vzhledem k těmto okolnostem, které se mohou podél délky napájeného úseku měnit, lze pro další úvahy přijmout následující průměrné hodnoty:

- pro soustavu DC, používající mimo vlastní trolejové vedení obvykle jedno či dvě zesilovací vedení, vychází hodnota cca 20 nF/km
- pro soustavu AC, kde je použití zesilovacího vedení výjimkou, lze použít hodnotu cca 15 nF/km
- pro obě soustavy je indukčnost cca 1mH/km

3.4 Hnací vozidla elektrické trakce

U hnacích vozidel pro DC soustavu musíme odlišovat, zda používají:

- klasické schéma charakterizované použitím rozjezdových rezistorů a sériových trakčních motorů s jejich skupinovým řazením během rozjezdu,
- schéma s maloztrátovým rozjezdem s regulací pulzním měničem.

Hnací vozidla pro AC soustavu, jak jsou provozována ČD, používají až na malé výjimky pro regulaci trakčního výkonu odboček transformátoru a k němu připojený neřízený diodový usměrňovač a sériové stejnosměrné trakční motory zapojené paralelně.

Z hlediska trakční napájecí soustavy je podstatné, že toto schéma snižuje nevýhodně účinník odebíraného trakčního výkonu a navíc značně deformuje časový průběh proudu odebíraného hnacím vozidlem z trakční napájecí soustavy.

Obě tyto nevýhody lze řešit na úrovni hnacího vozidla čtyřkvadrantovým vstupním trakčním měničem.

4 Základní části napájecí soustavy železnice z pohledu EMC

4.1 Trakční napájecí stanice DC soustavy z pohledu EMC

Trakční usměrňovače napájecích stanic soustavy 3 kV DC používané na ČD mají dvanáctipulzní můstkové schéma. Z hlediska jejich vlastností z pohledu EMC nutno analyzovat odděleně jejich chování vůči

- straně napájecího napětí, kde jsou připojeny všeobecně na soustavu 22 kV, 50 Hz, ať již dodavatele elektrické energie, či do rozvodny 110/22 kV, 50 Hz
- straně stejnosměrného napětí 3 kV DC, napájející trakční vedení, kde strmost nárůstu případného zkratového proudu je omezena reaktorem s indukčností 4mH bez magnetického obvodu pro zamezení jeho přesycení při zkratu, obvykle vloženým do série ke každé usměrňovací jednotce či do společného zemního pólu celé trakční napájecí stanice.

4.2 Trakční napájecí stanice AC soustavy z pohledu EMC

Ve své původní koncepci byla trakční napájecí stanice AC soustavy tvořena pouze trakčním transformátorem doplněným nezbytnými spínacími prvky na primární i sekundární straně.

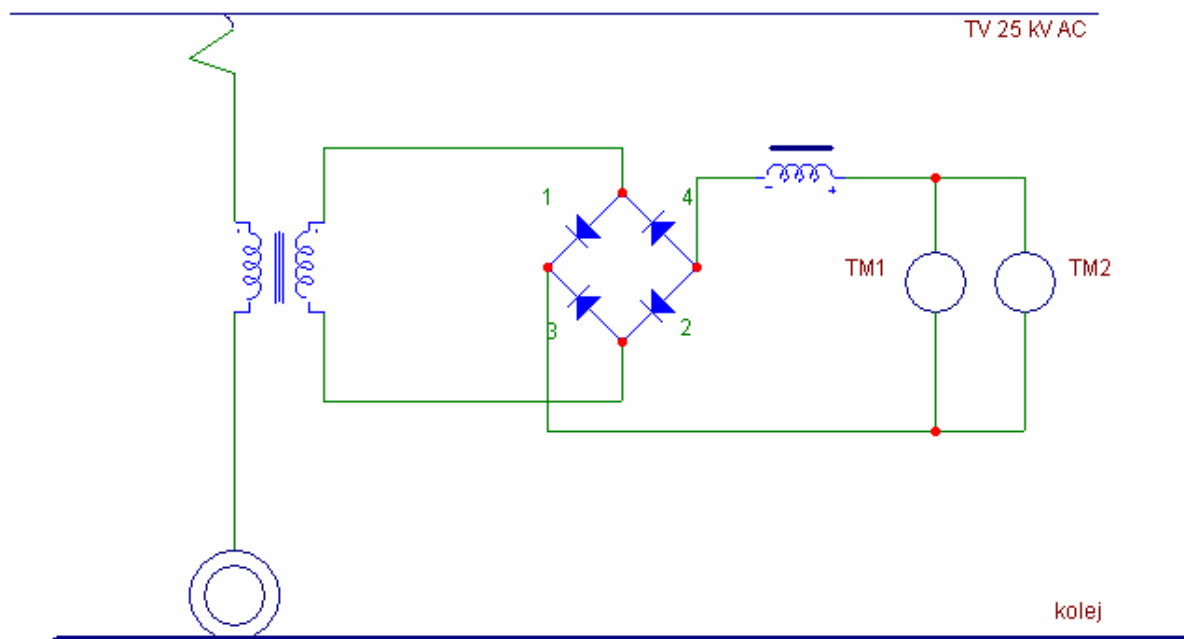
Trakční transformátor sám o sobě nepřináší z hlediska EMC žádné problémy. Je pouze nutno zdůraznit, že dovoluje přechod proudových složek oběma směry. Tato skutečnost byla ověřena a vyplývá z náhradního schématu tvořeného pouze podélnou indukčností.

4.3 Trakční vedení z pohledu EMC

Trakční vedení je stejně jako přívodní vedení energetiky možno s výhodou považovat za elektrické vedení s rozprostřenými parametry, tedy za vedení elektricky dlouhé. Podle dosavadních zkušeností je tato metoda výhodnější než náhrada trakčního vedení dvojbrany viz. literatura [1]

4.4 Hnací vozidlo AC soustavy z pohledu EMC

Na obr. 4.1 je ukázáno principiální schéma obvodu trakčního proudu. Pokud sekundární vinutí vozidlového transformátoru dodává do obvodu dostatečné napětí (v okolí vrcholu sinusovky napětí), vedou obě dvě protilehlé diody můstku, trakční proud prochází trakčním motorem a magnetická energie vyhlazovací tlumivky vzrůstá.



Obr. 4.1 Principiální náhradní schéma obvodu trakčního proudu

Pokud napětí na sekundárním vinutí vozidlového transformátoru poklesne (po sinusovce) a usměrněné napětí bude menší než protinapětí trakčního motoru, vyhlazovací tlumivka svoji magnetickou energií udrží nepřerušovaný proud trakčního motoru, což vede k současnému průchodu proudu všemi čtyřmi diodami můstku. V okamžiku, kdy se na sekundárních svorkách transformátoru opět objeví postačující napětí, dojde opět k nárůstu proudu do trakčního motoru i do vyhlazovací tlumivky.

Období, kdy vedou všechny čtyři diody můstku, je opět obdobím komutace, jehož délka závisí na rozptylové reaktanci vozidlového transformátoru a na hodnotě odebíraného trakčního proudu podobně, jako u trojfázového trakčního usměrňovače napájecí stanice.

Zásadní rozdíl je zde ve skutečnosti, že během vedení proudu všemi čtyřmi diodami je sekundární vinutí vozidlového transformátoru zkratováno. Vůči trakční napájecí soustavě je takto krátkodobě vzniklý zkratový proud omezen rozptylovou reaktancí vozidlového transformátoru. Číselná hodnota této reaktance je však závislá na použitém jízdním stupni realizovaném zvolenou odbočkou primárního vinutí vozidlového transformátoru.

Z hlediska EMC má zásadní význam chování AC hnacích vozidel vzhledem k trakční napájecí soustavě. Toto chování je charakterizováno třemi skutečnostmi, a to:

- Úhel překrytí je hlavní příčinou zhoršeného účinníku (DPF)

- časový průběh proudu odebíraného hnacím vozidlem s odbočkovou regulací a diodovými trakčními měniči je nesinusový a obsahuje tedy značný obsah harmonických,
- během období komutace je sekundární vinutí vozidlového transformátoru zkratováno a okamžik ukončení období komutace se projeví jako přerušení tohoto zkratu a podstatnou časovou změnou (di_p / dt) v průběhu odebíraného proudu.

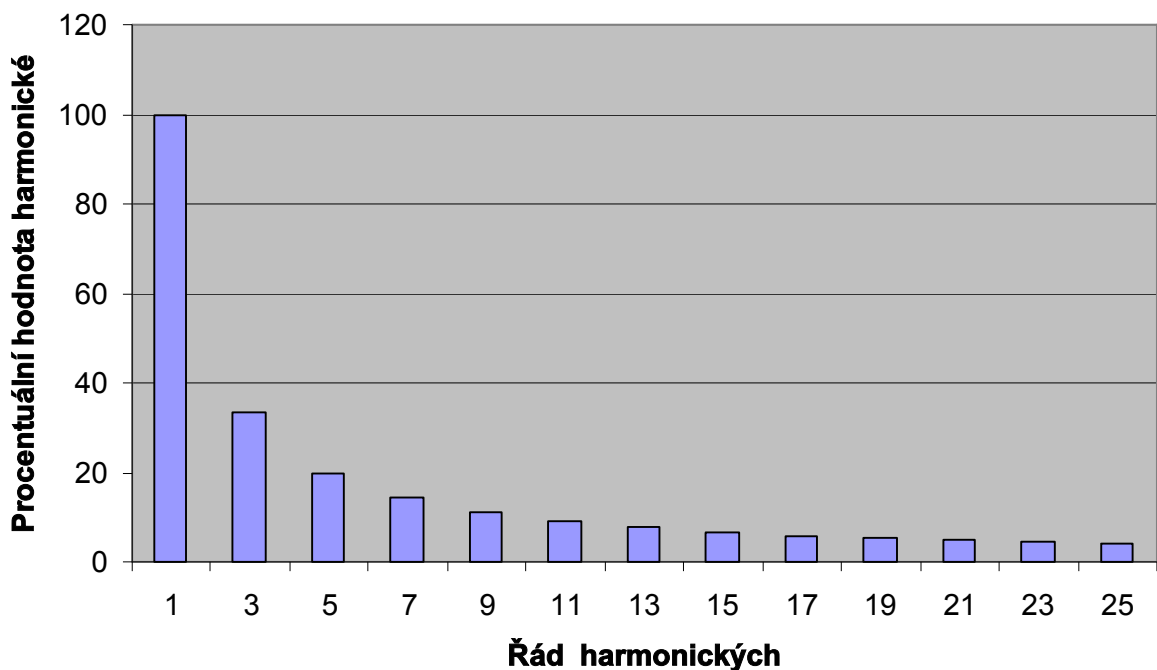
První skutečnost je kvantifikována složením spektra primárního proudu diodového hnacího vozidla, ve kterém sledujeme číselné hodnoty jednotlivých složek spektra vztažené vždy ke složce základní, tj. k obsahu 50 Hz. Největší procentní hodnoty tohoto spektra udává tak zvaný „amplitudový zákon“ ve tvaru

$$i_{p,N} = \frac{100}{n} [\%] \quad (4.1)$$

kde n je řád sledované harmonické (např. pro 3.harmonickou je $n = 3$)

Amplitudový zákon předpokládá obdélníkový časový průběh primárního proudu jakožto průběh mající největší obsah harmonických. Číselné hodnoty uvádí Obr. 4.2.

Amplitudový zákon



Obr. 4.2 Amplitudový zákon

5 Filtračně kompenzační zařízení (FKZ) v AC trakčních napájecích stanicích

Filtračně kompenzační zařízení (dále jen „FKZ“) má v trakční napájecí stanici zajistit následující úkoly:

- A)** vykompenzovat induktivní jalový výkon elektrických hnacích vozidel s diodovým či tyristorovým měničem tak, aby v přípojovacím bodě trakční napájecí stanice k síti 110 kV dodavatele elektrické energie byl dodržen induktivní účinník základní harmonické DPF na hodnotě mezi 0,95 až 0,98
- B)** zabránit přechodu hodnot tohoto účinníku DPF do kapacitní oblasti v případě, že odpadl trakční odběr
- C)** omezit hodnoty napěťových popř. proudových harmonických v přípojovacím bodě trakční napájecí stanice k síti 110 kV dodavatele elektrické energie tak, aby v tomto bodě byly dodrženy mezní hodnoty jednotlivých harmonických požadované dodavatelem elektrické energie
- D)** zajistit, aby vstupní impedance trakční napájecí stanice jako celku včetně přípojných úseků trakčního vedení splňovala pro ovládací frekvenci soustavy hromadného dálkového ovládní dodavatele elektrické energie jím požadovanou minimální hodnotu (neklesla za žádných podmínek pod tuto hodnotu)

Tyto požadavky se podařilo vyřešit v dané době jedinou dostupnou cestou, tj. pomocí pasivních výkonových prvků sestávajících z:

- kompenzačních kondenzátorů,
- rezonančních tlumivek,
- dekompenzační větve se snižovacím transformátorem a fázovým regulátorem.

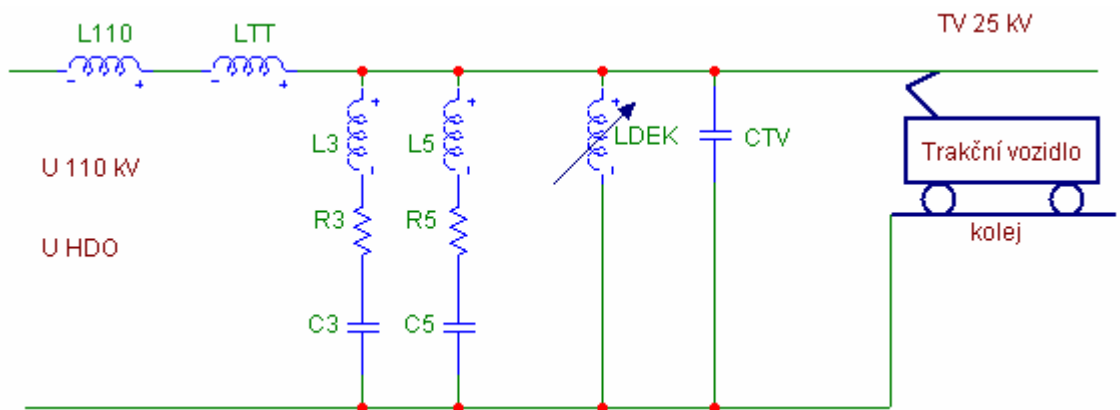
FKZ je vždy připojen k jednomu trakčnímu transformátoru.

5.1 Koncepce a návrh filtračně kompenzačního zařízení (FKZ)

FKZ využívá sériové rezonanční větve LC zapojené mezi přípojnicí 27 kV a zpětné vedení. Tyto LC větve slouží k omezení naladěných složek proudových harmonických tak,

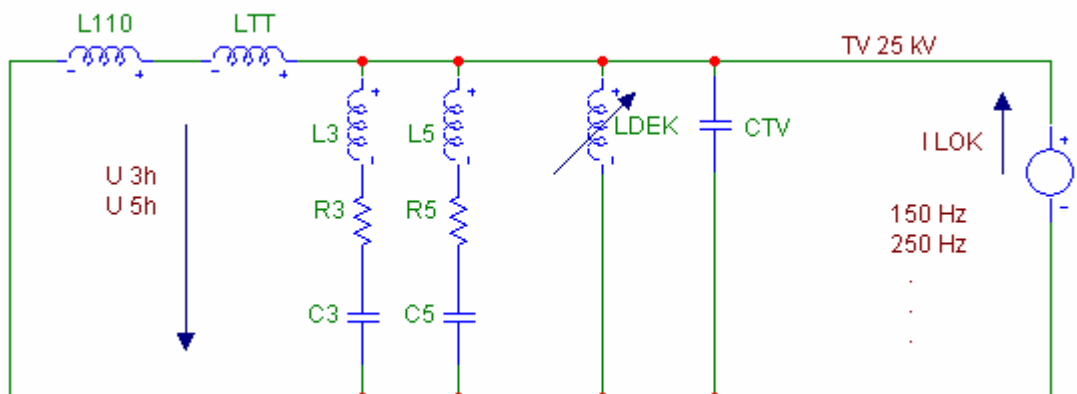
aby nepostupovaly dále přes trakční transformátor do připojovacího bodu trakční napájecí stanice, kde by na vstupní impedanci přívodního vedení dodavatele elektrické energie způsobily vznik napěťových harmonických.

Obrázek 5.1 ukazuje obecně použitelné silové schéma celé trakční napájecí soustavy počínaje vzdálenou rozvodnou dodavatele elektrické energie napájející přívodní vedení 110 kV do trakční napájecí stanice.



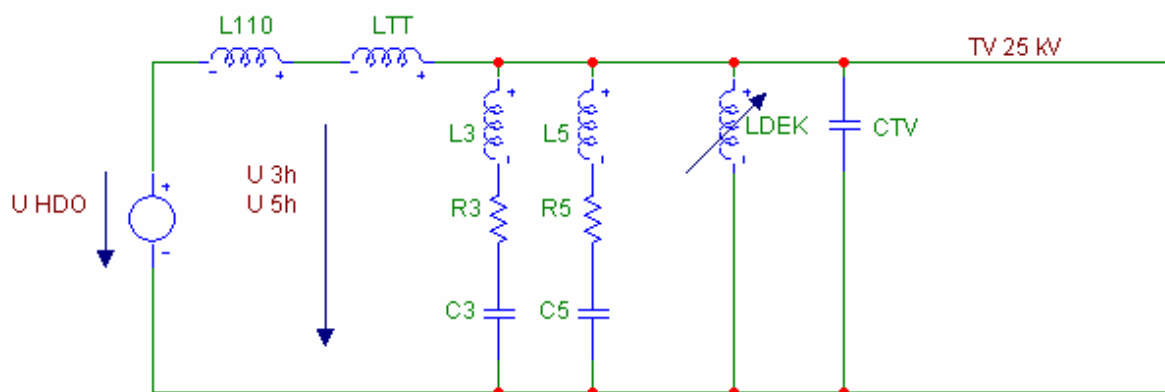
Obr. 5.1 Silové schéma trakční napájecí soustavy

Obrázek 5.2 uvádí úpravu obecně použitelného schématu platného jen pro harmonické produkované hnacím vozidlem s diodovým či tyristorovým trakčním měničem.



Obr. 5.2 Schéma soustavy platné pro harmonické

Obrázek 5.3 znázorňuje variantu obecně platného schématu, náležející k rozboru vstupní impedance trakční napájecí stanice pro ovládací frekvenci systému HDO,



Obr. 5.3 Vstupní impedance - HDO

Přehledové schéma regulovaného **FKZ** je na obrázku 5.4

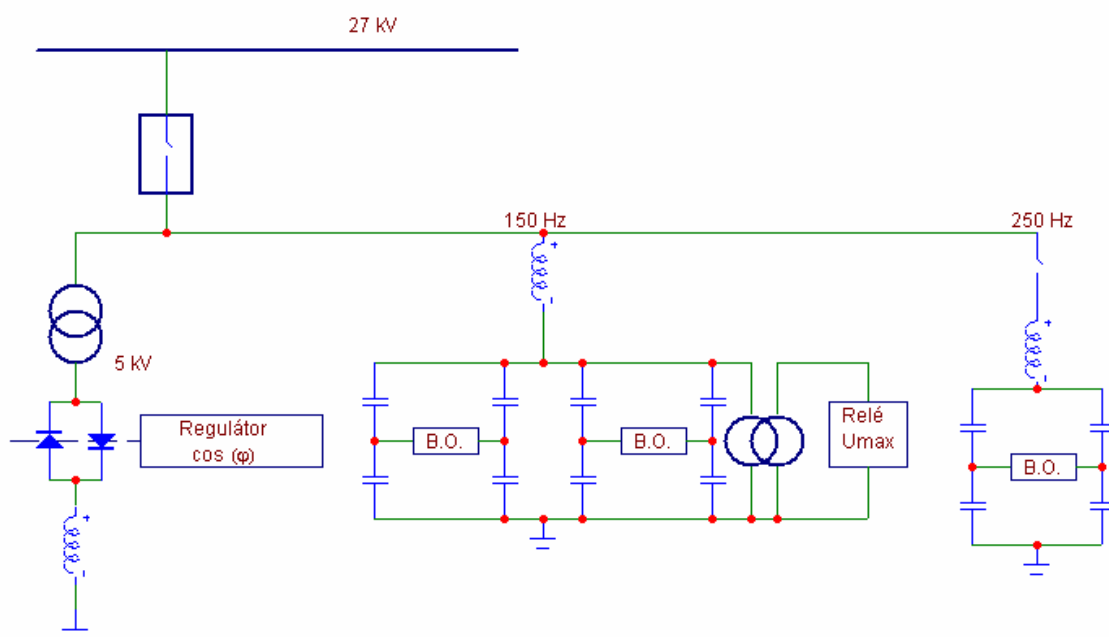
Zopakujme si základní vlastnosti sériové kombinace L-C větve. Lze je stručně charakterizovat těmito body:

- každá sériová kombinace L a C má svoji vlastní jedinou rezonanční frekvenci, danou Thomsonovým vztahem

$$f_{LC} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{L \cdot C}} [Hz, H, F], \quad (5.1)$$

nebo s použitím řádového čísla **n** dostaneme

$$n_{LC} = \frac{1}{100 \cdot \pi \cdot \sqrt{L \cdot C}} [H, F] \quad (5.2)$$



Obr. 5.4 Funkční schéma filtračně kompenzačního zařízení (kde B.O. je balanční ochrana)

- na této jediné vlastní frekvenci má sériová kombinace L-C teoreticky nulovou impedanci; v reálném stavu je nulová pouze imaginární část této impedance, uplatní se však činná složka impedance L-C větve, tvořená převážně ohmickým odporem rezonanční tlumivky, pro který platí podle [1] v případě rezonančních tlumivek bez železného jádra na frekvenci 50 Hz výraz

$$R_L \cong \frac{100 \cdot \pi \cdot L}{30} [\Omega, H] \quad (5.3)$$

zatím co pro vyšší frekvence se tento odpor zvyšuje zhruba následujícími koeficienty

KQL:

pro n = 3	KQL 3 = 1,25
pro n = 5	KQL 5 = 1,67
pro n = 7	KQL 7 = 2,5
pro n = 9	KQL 9 = 3,5
pro n = 11	KQL 11 = 4,1
pro n = 13	KQL 13 = 4,5

- je-li přivedená frekvence vyšší než rezonanční frekvence L-C větve (této frekvenci říkáme „nad rezonanční“), pak se tato větev jako celek chová jako indukčnost,
- je-li přivedená frekvence nižší než rezonanční frekvence větve (této frekvenci říkáme „pod rezonanční“), pak se větev jako celek chová jako kapacita,
- podstatná je skutečnost, že napětí na kondenzátoru L-C větve U_C lze podle [1] vyjádřit vzhledem k napětí přivedenému na L-C větev jako celek U_{LC} výrazem

$$\frac{U_{C,n}}{U_{LC,n}} \cong \frac{n_{LC}^2}{n^2 - n_{LC}^2} \quad (5.4)$$

kde n_{LC} představuje řádové číslo rezonanční frekvence L-C větve,
 n představuje řádové číslo frekvence přivedeného napětí.

Při návrhu elektrických parametrů L-C větví **FKZ** je nutno znát předem následující údaje:

- zkratový výkon v připojovacím bodě 110 kV
- jmenovitý činný výkon v připojovacím bodě
- kompenzační výkon pro základní harmonickou, aby byla dodržena hodnota účinníku DPF v připojovacím bodě trakční napájecí stanice,
- mezní hodnoty napěťových popř. proudových harmonických požadované dodavatelem elektrické energie v připojovacím bodě pro jednotlivé harmonické,
- kapacita rozvinuté délky trakčního vedení všech připojených napájených úseků,
- hodnota vstupní impedance trakční napájecí stanice včetně připojeného trakčního vedení pro pracovní frekvenci soustavy hromadného dálkového ovládání

5.2 Kompenzační výkon filtračně kompenzačního zařízení (FKZ)

Potřebný kompenzační výkon každého **FKZ** je závislý na zadání:

- průměrného účinníku DPF odebíraného výkonu; obvykle se předpokládá hodnota **0,84**
- trakčního zatížení jeho trakčního transformátoru

Zatímco první bod zadání závisí na vlastnostech hnacích vozidel a prakticky se nemění, trakční zatížení závisí jak na charakteru dopravy, tak i na profilu traťových úseků napájených daným transformátorem.

Kompenzační výkon **FKZ** je realizován v podstatě kondenzátorovou skupinou všech použitých L-C větví, nerovná se však součtu jalového výkonu jednotlivých kondenzátorů, protože jim je předřazena vždy rezonanční tlumivka.

Kompenzační výkon L-C větví je mimo hodnot jejich elektrických parametrů závislý také na napětí přípojnic 27 kV trakční napájecí stanice. Je tedy nezávislý na trakčním odběru a na potřebě kompenzačního výkonu, který by odpovídal momentálnímu trakčnímu odběru, aby byla dosažena hodnota účinnosti 0,95. Proto musí **FKZ** obsahovat další větev zvanou „dekompenzační“. Tato větev obsahuje snižovací transformátor 27/5 kV či 27/6 kV, na jehož sekundárním vinutí je sériová kombinace dekompenzační tlumivky a fázového regulátoru pracujícího souměrně v obou poloperiodách. Fázový regulátor nastavuje takový střední výkon dekompenzační tlumivky, který je momentálně zapotřebí.

5.3 Ladění L-C rezonančních větví filtračně kompenzačního zařízení (FKZ)

Závažným problémem je otázka naladění jednotlivých L-C větví. Tyto větve, připojené mezi sběrnici 27 kV a zpětné vedení, v podstatě působí jako zkrat té frekvenční složky, na kterou jsou naladěny. Ze strany trakčního vedení přicházejí tyto spektrální složky proudu v hodnotách daných provozem hnacích vozidel, tedy v hodnotách určených používanými spektry, ve kterých je přesně definován obsah jednotlivých harmonických složek.

Naproti tomu z pohledu napájecího bodu trakční napájecí stanice se může přes trakční transformátor dostat na trakční napětí některá harmonická složka, která by mohla výkonové prvky L-C větve přetížit. Efektivní hodnoty těchto složek nejsou předem známé a jejich existenci lze jen obtížně předvídat, protože jsou dány poměry v napájecí síti 110 kV. V tomto ohledu se často tvrdí, že trojfázová síť 110 kV nemůže obsahovat složku 3. harmonické. Měření však prokázalo, že přítomnost 3. harmonické je reálná, a to ze dvou pravděpodobných důvodů:

- příčinou může být nedokonalé působení transpozice vodičů vedení 110 kV v místě připojení trakční napájecí stanice,
- případně malé odchylky vzniklé při napájení sítě 110 kV jednofázovými transformátory např. 200/110 kV či 400/110 kV.

Z tohoto důvodu nedoporučujeme ladit L-C větev pro 3.harmonickou „ostře“, to jest na 150 Hz, i když by její potlačení obsahu 3.harmonické v napětí připojovacího bodu trakční napájecí stanice bylo účinnější. Dáváme přednost ladění „neostrému“, například na frekvenci 147,5 Hz ($n=2,95$).

Dalším důvodem pro použití „neostrého“ ladění L-C větve pro 3.harmonickou je obava z možné časové změny ladění této L-C větve (například stárnutím dielektrika kondenzátorů či teplotní deformací rezonanční tlumivky, což by vedlo ke změně její indukčnosti).

Naproti tomu L-C větev pro 5., případně i pro další harmonické, lze již ladit „ostře“, tedy na frekvenci 250 Hz apod., protože se neprokázal jejich obsah v napětí sítě 110 kV, ani v proudu trakčního vedení, takový, aby dosáhl hodnot, které by mohly ohrozit výkonové prvky L-C větví. Výše uvedená úvaha o vlivu rozladění i této větve nad 250 Hz platí i zde.

Z uvedeného vyplývá, že vždy je nutno zajistit, aby se rezonanční kmitočet L-C větve nezvýšil nad hodnotu lichého násobku základního kmitočtu sítě 50 Hz, jehož složku má L-C větve omezit.

5.4 Konstrukce FKZ

FKZ je filtr zkonstruovaný na bázi dvou sériových rezonančních obvodů, jejichž ladění (vlastní frekvence) odpovídá frekvencím vyšších harmonických (3. a 5.) tedy 150 Hz a 250 Hz. Tyto sériové rezonanční obvody jsou sestaveny (viz.obr. 10) z tlumivky (L – tedy L_3 a L_5) a skupiny kondenzátorů (C – tedy C_3 a C_5). Obě větve jsou zapojeny jedním vývodem na sběrnou 27 kV a druhým uzemněny. To znamená, že vytvářejí pro signál dané frekvence zkrat. Oba tyto sériové rezonanční obvody jsou zkonstruovány tak, aby impedance celého obvodu (paralelní rezonanční obvod) při zahrnutí všech ostatních parametrů obvodu

vykazovala nejvyšší hodnotu právě v okolí frekvence HDO. Tím dojde k zabránění nežádoucího efektu odsávání energie ze signálu HDO.

5.5 Zapínání filtračně kompenzačního zařízení

Závažnou otázkou jsou elektrické stavy, vznikající při připínání L-C větví k trakčnímu napětí. V tomto ohledu jsou závažné dvě elektrické veličiny, a to:

- přechodný jev proudu L-C větve, důležitý pro nastavení nadproudové ochrany této větve,
- přechodný jev napětí na kondenzátorové skupině L-C větve, důležitý pro zachování životnosti výkonových kondenzátorů z hlediska jejich dielektrické pevnosti.

Těmto otázkám bylo nutno věnovat pozornost již v začátcích vývoje FKZ, protože mimo popsanou koncepci s použitím dekompenzační větve bylo ještě vyvinuto a dočasně provozováno spínané FKZ. Toto řešení obsahovalo L-C větev pouze pro omezení 3.harmonické a jeho vakuový vypínač sloužil ke spínání této větve pouze v časových obdobích, kdy byl požadován kompenzační výkon, tj. za jízdy hnacích vozidel.

Předmětem následujícího rozboru je analýza elektrického přechodového jevu vznikajícího po zapnutí výkonového vypínače, konkrétně pak rozbor těchto elektrických veličin:

- okamžitých hodnot proudu procházejícího L-C větví, značených v dalším $i(t)$
- okamžitých hodnot napětí na svorkách kondenzátorové skupiny, značených $u_C(t)$

Charakter časového průběhu těchto dvou veličin a především jejich největší hodnoty mají přímou návaznost na elektrické dimenzování obou výkonových prvků L-C větve.

5.5.1 Výchozí rovnice

Elektrické poměry ve filtračně – kompenzační větvi L-C jsou obecně popsány touto diferenciální rovnicí

$$R \cdot i + L \cdot \frac{di}{dt} + \frac{1}{C} \int i \cdot dt = U_M \cdot \sin(\omega \cdot t + \Phi) \quad (5.5)$$

kde

R značí činnou složku impedance L-C větve, tvořenou především ohmickým odporem tlumivky, a dále činnými ztrátami kondenzátorové skupiny [Ω]

L indukčnost tlumivky [H]

C kapacitu kondenzátorové skupiny [F]

U_M amplitudu trakčního napětí [V]

ω kruhovou frekvenci pro 50 Hz ($\omega = 100 \cdot \pi$)

Φ fázový úhel definující okamžik zapnutí vypínače ve vztahu k sinusovce trolejového napětí [rad]

t časovou proměnnou měřenou od okamžiku připojení L-C větve k přípojnicí trolejového napětí [s]

Dále zavedeme pomocné veličiny podle výrazů:

$$\Theta = \text{arctg} \frac{\omega \cdot L - \frac{1}{\omega \cdot C}}{R} \quad (5.6)$$

$$Z = \sqrt{R^2 + \left(\omega \cdot L - \frac{1}{\omega \cdot C} \right)^2} \quad (5.7)$$

$$\beta = \frac{R}{2 \cdot L} \quad (\text{činitel tlumení L-C větve}) \quad (5.8)$$

$$n_R = \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{1}{LC} - \beta^2} \cong \frac{1}{\omega \cdot \sqrt{LC}} \quad (5.9)$$

Veličina n_R tvoří poměr vlastní naladěné frekvence L-C větve k základní frekvenci sítě 50 Hz: vliv R na tuto vlastní frekvenci zanedbáváme.

Řešení výchozí diferenciální rovnice má pro obě hledané veličiny $i(t)$ a $u_C(t)$ vždy **dvě části**, a to:

- **první část** obsahující pouze člen s frekvencí napájecí sítě 50 Hz a vyjadřující ustálený stav po doznění přechodového jevu,
- **druhá část** násobenou jako celek útlumovým činitelem $\exp(-\beta \cdot t)$ a vyjadřující spolu s prvním členem vlastní přechodový děj, přičemž tato druhá část je v ustáleném stavu pochopitelně anulována. Pro **okamžité hodnoty proudu procházejícího větví L-C** dostaneme po úpravách obecně platný výraz

(5.10)

$$i(t) = \frac{U_M}{Z} \left(\sin(\omega t + \Phi - \Theta) + e^{-\beta t} \left[\left(\frac{\beta \sin(\Phi - \Theta)}{\omega n_R} - n_R \cdot \cos(\Phi - \Theta) \right) \sin(\omega \cdot n_R t) - \sin(\Phi - \Theta) \cos(\omega \cdot n_R t) \right] \right)$$

Ustálená hodnota proudu L-C větví je dána prvním členem, protože další členy jsou násobeny prvkem $\exp(-\beta \cdot t)$, který pro $t \rightarrow \infty$ má nulovou hodnotu.

Dostaneme tak výraz

$$i(t \rightarrow \infty) = \frac{U_M}{Z} = \omega \cdot C \frac{n_R^2}{n_R^2 - 1} U_M \quad (5.11)$$

Z tohoto výrazu vyplývá, že ustálená hodnota proudu L-C větve je závislá mimo hodnoty trakčního napětí:

- na naladění L-C větve dané veličinou n_R
- na hodnotě kapacity kondenzátorové skupiny.

Lze stanovit i kapacitní kompenzační výkon L-C větve, pro který platí výraz

$$Q_{K,LC} = \omega C \frac{n_R^2}{n_R^2 - 1} \cdot \frac{U_M^2}{2} = \omega \cdot C \frac{n_R^2}{n_R^2 - 1} U_{TV}^2 \quad (5.12)$$

kde U_{TV} je efektivní hodnota trakčního napětí

Pro **okamžité hodnoty napětí na kondenzátorové skupině** dostaneme po úpravách obecně platný výraz

(5.13)

$$u_c(t) = \frac{U_M}{Z\omega C} \left(-\cos(\omega t + \Phi - \Theta) + e^{-\beta t} \left[\left(\frac{\beta}{\omega n_R} \sin(\omega n_R t) + \cos(\omega n_R t) \right) \cos(\Phi - \Theta) - \frac{1}{n_R} \sin(\omega n_R t) \sin(\Phi - \Theta) \right] \right)$$

Pro ustálenou hodnotu napětí na kondenzátorové skupině platí

$$u_C(t \rightarrow \infty) = \frac{n_R^2}{n_R^2 - 1} U_M \quad (5.14)$$

Z tohoto výrazu vyplývá, že napětí na kondenzátorové skupině je závislé mimo hodnoty trakčního napětí pouze na naladění L-C větve.

5.5.2 Číselný příklad

Cílem tohoto rozboru je stanovit analýzou časového průběhu napětí na kondenzátorové skupině **extrémní hodnoty** tohoto napětí včetně časových okamžiků, kdy se tyto hodnoty po zapnutí L-C větve objeví. Tyto údaje jsou podstatné pro její napěťové dimenzování.

Dále je pro nastavení nadproudové ochrany L-C větve podstatný časový průběh proudu procházejícího L-C větví v období po jejím zapnutí.

V obecném tvaru není jednoduše možno z uvedených rovnic stanovit hledané maximální hodnoty napětí i proudu větví procházejícího, ani časové okamžiky, kdy tyto extrémní hodnoty nastanou.

Provedeme proto uvedenou analýzu na číselném příkladu, založeném na konkrétních poměrech filtračně-kompenzačního zařízení se jmenovitým kompenzačním výkonem 850 kvar při jedné L-C větvi laděné na $n=2,8$.

Do odvozených rovnic zavedeme tedy tyto **konkrétní údaje**:

$$L = 0,414 \text{ H}$$

$$C = 3,12 \text{ } \mu\text{F}$$

$$R = 3 \text{ } \Omega$$

$$U_M = 27500 \cdot \sqrt{2} = 38891 \text{ V}$$

Pro takto zvolené konkrétní výchozí hodnoty obvodových prvků dostáváme následující hodnoty zavedených pomocných veličin:

$$\Theta = \arctg(-296,72) = -1,5674 \Rightarrow -89,81^\circ$$

$$Z = 890,17 \Omega$$

$$\beta = 3,623$$

$$n_R = 2,801$$

Lze očekávat, že podstatný vliv na vznik extrémních elektrických hodnot bude mít **časový okamžik, kdy se na L-C větev připojí napětí přípojnic**. Je proto nutno analyzovat v celém rozsahu hodnot fázového úhlu Φ odpovídajícímu jedné poloperiodě síťového napětí:

- od $\Phi = 0$, kdy v okamžiku připnutí větve L-C má napětí přípojnic 27 kV nulovou hodnotu a výraz $(\Phi - \Theta) \approx 90^\circ$
- přes $\Phi = 90^\circ$, kdy v okamžiku připnutí větve L-C dosahuje napětí přípojnic své amplitudové hodnoty a výraz $(\Phi - \Theta) \approx 180^\circ$
- k $\Phi = 180^\circ$, kdy v okamžiku připnutí větve L-C má napětí přípojnic opět nulovou hodnotu a výraz $(\Phi - \Theta) \approx 270^\circ$

Pro větší hodnoty fázového úhlu Φ značící další poloperiodu napětí přípojnic (tedy okamžité hodnoty napětí s opačnou polaritou) lze očekávat hledané extrémní hodnoty obou analyzovaných veličin stejných velikostí avšak s opačnou polaritou, což pro sledovaný cíl není podstatné.

Pro objasnění vlivu okamžiku zapnutí větve LC na napětí přípojnic je připojena ještě situace, kdy bylo napětí připojeno v okamžiku jeho nulové hodnoty.

Lze tedy odvodit následující skutečnosti:

Zjištěné časové průběhy mají charakter základního kmitu se síťovou frekvencí a superponovaných tlumených kmitů s vlastní frekvencí větve LC,

Útlum superponované složky je velmi malý a lze jej pro daný číselný příklad vyjádřit např. časovou konstantou

$$\tau = \frac{1}{\beta} = 0,276s$$

z jejíž hodnoty plyne, že zapínací přechodový jev zaniká až téměř po 1/3 sekundy od připnutí větve LC k přípojnici.

Podobě jako i pro jiné hodnoty výrazu $(\Phi - \Theta)$ je patrné, že největší okamžitou hodnotu nedosáhne v některých případech analyzovaná veličina již v prvním vrcholu, ale např. až ve druhém či třetím vrcholu.

Pro hodnoty výrazu $(\Phi - \Theta) \leq 180^\circ$ dochází ke vzniku největších vrcholových hodnot napětí na kondenzátorové skupině v té polaritě, ve které došlo k připojení větve L-C k přípojnicí. Pro hodnoty výrazu $(\Phi - \Theta) \geq 180^\circ$ je tomu naopak, rozdíly číselných hodnot však nejsou nijak podstatné.

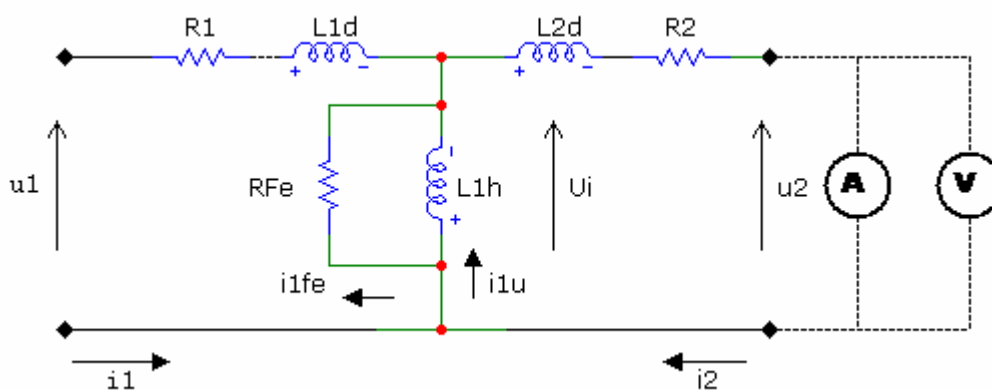
Z výrazu (5.12) dostaneme pro kompenzační výkon L-C větve v podmínkách uvedeného příkladu hodnotu $Q_{K,LC} = 850 \text{ k var}$. Je podstatné, že samotná kondenzátorová skupina této L-C větve, pokud by byla použita bez rezonanční tlumivky, by poskytla kompenzační výkon $Q_{K,C} = 741 \text{ k var}$. Tento rozdíl je dán rozdílným napětím na kondenzátorové skupině.

6 Přístrojový transformátor napětí (PTN)

V průmyslových aplikacích se vyskytuje značné množství úloh, které se neobejdou bez nutnosti měření elektrických veličin. Měření mohou být prováděna různými měřicími metodami, různými měřicími přístroji, s různou přesností apod. Jsou-li však aplikace postaveny na napěťové úrovni vyšší než tisíc voltů nebo jedná-li se o speciální aplikace, používají se speciální převodníky. Jedním z těchto převodníků je i přístrojový transformátor napětí (obecně lze říct, že se jedná o převodník U na U).

Přístrojový transformátor napětí:

Požadavky na funkci a z nich vyplývající požadavky na konstrukci.



Obr. 6.1 Náhradní schéma transformátoru (pro energetické harmonické)

Přístrojový transformátor napětí: zátěž má $R \rightarrow \infty$

Základním požadavkem je platnost vztahu:
$$\frac{U_{10}}{U_{20}} = \frac{U_{i1}}{U_{i2}} = p \quad (6.1)$$

Platnost vztahu 6.1 dosáhneme snížením úbytků napětí k nule, kdy chyba převodu i úhlová chyba budou dostatečně malé.

Snížení úbytků $\Rightarrow i\mu \rightarrow 0$, tj. $i_{10} \rightarrow 0$

\Rightarrow požadavek k dosažení:

- nízké B (velmi kvalitní mag. materiál (vysoké μ_{Fe}), magnetický obvod bez vzduchové mezery

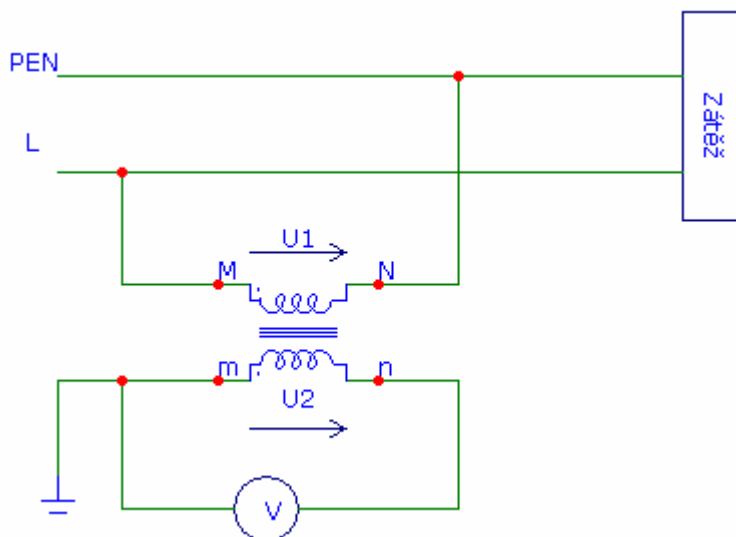
- nízké činné odpory, nízké rozptylové indukčnost
- nízké napětí nakrátko $u_{1k} = e_k$

Hlavní důležité faktory pro výběr obecného transformátoru napětí:

- Standard (IEC, IEEE nebo národní)
- Induktivní nebo kapacitní napěťové transformátory
- Úroveň izolace (provozní napětí)
- Nadmožská výška (pokud >1000 m)
- Jmenovité primární napětí
- Jmenovité sekundární napětí
- Převod
- Jmenovitý faktor napětí
- Zátěže (výstupy) a přesnost každého vinutí
- Úroveň znečištění (povrchová cesta)

6.1 Základní charakteristika přístrojového transformátoru napětí - PTN

Přístrojový transformátor napětí slouží především k měření vysokých a velmi vysokých napětí. Připojujeme jej paralelně k měřenému místu (viz. obr.6.2)



Obr. 6.2 Zapojení měřícího obvodu

PTN je transformátor konstruovaný tak, aby se jeho vlastnosti blížily transformátoru ideálnímu. Skládá se z jednoho vinutí primárního a jednoho nebo více vinutí sekundárních. Sekundární vinutí má menší počet závitů a jmenovité sekundární napětí je zpravidla 100 V nebo $\sqrt{3}$ 100 V. Přístrojový transformátor napětí je nutné jistit proti zkratu.

Obě napětí jsou dána rovnicí

$$U_1 = k_u \cdot U_2, \quad (6.2)$$

kde k_u je jmenovitý převod daný poměrem jmenovitých napětí obou stran

$$k_u = \frac{U_{1n}}{U_{2n}} \quad (6.3)$$

Primární napětí je udáváno jako napětí sdružené. Jednu ze svorek sekundárního vinutí spojujeme s ochranou soustavou. Chyba napětí měřícího transformátoru je dána vztahem

$$\varepsilon_U = \frac{U_2 \cdot k_U - U_1}{U_1} \cdot 100\% \quad (6.4)$$

Udáváme ji v procentech.

Chyba úhlu δ_u je fázový posun sekundárního svorkového napětí proti primárnímu svorkovému napětí. Je kladná, předbíhá-li sekundární napětí primární napětí. Udává se rovněž v uhlových minutách. Uplatní se vždy tam, kde údaj měřících přístrojů závisí na fázovém posunu mezi napětím a proudem sítě.

Jmenovitá zátěž P_n je štítkovou hodnotou a je zpravidla 10, 25, 50, 100, 200 a 500 VA.

Jmenovité břemeno Y_n je udáno v siemensech pro sekundární napětí 100 V.

Dovolené chyby jsou dány pro napětí v rozsahu 80% až 120 % U_n .

6.2 Měření naprázdno a nakrátko

6.2.1 Měření naprázdno

Při měření transformátoru naprázdno jsou sekundární svorky rozpojeny, takže proud $I_2 = 0$. Zjišťujeme proud naprázdno I_0 , příkon naprázdno P_0 , fázový posuv naprázdno $\cos \varphi_0$. Tyto hodnoty se zjišťují při jmenovitém napětí U_{1n} . Při měření naprázdno teče primárním vinutím proud naprázdno I_{10} , který vyvolá v primárním vinutí úbytek napětí U_{10} závislý na proudu I_0 a velikosti impedance naprázdno Z_0 . Platí, že

$$U_{10} = I_0 \cdot Z_0 \quad (6.5)$$

Napětí U_{10} vyvolá v sekundárním vinutí napětí U_{20} . Úbytky napětí jsou ale malé, protože i proud naprázdno je malý. Příkon P_0 , který transformátor odebírá ze sítě se spotřebuje na krytí ztrát ve vinutí (v mědi) ΔP_{Cu0} a ztrát v železe ΔP_{Fe0} . Protože proud naprázdno I_0 je malý, jsou ztráty v mědi ΔP_{Cu0} malé a určující jsou ztráty v železe ΔP_{Fe0} . V sekundárním vinutí jsou ztráty nulové, protože $I_2 = 0$.

6.2.2 Měření nakrátko

Při měření nakrátko zjišťujeme ztráty v transformátoru nakrátko P_k , napětí nakrátko U_k , fázový posuv nakrátko $\cos \varphi_k$. Tyto hodnoty jsou uváděny při jmenovitém proudu I_n . Transformátor můžeme napájet z libovolné strany. Nejčastěji používáme napájení ze strany vyššího napětí, protože vstupním vinutím protéká menší proud. Ze štítku zjistíme a nebo výpočtem stanovíme jmenovitý proud I_n .

$$I_n = \frac{P \cdot 10^3}{U_n} \quad (6.6)$$

když

U_n jmenovité napětí (V)

P jmenovitý příkon transformátoru (kVA)

Rozsah ampérmetru a proudový rozsah wattmetru volíme přibližně $1,2 - 1,5 I_n$.
Rozsah voltmetru volíme přibližně $0,05 - 0,1 U_n$

V napájení elektrických drah je nezbytné zjistit, jakým způsobem je hodnocena přesnost převodu měřících transformátorů napětí a jejich závislost na obsahu harmonických ve spektru měřeného napětí.

Vyvstávají tedy následující otázky:

- jaká je přesnost údajů měřících transformátorů napětí, především pro jmenovité napětí připojovacího bodu TNS 110 kV
- jaká je odolnost měřících transformátorů napětí vůči vyšším harmonickým.

Dodavatel elektrické energie sleduje napěťové harmonické s dosti „ostrými“ mezními procentními hodnotami harmonických napětí nejméně do 350 Hz. Bylo by proto vhodné vytvořit model, nebo náhradní schéma MTU 110/0,1 kV pro analýzu spektra nejméně do 350 Hz.

6.3 Metodika vyšetřování převodu přístrojových transformátorů napětí [12]

Přesnost převodu přístrojového transformátoru napětí je závislá mimo vlastní konstrukce transformátoru samého podstatně na charakteru jeho břemene. Nutno zdůraznit, že pod pojmem břemene zde bereme v úvahu i kabelové vedení spojující sekundární vinutí přístrojového transformátoru, např. s rozvaděčem velínu.

Přesnost převodu přístrojového transformátoru napětí vyjádříme koeficientem napěťového převodu k_{un} podle definice:

$$k_{un} = \frac{1}{k_u} \cdot \frac{U_{pn}}{U_{zn}} \quad (6.7)$$

kde k_u je jmenovitý převod transformátoru napětí podle ČSN 35 1360

U_{pn} je n-tá harmonická primárního napětí

U_{zn} je n-tá harmonická napětí na břemenu

Z uvedené definice vyplývá, že koeficient napěťového převodu k_{un} je kmitočtové závislý. Pro většinu aplikací postačí znát kmitočtovou závislost jako absolutní hodnoty.

Kmitočtovou závislost k_{un} můžeme získat přímým měřením, přičemž se doporučuje napájet měřený transformátor ze strany primární vhodným zdrojem napětí s proměnnou frekvencí. Hodnota použitého měřicího napětí musí zajistit, že jádro měřeného transformátoru bude syceno pokud možno v lineární části; podle údaje CIGRE má činit několik procent jmenovitého napětí primárního vinutí transformátoru.

Touto metodou však nevyřešíme, jak závisí hodnota koeficientu k_{un} na břemenu, které měřený transformátor během analýzy současně napájí. Pro tento účel se jeví výhodnější vyšetřit náhradní schéma měřeného transformátoru napětí, které dovoluje:

- početní odvození koeficientu k_{un}
- sledování změn kmitočtové závislosti k_{un} na charakteru břemene transformátoru

Návrh náhradního schématu měřeného transformátoru napětí, vhodného pro přístroje s uzemněným jádrem, je uveden na obr. 6.2. Toto náhradní schéma obsahuje 8 obvodových prvků a samostatný obvod představující břemeno. Obvodové prvky jsou soustředěny do čtyř skupin:

- primární skupina obsahuje odpor R_1 a kapacitu C_1
- vazební skupina „primár – sekundár“ obsahuje kapacitu C_3 , indukčnost L_3 a odpor R_3 a její impedanci lze označit jako Z_3
- magnetizační větev složenou z indukčnosti L_{en} a odporu R_{en} , přičemž obě tyto veličiny považujeme za kmitočtově závislé podle výrazu

$$L_{en} = L_e (50 \cdot n) K_L \quad (6.8)$$

$$R_{en} = R_e (50 \cdot n) K_R \quad (6.9)$$

kde uvedené exponenty K_L a K_R mají obecně vzato různou hodnotu a tvoří další prvky, které je nutno měřením a vyhodnocením výsledků měření stanovit,

- sekundární skupina je pro daný případ měřeného transformátoru napětí s velkým převodem tvořena pouze kapacitou C_2 ; tato skupina může současně v případě potřeby respektovat i obvod představující břemeno transformátoru; v takovém

případě kapacita C_2 bude respektovat i kapacitu přívodního kabelového vedení C_2' .

Podklady pro početní odvození číselných hodnot jednotlivých obvodových prvků lze získat některou z těchto metod:

- metoda měření absolutních hodnot vstupních impedancí naprázdno a nakrátko při napájení jak ze strany primární, tak i sekundární,
- metoda měření komplexní impedance pouze při napájení ze sekundární strany ve stavu transformátoru primárně nakrátko a naprázdno,
- metoda současného měření komplexní vstupní impedance dvojice shodných transformátorů napětí, při jejich spojení vysokonapětovými vinutími a napájení jednoho z nich ze sekundární strany při druhém transformátoru naprázdno a nakrátko.

Kmitočtová závislost komplexního koeficientu napětového převodu k_{un} se stanoví výpočtem podle výrazu

$$k_{un} = \left[1 + Z_3 \left(\frac{1}{Z_e} + Y + \frac{1}{Z_{c_2}} \right) \right] \quad (6.10)$$

kde Z_3 je impedance vazební skupiny „primár- sekundár“

Z_e je impedance magnetizační větve

Y je břemeno podle článku 6g ČSN 35 1360

Z_{c_2} je impedance sekundární skupiny

$$Z_3 = \left[j314nC_3 + (R_3 + j314nL_3)^{-1} \right]^{-1} \quad (6.11)$$

$$Z_e = R_{en} + j314nL_{en} \quad (6.12)$$

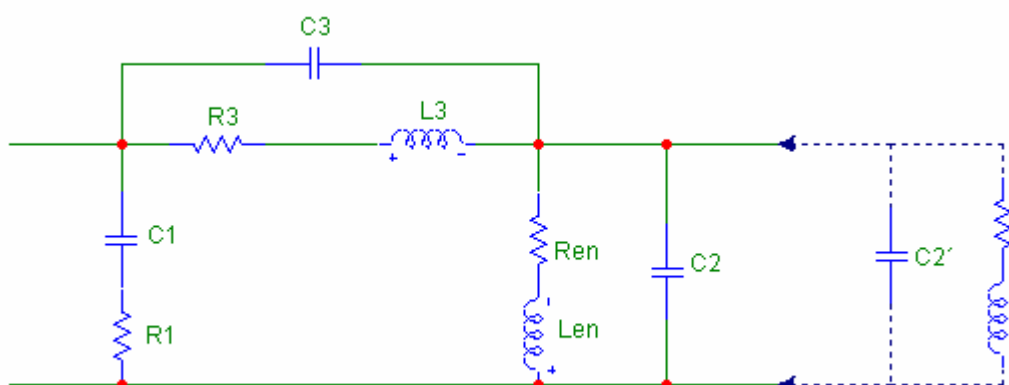
$$Z_{c_2} = (j314nC_2)^{-1} \quad (6.13)$$

Na základě tohoto postupu byly stanoveny hodnoty jednotlivých obvodových prvků pro měřicí transformátory napětí vyskytující se běžně v rozvodnách sloužících k napájení elektrických drah. Tyto hodnoty jsou uvedeny v následující tabulce

Tab. 6.1: Optimální číselné hodnoty prvků náhradního schématu přístrojového transformátoru napětí

Jmenovitý převod	6/0,1 kV	22/0,1 kV	27/0,1 kV
R_1	0	0,5 Ω	15 Ω
C_1	600 nF	8 μF	12 μF
C_2	0	0,1 μF	0
C_3	100 nF	2 μF	3 μF
L_3	0,684 mH	0,65 mH	0,8 mH
R_3	0,5 Ω	0,4 Ω	0,2 Ω
L_e	3,3 H· \sqrt{f}	1,5 H	1,1 H
K_L	-0,5	-0,5	-0,46
R_e	15 Ω · \sqrt{f}	4 Ω	1,3 Ω
K_R	0,5	0,45	0,54

Obr.6.3: Náhradní schéma přístrojového transformátoru napětí



6.4 Přístrojový transformátor napětí 110/0,1 kV

Přístrojový transformátor napětí 110/0,1 kV je jednou z nejdůležitějších součástí rozvodny 110 kV. Je to zařízení, jehož výstupy jsou používány k vyhodnocení spotřeby elektrické energie a proto musí být zkonstruován tak, aby jeho třída přesnosti odpovídala hodnotám požadovaným technickými normami nebo předepsanými dodavatelem elektrické energie (distributorem).

Pro zjištění přesnosti těchto měřících transformátorů bylo použito měřících transformátorů napětí umístěných v rozvodně 110 kV trakční napájecí stanice státních drah v Grygově. Metodika měření je popsána v kapitole 6.3. Při praktických měřeních však došlo k selhání technického vybavení a doba určená pro měření, proto nebyla využita. Další měření nebylo možno realizovat z důvodu uvedení těchto zařízení do provozu bez možných dostatečně dlouhých výluk v dohledné době. Od praktických měření bylo tedy upuštěno a jediným možným postupem je popis celé metody s doporučením, jak postupovat při vytváření matematického modelu v kapitole 6.5. Tuto problematiku budu tudíž muset přenechat k dopracování v budoucnu.

6.5 Návrh dalšího postupu

Matematický model měřícího transformátoru napětí s převodem 110/0,1 kV může být pojat dvojím způsobem. Otázkou zůstává, k čemu bude nadále využit. Současné zdroje (literatura apod.) udávají běžné náhradní schéma používané pro obecný transformátor, jehož lze však s výhodou využít i pro simulační „měření“ (náhradní schéma i hodnoty jednotlivých prvků jsou uvedeny v příloze č.1).

Dále lze vytvořit konkrétní matematický model, rovněž s využitím uvedených hodnot. Jako poslední lze použít modelu vhodného pro zjištění stability převodu měřícího transformátoru, tedy stanovení vhodných prvků náhradního schématu při zatížení různými frekvencemi měřeného napětí (viz. Obr 6.2 a tabulka 6.1).

7 Model funkce vakuového vypínače 27 kV

Dalším doposud ne plně objasněným podkladem pro diagnostiku je vytvoření modelu funkce vakuového vypínače soustavy 27 kV. Tyto vypínače jsou v TNS používány nejen pro spínání FKZ, ale i jako vypínače napáječové. Dosavadní analýzy prokazují velký vliv strmosti jimi vypínaného proudu na možnost vzniku spínacího přepětí. Podobný vliv má i údaj o největším vypínačem „trhaném“ proudu, kde jako optimální se jeví vypínání proudu v jeho přirozené nule či v jejím nejtěsnějším časovém okolí. Lze očekávat, že tyto údaje se budou lišit podle jmenovitých hodnot vakuového zhašedla i podle jeho výrobce. Protože doposud získané údaje od výrobců jsou velmi skoupé, otevírá se zde jako výhodnější cesta experimentálního ověření v TNS. Na základě příbuzných studií lze konstatovat, že tyto údaje mají klíčovou důležitost pro analýzu spínacích jevů v jednofázové napájecí soustavě z hlediska kvantifikace jejich výsledků.

7.1 Úvod do problematiky

Problematika vypínání elektrických obvodů je problematika, kterou se zabývalo mnoho známých vědeckých kapacit a prakticky neexistuje aplikace v elektrotechnice, které by se tato problematika netýkala.

Jedním z nejzávažnějších problémů, kromě spolehlivosti vlastního vypnutí je především omezení doprovodných jevů vypínáním způsobených. Hlavním takovým doprovodným jevem je přepětí, které vzniká při připnutí zatíženého obvodu, nebo odepnutí obvodu v němž jsou součástky, které v sobě kumulují energii. Velmi důležité je, jak rychle je obvod sepnut nebo odepnut, v jakém prostředí spínací/vypínací (dále jen s/v) proces probíhá a v jakém okamžiku k vypnutí dojde.

Přepětí vznikající v elektrických obvodech (sítích) mohou mít velmi negativní vliv na ostatní zařízení připojená ke stejné napájecí soustavě. Proto je nezbytné popsat a vyhodnotit možnosti vzniku těchto přepětí a zajistit taková opatření, která ochrání všechna zařízení napojená do napájecí sítě. Typickým případem komplikované sítě je napájecí soustava železnice.

7.2 Vznik spínacích přepětí

Spínací přepětí závisí především na několika základních skutečnostech.

1. Konfiguraci spínaného obvodu
2. Rychlosti (strmosti) vypnutí
3. Okamžiku vypnutí

Důležitá je také znalost charakteru zařízení nacházejících se v napájeném obvodu, případně způsob jejich ochrany proti spínacím přepětím a způsoby jakými mohou ovlivnit napájecí soustavu.

Typickým příkladem je trakční obvod. Skládá se:

- Trakčního transformátoru
- Trakčního vedení
- Filtračně kompenzačního zařízení
- Spotřebiče (elektrické hnací vozidlo – lokomotivy)

Z další analýzy vyplyne, že elektrické poměry v trakční napájecí soustavě jednofázové soustavy 25 kV, 50 Hz jako celku nutno sledovat (vzorkovat) v kmitočtové oblasti zlomků milisekund, jinak řečeno v oblasti desítek až stovek kHz.

Je tedy vhodné posoudit jednotlivé prvky trakční napájecí soustavy nikoliv jen z hlediska tak zvaných energetických harmonických (obvykle do 13. harmonické, tedy do 650 Hz), ale z hlediska jejich chování pro podstatně vyšší kmitočty.

Trakční transformátor 110/27 kV lze ve sledované kmitočtové oblasti ještě nahradit pouhou podélnou indukčností, protože vliv mezivinuťové kapacity není u tohoto prvku vůči rozptylovým reaktancím obou vinutí dominantní a případná změna napětíového (závitového) převodu v tomto případě nehraje roli. Podobný postup je využíván i pro analýzu šíření rázových vln atmosférického původu v energetických rozvodných sítích.

Dalšími prvky jsou **rezonanční LC větve FKZ**. Zde je možno stanovit náhradní reaktanci těchto větví $Z_{LC}(\mathbf{f})$ pro obecnou frekvenci \mathbf{f} pomocí výrazu

$$Z_{LC}(\mathbf{f}) = \mathbf{j} \cdot 2 \cdot \pi \cdot \mathbf{f} \cdot L_{REZ} \cdot \frac{\mathbf{f}^2 - \mathbf{f}_{REZ}^2}{\mathbf{f}^2} \quad (7.1)$$

kde je f obecná frekvence, ležící pro daný případ v oblasti desítek až stovek kHz

f_{REZ} frekvence, na kterou je daná LC větev naladěna (147 Hz, 250 Hz)

L_{REZ} indukčnost rezonanční tlumivky LC větve (L_3, L_5)

Uvedený výraz lze posoudit s použitím podmínky, že

$$f \gg f_{\text{REZ}}$$

a dostaneme tak

$$Z_{\text{LC}}(f) \cong j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_{\text{REZ}} \quad (7.2)$$

Tento výraz prokazuje, že pro sledovanou oblast desítek až stovek kHz lze spolehlivě zanedbat vliv kondenzátorových skupin obou LC větví, které se pak „tváří“ jako prosté indukčnosti doprovázené v sérii odpovídajícím činným odporem.

Také **dekompensační větev** se podobně projevuje i pro sledovanou oblast frekvencí jako indukčnost v prvním přiblížení nezávisle na momentálním nastavení regulátoru COMPAKT. Tato větev FKZ totiž vykazuje vždy téměř čistě induktivní charakter připojený paralelně k celkové indukčnosti TNS a který šíření rázové vlny neovlivní.

V dalším vždy předpokládáme **vznik zkratu na TV bez trakčního odběru**. Pokud by bylo nutno trakční odběr v okamžiku vzniku zkratu respektovat, lze použít poznatek, že hnací vozidlo jednofázové soustavy vykazuje vždy převážně indukčně-odporový charakter, což nijak neovlivní pohyb rázové vlny podél TV.

Zvláštní pozornost nutno věnovat náhradě **trakčního vedení**. Pro zmíněné energetické harmonické postačilo je nahradit kapacitou jako soustředěným prvkem, jejíž hodnota je odvozena z měrné kapacity TV a jeho rozvinuté délky. Pro provozní délky TV a očekávané kmitočty není vhodná ani náhrada dvojbranou vzhledem k frekvenčnímu omezení danému nezbytným počtem kaskádně řazených dvojbranů a délkou sledovaného TV pro dosažení požadované přesnosti náhrady.

Dnešní výpočetní technika a především simulační metody dávají přednost přechodu na homogenní ztrátové vedení dovolující snazší analýzu nejenom na obou koncích TV, ale i v libovolném mezilehlém bodě TV. Zde lze použít běžné zjednodušení zanedbáním rozvětvení TV v železničních stanicích vzhledem k tomu, že délka jejich TV je zanedbatelná ve srovnání s délkou TV širé trati. Pokud by bylo nutno rozvětvení TV v žst respektovat, projeví se tato skutečnost pouze změnou hodnoty jeho celkové vlnové impedance.

7.3 Zásady simulační analýzy poměrů při zkratu na trakčním vedení

Při analýze je nutno zásadně rozlišovat okolnosti, za kterých ke zkratu došlo. Analyzujeme odděleně dva výchozí stavy, a to:

- zkrat byl vytvořen uměle na TV v beznapětovém stavu a do takto vytvořeného obvodu bylo napaječovým vypínačem připojeno trakční napětí,
- zkrat vznikl na TV připojeném na trakční napětí, což představuje běžné provozní podmínky předcházející vzniku zkratu.

Simulační analýza si vyžádala použití zatím nejdokonalejšího a dostupného SW (SPice verze 9.1), který dovoluje simulovat ztrátové homogenní („elektricky dlouhé“) TV. Jako výchozí parametry byly použity následující měrné hodnoty:

- | | |
|---------------------|--|
| • měrná kapacita | $C_{TV} = 15 \text{ nF / km}$ |
| • měrná indukčnost | $L_{TV} = 1 \text{ mH / km}$ |
| • měrný činný odpor | $R_{TV} = 0,4 \text{ } \Omega / \text{km}$ |
| • měrný svod | $G_{TV} = 0 \text{ S / km}$ |

Pro délku TV byla zvolena fiktivní hodnota $\ell_{TV} = 38,73 \text{ km}$. Důvodem pro uvedenou volbu délky TV bylo zvýšení názornosti poloh jednotlivých napětových vln během jejich postupu podél TV. Z výše uvedených zvolených měrných parametrů TV totiž vychází doba běhu (či zpoždění) napětové vlny v celé délce TV daná výrazem

$$\mathbf{TD} = \ell_{TV} \cdot \sqrt{\mathbf{L}_{TV} \cdot \mathbf{C}_{TV}} \quad [\mathbf{s, km, H / km, F / km}] \quad (7.3)$$

odkud pro zvolené $\mathbf{TD} = 150 \text{ } \mu\text{s}$ dostaneme $\ell_{TV} = 38,73 \text{ km}$, což se jeví jako provozně realizovatelná délka TV. Metodika vyšetřování postupu rázové vlny je sestavena zcela obecně a lze ji aplikovat na libovolnou délku TV.

Parametry obou LC větví FKZ byly zvoleny pro simulaci takto:

- součtová kapacita kondenzátorové skupiny 3. h. je $\mathbf{C}_3 = 8,5 \text{ } \mu\text{F}$,
- indukčnost vzduchové rezonanční tlumivky 3. h. je $\mathbf{L}_3 = 137 \text{ mH}$,
- součtová kapacita kondenzátorové skupiny 5. h. je $\mathbf{C}_5 = 2,4 \text{ } \mu\text{F}$,
- indukčnost vzduchové rezonanční tlumivky 5. h. je $\mathbf{L}_5 = 169 \text{ mH}$.

Dekompenzační větev byla nahrazena indukčností $\mathbf{L}_{DEK} = 0,587 \text{ H}$

Náhradní indukčnost trakčního transformátoru byla zvolena s respektováním zkratového výkonu napájecí sítě

110 kV hodnotou

$$L_{TT} = 26 \text{ mH}$$

Simulace je podrobně popsána v literatuře [1].

7.4 Měření porovnání vakuových vypínačů 27 kV

V roce 2005 byla provedena série měření za účelem zjištění rozdílů v chování vakuových vypínačů běžně používaných typů na trakčních napájecích stanicích (TNS) českých drah. [19] Jednalo se konkrétně o tři různé typy vakuových vypínačů 27 kV používaných u jednofázové trakční proudové soustavy. Z důvodu ochrany výrobců zde nebudou uvedeny přesné názvy těchto vypínačů, ale jednotlivé vypínače budou označeny pouze pořadovým číslem. Porovnány byly tři vypínače č.1, č.2 (provedení – kotel), č.3 (provedení – vnitřní). Vypínače byly měřeny v TNS Doudlevec a jejich prověření proběhlo s pomocí zkratových zkoušek prováděných v železniční stanici Klatovy.

7.4.1 Použité měřicí zařízení

Pro vlastní měření byl použit síťový analyzátor BK 550 výrobce ELCOM Praha, vyrobeného pod číslem 24 130 - TÚDC.

7.4.2 Popis měření

Měřicí přístroj byl zapojen na vývody měřicích transformátorů napětí 27/0,1 kV, první vstup – na vývod voltmetru sběrný 27 kV, druhý vstup - na vývod za příslušným vypínačem (vývod na trať).

Proudové kleště, které jsou součástí měřicího přístroje, byly zapojeny do okruhu proudového měniče 600/5 A, bez jeho rozpojení, také v ovládacím panelu podle příslušného měření.

Vypínače typu č.1, č.2 a č.3 byly postupně zapojovány na trakční vedení směr Klatovy. Tím byly pro všechny vypínače vytvořeny stejné podmínky. V žst. Klatovy byl vytvářen zkrat pomocí zkratovače.

Byly měřeny dva druhy zkratů:

- Zkratování zapnutého trakčního vedení (z)
- Zapínání do zkratovaného trakčního vedení (oz)

Druhý způsob zkratu byl vytvořen automaticky takzvaným opětovným zapínáním (OZ), ke kterému dochází zpravidla cca 15 s po odepnutí prvního druhu zkratu.

Průběh zkratového děje byl zaznamenáván pomocí programu „Transient“. Spouštění bylo automatické, odvozené od velikosti proudu v trakčním vedení.

7.4.3 Výsledky měření

Naměřené průběhy jsou uvedeny v příloze č.2 – č.15. Na každém listě jsou kromě identifikačního popisu znázorněny dva grafy:

Horní graf (U Peak [kV]) udává časový průběh napětí.

Červený průběh udává napětí sběrný 27 kV v TNS. Modrý průběh udává napětí trakčního vedení, tedy za zkoušeným vypínačem. Pokud jsou hodnoty rozdílné, lze určit napětí mezi kontakty vypínače.

Dolní graf (I Peak [kV]) udává časový průběh proudu. Byl měřen pouze proud do trakčního vedení.

7.4.4 Vyhodnocení

Všechny tři typy zkoušených vakuových vypínačů vždy bezpečně vypnuly zkrat.

Vypínač č.1:

U tohoto typu vypínače byly provedeny tři zkraty. Po prvním zkratu nebyl proveden OZ.

Tabulka 7.1 Chování vypínače č.1

Typ zkratu	Vypínaný proud	Viz. příloha.č 2 .
Z	35A	2
Z	29A	4
Oz	129A	5
Z	41A	13
oz	35A	14

Při prvním zkratu došlo k anomální situaci, lze však považovat proudový peak za chybu měření.

Měřené vypínače byly v provedení se zhašecím prostředím vakuum. Po vypnutí při proudu 35A došlo následně ke vzniku proudové špičky. Hodnota proudové špičky byla 3000A. Následně vznikla na sběrně 27 kV TNS napěťová špička cca 60 kV.

Vypínač č.2 (kotel)

Byly provedeny dva zkraty – z a oz.

Tabulka 7.2 Chování vypínače č. 2

Typ zkratu	Vypínaný proud	Viz. příloha.č 2 list č.
z	38A	7
oz	9A	8

Vypínač č.3 (vnitřní)

Byly provedeny dva zkraty – z a oz.

Tabulka 7.3.Chování vypínače č.3

Typ zkratu	Vypínaný proud	Viz. příloha.č 2 list č.
z	35A	10
oz	35A	11

7.5 Teoretický rozbor vlastního vypínacího procesu uvnitř vakuového vypínače [17]

7.5.1 Definice funkce vypínače

Mezinárodní elektrotechnická komise (IEC) definuje vypínač jako *mechanické vypínací zařízení schopné zapínat, vést a vypínat proudy v běžných podmínkách vznikajících v obvodu a také zapínat, vést po definovaný čas a vypnout proudy za definovaných abnormálních podmínek, jako vznikají při zkratu.*

7.5.2 Vakuový vypínač (vakuum circuit breaker – VCB)

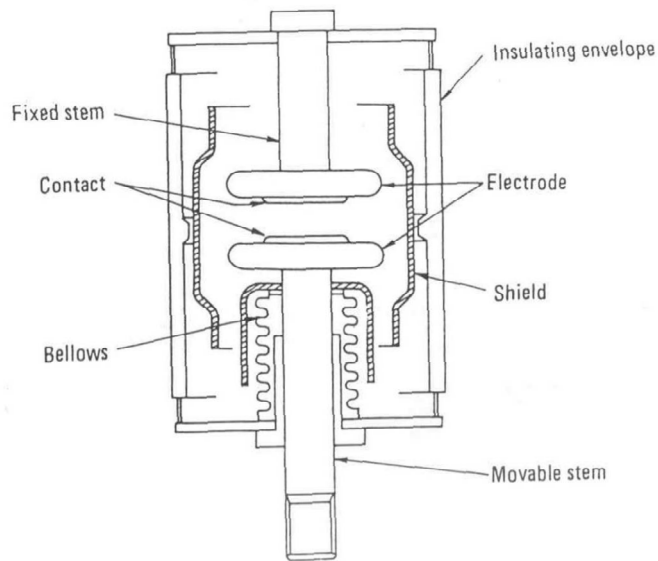
O využití vakua, které je vynikajícím izolantem se vědci pokoušeli již od konce 19. století. Tyto pokusy však dlouhou dobu narážely na konstrukční obtíže, které se podařilo úspěšně překonat až v druhé polovině 20. století. Průřez vakuovým zhášedlem je zobrazen na obr. 7.1 Jeho hlavními částmi jsou elektrody, které jsou umístěny v keramické vakuové komoře. Jedna z těchto elektrod je pohyblivá a je ovládána vypínacím mechanismem vypínače. Kolem obou elektrod je štít, který chrání vnitřní stěny komory před usazováním par kovu, který se uvolnil z elektrod v průběhu vypínání.

Ve srovnání s jiným typem vypínačů má tento vypínací princip následující výhody:

1. má výbornou vypínací schopnost, vysokou spolehlivost a bezpečnost,
2. neznečišťuje životní prostředí, je tichý a eliminuje riziko vzniku požáru na minimum,
3. je kompaktní, lehký a vyžaduje pro svoji instalaci relativně malý prostor,
4. klade minimální požadavky na údržbu.

Jakmile technologie výroby umožnila využití těchto výhod, došlo k rychlému rozšíření tohoto typu vypínačů. Ideálními se vypínače zdají být pro napětí v rozsahu 3,6 – 35 kV a vypínací proud 8 A-6,3 kA.

Fixed stem – pevný kontakt, Movable stem – pohyblivý kontakt, Electrode – elektrody, Contact – kontakty, Bellows – vlnovec, Insulating envelope – izolovaný obal.



Obr. 7.1 Průřez typickým vakuovým zhášedlem, kde Fixed stem – pevný kontakt, Movable stem – pohyblivý kontakt, Electrode – elektrody, Contact – kontakty, Bellows – vlnovec, Insulating envelope – izolovaný obal.

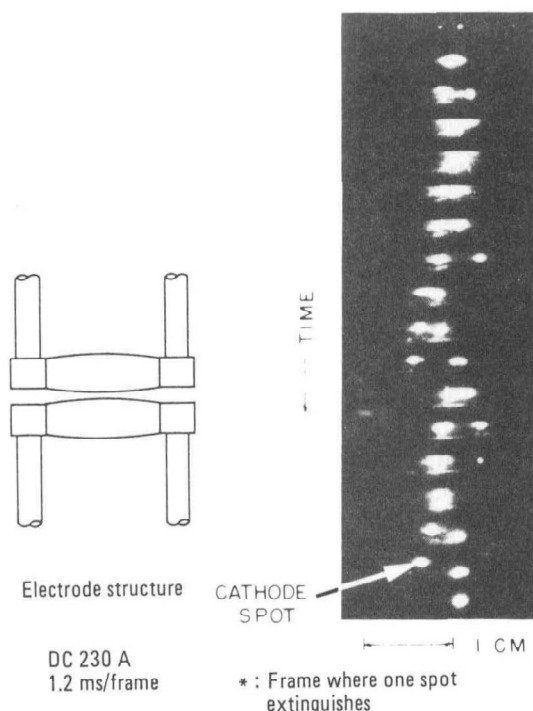
7.5.3 Vlastní vypnutí

Vakuový vypínač pracuje na principu oddálení pohyblivého kontaktu od kontaktu pevného ve vakuové komoře. Oblouk ve vakuu je udržován plazmatem, které vzniká uvolněním kovů z katodové skvrny elektrody. Při průchodu proudu nulou se plazma rozptýlí a zmizí. Tato schopnost rychlého obnovení vysoké hodnoty odporu mezi elektrodami je hlavní předností výborných vypínacích vlastností těchto vypínačů.

Na fotografiích z rychloběžné kamery na obr. 7.2 je možno vidět, že oblouk ve vakuu se obecně skládá z dílčích oblouků. V případě měděných elektrod je proud katodové skvrny asi 100 A.

Z fotografie je možno zjistit, že každá oblouková dráha má kuželovitý tvar s vrcholovým úhlem 60° od anody ke katodě. Při vypínacích proudech v řádu do 10^3 A vzniká na povrchu katody několik katodových skvrn, na kterých se vytváří rovnoběžné obloukové

sloupce, které jsou v difusním stavu. Za tohoto stavu je napětí na oblouku malé, v případě měděných kontaktů přibližně 20 V, bez ohledu na vzdálenost elektrod.



Obr. 7.2 Vysokorychlostní fotografie oblouku ve vakuu. (Sugawara a Tkasuna 1972, ©IEEE.) [17]

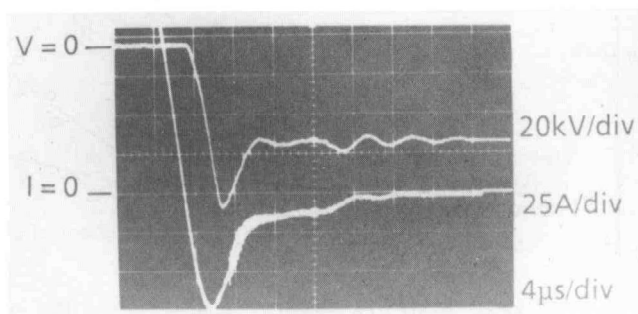
Při vzrůstajícím proudu se jednotlivé oblouky spojují dohromady a napětí na oblouku dosahuje hodnoty vyšší než 200 V. Za této situace se na anodě vytvářejí rozžhavené body a dochází zde k tavení materiálu elektrody. Při soustředění oblouku do jediného místa na anodě, se uvolňují páry kovů jejichž účinek je větší než při difusním stavu, a vytvářejí tak oblouk, který se chová jako při atmosférickém tlaku.

Pokud nastane tato situace, dochází k redukci zotavení dielektrické schopnosti prostředí mezi elektrodami a tím i k možnosti opětovného průrazu mezi oddalujícími se elektrodami při poobloukovém proudu a vzrůstajícím zotaveným napětím.

Jedna z dobře známých metod, jak natažení anody zabránit, je přinutit vnějším působením anodovou skvrnu k pohybu po ploše anody, což účinně brání dosažení teploty tavení anody. Pozitivní výsledek je možno dosáhnout působením příčného nebo axiálního magnetického pole. V případě příčného magnetického pole se anodová skvrna pohybuje po povrchu kontaktu, zatímco v případě axiálního magnetického pole se oblouk rozloží do velkého

počtu paralelních oblouků, které jsou rozmístěny po celé ploše kontaktů s příznivým napětím oblouku a malým proudem, který teče elektrodou a stínícím krytem.

Tento princip se používá u vakuových vypínačů největších vypínacích výkonů.

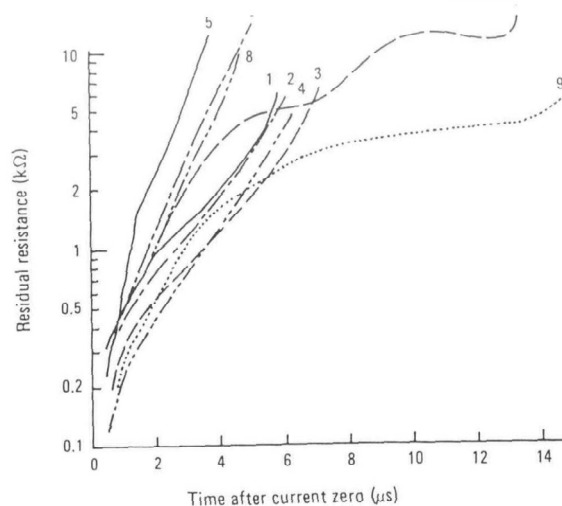


Obr. 7.3 Průběh proudu po přerušení oblouku (Hakamata et.al.1988. ©IEEE) [17]

Měření v oblasti průchodu oblouku nulou proudu (řádově μs) potvrdilo, že k useknutí vypínaného proudu může dojít i před průchodem proudu nulou. Tento jev se vysvětluje nestabilitou oblouku při malých proudech. Vzhledem k tomu, že prostředí mezi kontakty obsahuje nabitě částice, vzniká po vypnutí tak zvaný poobloukový proud (obr.7.3), který trvá na základě měření několik μs . Hlavní nebezpečí spočívá v tom, že při useknutí proudu může nakumulovaná magnetická energie zátěže vytvářet přepětí. Z tohoto důvodu je nutné tomuto jevu věnovat pozornost a snahou výrobců je redukovat tento jev. U vypínaného proudu nastává tento jev u všech druhů vypínačů, ale u vypínačů vakuových je výraznější a je zvyšován i obvodovými kapacitami zapojenými paralelně k vypínači.

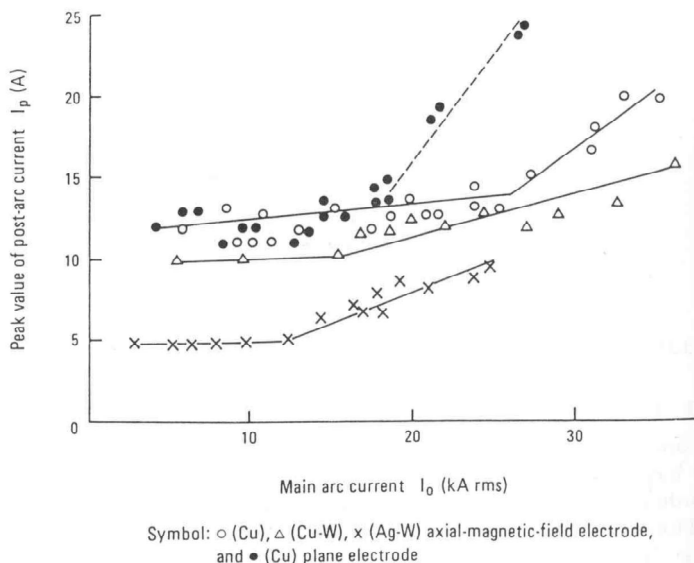
Při speciálních měřeních bylo zjištěno, že k průtoku poobloukového proudu dochází i po průchodu proudu přirozenou nulou. Tento jev se vysvětluje přítomností nabitých částic v prostoru mezi kontakty a setrvačností jejich pohybu v krátké době po zániku katodové skvrny.

S plynovými vypínači (GCB) je proud po oblouku úzce spojen s dokončením přerušení (obnovení izolační schopnosti uvnitř zhášedla). S vakuovými vypínači je obecně poobloukový proud větší než u plynového vypínače, ale nejsou zde znaky takzvaného teplotního selhání přerušení jako důsledek přehřátého plazmatu vzniklého plovoucím poobloukovým proudem. Velké množství metalických par emitovaných tavící se anodou, způsobí, že tlak ve vakuu narůstá až do nejnižšího bodu Pashenovy křivky. Zdánlivé změny impedance dostáváme rozdělením napětí mezi elektrody tím, že proud po oblouku narůstá téměř lineárně na semilogaritmickém grafu ukázaném na obrázku 7.4.



Obr. 7.4 Změna impedance (Hakamata et.al., 1988. © IEEE.) [17]

Jak je ukázáno na Obr. 7.5, poobloukový proud nejprve narůstá pomalu s proudem oblouku, ale v jednom bodě začne prudce stoupat vzhůru. Zdá se, že tento bod inflexe, který je závislý na materiálu elektrody, úzce souvisí s počátkem anodového rozzáření.



Obr. 7.5 Poobloukový proud po přerušení velkého proudu ve vakuu (Yanabu et al., 1985. © IEEE) [17]

7.5.4 Reálné vakuové vypínače a konfigurace elektrod

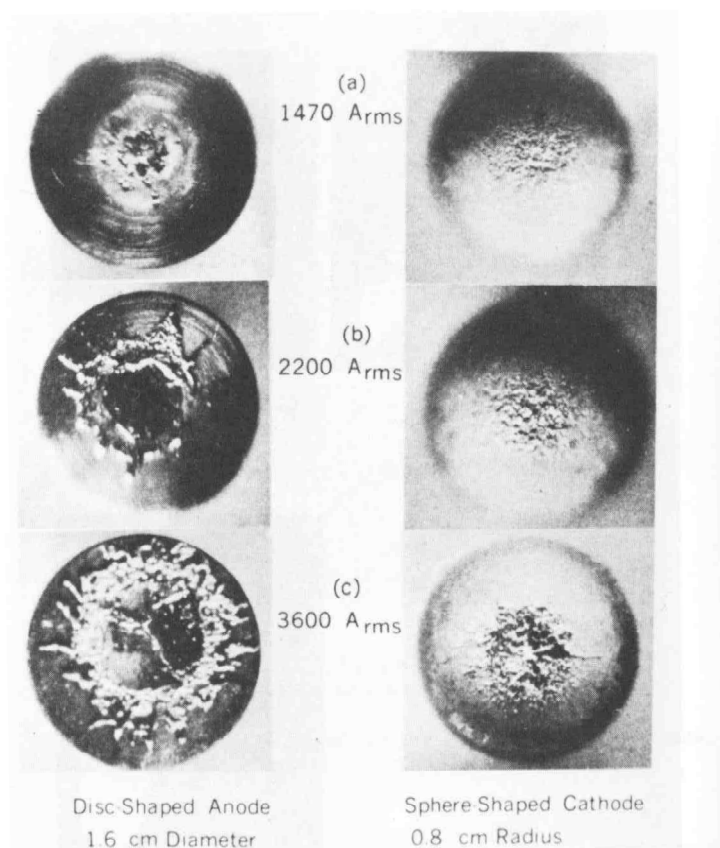
Běžná konstrukce vypínacího mechanismu VCB se v dílčích částech liší podle požadavků, které jsou na vypínač kladeny. Kontakty vypínače mohou být uspořádány jako:

- a) prosté kontakty
- b) kontakty s řízeným magnetickým polem
- c) kontakty s magnetickým axiálním polem

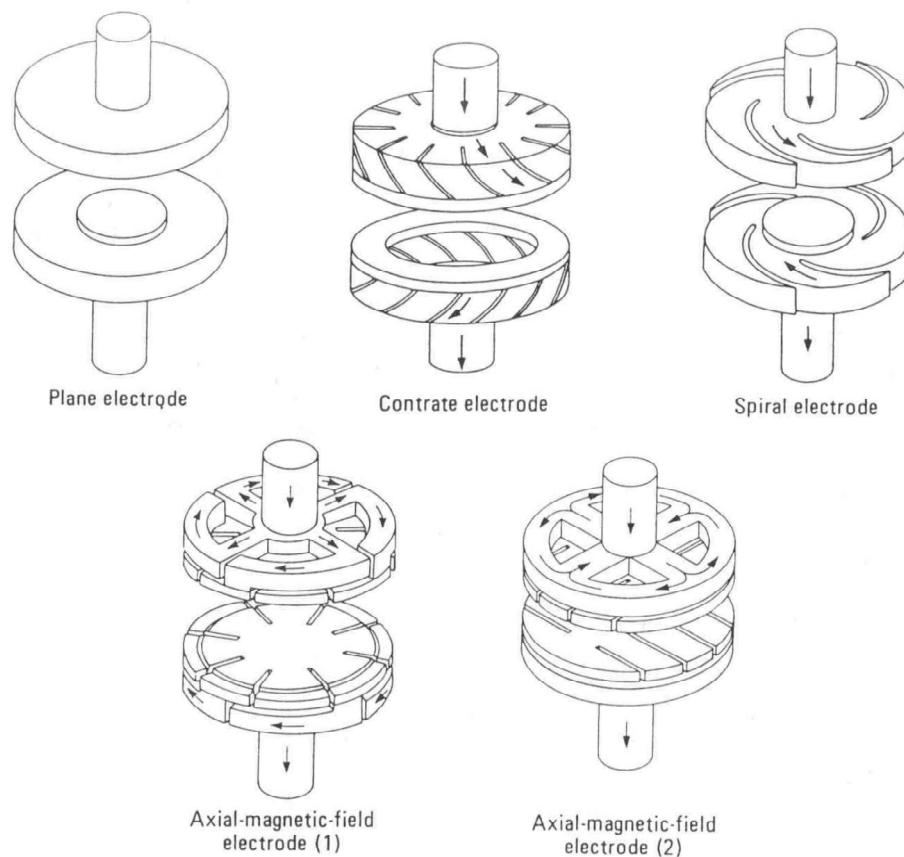
Na obr. 7.6 jsou ukázány kontakty bez úprav, které byly vystaveny působení elektrického oblouku. Obr. 7.7 zobrazuje konstrukční provedení kontaktů těchto tří základních typů. Nejjednodušší jsou prosté kontakty, které jsou zabudovány do evakuovaného prostoru komory. Kontakty jsou tím větší, čím větší proud má vypínač vypínat. S tímto druhem kontaktů je obtížné vypínat proudy, které jsou větší než 10 kA, protože při těchto prouděch již dochází k natavení kontaktů. Z tohoto důvodu se kontakty tohoto typu používají pro vypínání proudů menších než 8000 A.

Kontakty s rotující katodovou skvrnou zabraňují lokálnímu natavení kontaktů vlivem statické polohy oblouku. Působením příčného magnetického pole vzniká síla, která způsobuje, že se oblouk rychle pohybuje po povrchu kontaktů a nezpůsobí tak lokální natavení materiálu. Spirálovitá konstrukce kontaktů význačně zvyšuje vypínací schopnost a tak je možné s takto uspořádanými kontakty vypínat proudy až do 40 kA.

Ještě účinnější je uspořádání s osovým magnetickým polem. Pokusně bylo dosaženo již v 80. letech minulého století vypnutí proudu 200 kA.



Obr. 7.6 Natavení elektrod po přerušení oblouku (Sugawara a Takasuna, 1972, © IEEE.) [17]

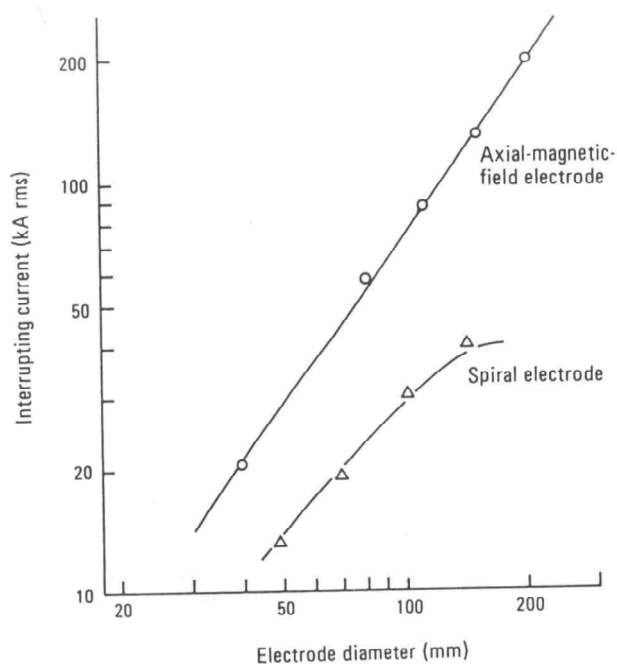


Obr. 7.7 Konfigurace elektrod

Obr. 7.8 vyjadřuje vztah mezi průměrem kontaktů a vypínacím proudem pro komory s příčným magnetickým polem.

Kontakty VCB musí být schopny vést proud a musí mít napěťovou pevnost, které odolá přepětí vznikající přerušením proudu. Každé konstrukční uspořádání kontaktů má své přednosti i nedostatky a jeho volba závisí na budoucím použití, přičemž svou roli hraje i cena.

V současné době se stále hledají vhodné materiály pro kontakty, studuje se izolace ve vakuu. Technologie pro výrobu těchto materiálů se neustále zdokonaluje. To má za následek, že vakuové vypínače je možno vyrábět pro stále vyšší hodnoty provozního napětí.



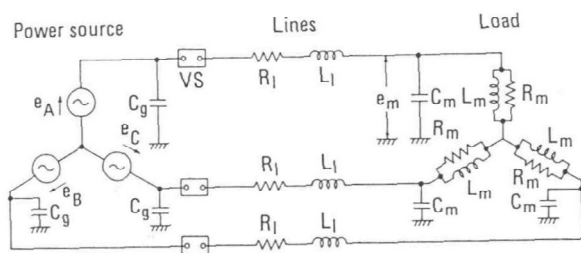
Obr. 7.8 Vztah mezi průměrem elektrody a přerušovacím proudem pro elektrody s magnetickým vychýlením a axiálním magnetickým polem (Yanabu et al.(1981). © IEEE.) [17]

7.5.5 Dopady vypnutí – spínací přepětí

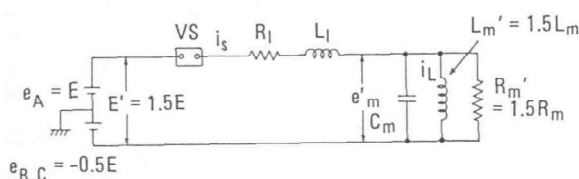
Na začátku vývoje se vakuové vypínače vyznačovaly razantním vypnutím, které bylo dáno jejich vysokou vypínací schopností. Tato vlastnost však měla nežádoucí důsledky ve vzniku přepětí, které při tomto způsobu vypínání vznikaly. Tento nedostatek se však již podařilo odstranit díky vývoji materiálu kontaktů, který zlepšuje průběh vypnutí.

Následné průrazy mezi oddalujícími se kontakty vznikají i když k vypnutí proudu dochází v době, kdy se jeho hodnota blíží nule. Stává se to v tom případě, kdy zotavené napětí mezi kontakty překročí izolační pevnost. Za této situace mohou nastat dva stavy – vysokofrekvenční proud je vypnut při následujícím průchodu nulou nebo může být přerušen okamžitě, pokud je jeho velikost a fáze na takových hodnotách, které to umožní.

Jestliže vypínací ústrojí není schopno zvládnout tento přechodový jev, tak se zotavené napětí objevuje opakovaně s opakujícími se průrazy mezi kontakty. Takto vzniká opakovaný průraz, který představuje pro vypínač vážné nebezpečí, protože amplituda tohoto napětí se stále zvyšuje a může představovat nebezpečí pro další prvky obvodu, jak je uvedeno na následujícím obr. 7.9.



(a) Concentrated constants model for actual circuit



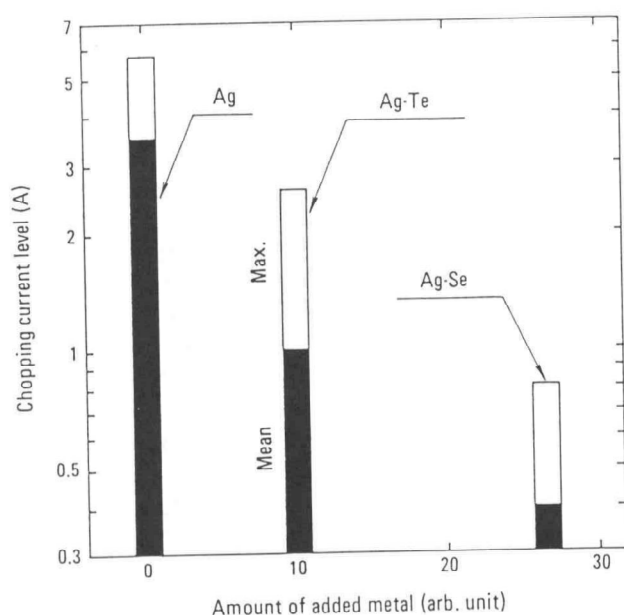
(b) Equivalent circuit

Obr. 7.9 Opětovné zápaly

Jestliže dochází k opakovaným průrazům nastává vzrůst indukčního proudu obvodu s důsledkem vzrůstu amplitudy napětí, jehož frekvence je dána parametry obvodu zátěže. Toto zvyšování amplitudy a ukončení jevu nastane tehdy, až izolační pevnost mezi kontakty je větší než rázové napětí mezi nimi a celý proces opakovaných průrazů se tak zastaví.

K tomu, aby se eliminovaly nebezpečné důsledky tohoto jevu, byly vyvinuty různé technologie spočívající ve zlepšení kvality materiálu kontaktů a ochran obvodu. Zvláště materiál kontaktů má velký význam a vývojem v této oblasti se podařilo dostat vedlejší jevy vypínacího procesu na bezpečnou úroveň.

Jakmile vypínačem přerušovaný proud dosáhne určitou hodnotu je počet částic emitovaných katodovou skvrnou menší než počet difundovaných do vakua. Oblouk se tak stává nestabilní, protože nemá dostatek nabitých částic a přerušuje se. Z tohoto důvodu zvýšení počtu neutrálních atomů emitovaných katodou může účinně omezit přerušovaný proud. Obr. 7.10 ukazuje vztah mezi množstvím předaného materiálu a úrovně přerušovaného proudu.



Obr.7.10 Vztah mezi množstvím předaného materiálu a úrovně přerušovaného proudu (Kurosawa et al. (1985).© IEEE.)

Je vidět, že vhodná aditiva v materiálu kontaktů mohou výrazně snížit hodnotu přerušovaného proudu. Takto vhodně navržené kontakty byly poprvé použity u vypínačů s malými vypínacími proudy a jejich vývoj postupně přecházel na vakuové vypínače s vyššími hodnotami vypínacích proudů.

7.5.6 Závěr kapitoly 7 a doporučení

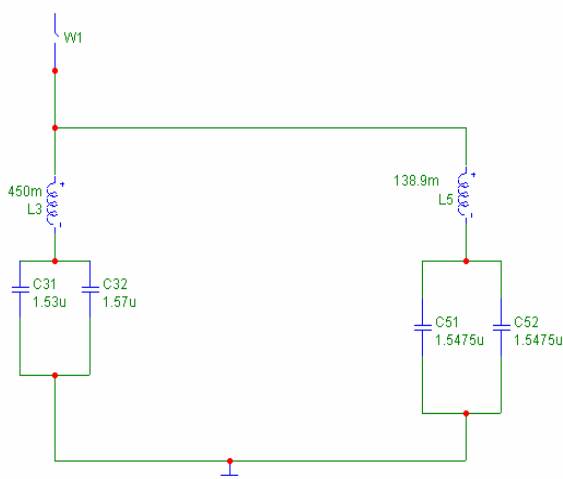
Pro ochranu napájených zařízení před rázovým napětím popsáním v předchozí kapitole bylo vyvinuto několik různých metod, včetně vylepšení materiálu elektrod. Například vylepšení materiálu elektrod znamenající snížení spínacího proudu téměř eliminuje problém spínacích rázů.

8 Diagnostická metoda pro ověření správné funkce laděných větví LC FKZ

Filtračně kompenzační zařízení (FKZ) je konstruováno, jak již bylo uvedeno v předchozím textu tak, aby filtrovalo vybrané harmonické frekvence, které se mohou objevit ve spektru odebíraného proudu vlivem nedokonalosti odběrných parametrů elektrických hnacích vozidel (EHV).

Naladění jednotlivých větví FKZ do blízkosti 150 Hz (3. harmonická) a 250 Hz (5. harmonická) je provedeno na základě výpočtu a realizováno vlastní konstrukcí jednotlivých prvků. Na základě faktu, že mezi dvěma sériovými rezonancemi se vždy nachází jedna paralelní rezonanční frekvence, která je vlastní rezonanční frekvencí obvodu složeného ze dvou sériových rezonančních obvodů, je možné zajistit i další důležitou vlastnost tohoto zapojení – neovlivňování signálu hromadného dálkového ovládání – HDO.

Na obr.8.1 je zobrazena filtrační část FKZ složeného z větve pro třetí (150 Hz) a pátou (250 Hz) harmonickou základní frekvence sítě (50 Hz). Výpočty rezonančních frekvencí jednotlivých větví jsou uvedeny na konkrétním příkladu z TT Vranov.



Obr.8.1 Filtrační část FKZ

Při těchto konkrétních hodnotách prvků FKZ lze vypočítat hodnoty rezonančních frekvencí jednotlivých větví s použitím Thomsonova vzorce:

$$f_r = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{LC}}$$

Pro větev 3. harmonické tedy dostaneme:

$$f_{3r} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{(450e-3) \cdot (3,10e-6)}} = 149,33 \text{ Hz}$$

Tlumivka ve schématu označená jako L_3 však má několik odboček. S pomocí těchto odboček a skupinou kondenzátorů lze naladit vlastní rezonanční frekvenci tohoto obvodu v rozsahu, kterými je možno doladit rezonanční frekvenci na potřebnou hodnotu. V případě této větve lze ladit frekvenci skokově v rozsahu od 134,81 Hz do 149,33 Hz.

Pro větev 5. harmonické dostaneme s využitím stejného výpočtového mechanismu:

$$f_{5r} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{(138,9e-3) \cdot (3,096e-6)}} = 242,74 \text{ Hz}$$

S pomocí odboček na tlumivce a skupinou kondenzátorů lze naladit vlastní rezonanční frekvenci na potřebnou hodnotu. V případě této větve lze ladit frekvenci skokově v rozsahu od 191,6 Hz do 334,3 Hz.

Značně komplikovanějším problémem je nastavení paralelní rezonance tak, aby celé zařízení FKZ neovlivňovalo negativním způsobem signál hromadného dálkového ovládání (HDO). Je tedy nezbytné, aby se vlastní rezonanční frekvence obvodu FKZ nacházela na kmitočtu natolik blízkém kmitočtu signálu HDO, že impedance FKZ bude v mezích stanovených příslušnými normami. FKZ tedy nebude „odsávat“ vlastní signál HDO.

Vzmemme-li schéma na obr. 8.1 jako paralelní rezonanční obvod a spočítáme-li jeho vlastní (rezonanční) frekvenci opět s využitím Thomsonova vztahu dostaneme:

$$f_{rFKZ} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{(106,1e-3) \cdot (6,193e-6)}} = 196,31 \text{ Hz}$$

budeme-li ovšem stanovovat tuto frekvenci s respektováním strany 110 kV, musíme vzít v úvahu ještě indukčnost trakčního transformátoru, kapacitu trakčního vedení a parametry hnacího vozidla.

Otázkou zůstává, jak efektivní kompenzace je a na jaký výkon musí být dimenzována dekompenzační větev. Jakékoliv odchylky v parametrech namontovaného a naladěného filtračně kompenzačního zařízení s sebou nesou ekonomická a provozní rizika.

Při výchozím ladění L-C větve se nedoporučuje volit odbočku rezonanční tlumivky podle jmenovité kapacity jednotlivých kondenzátorů či podle celkové jmenovité kapacity kondenzátorové skupiny, ale respektovat skutečné hodnoty těchto individuálních kapacit v souladu s protokoly o kusové zkoušce kondenzátorů u výrobce včetně skutečného sériového i paralelního seřazení jednotlivých kondenzátorů do skupiny.

Z dosud uvedeného vyplývá, že je vhodné najít jednoduchou metodu, která by umožnila periodickou kontrolu stability prvků FKZ.

8.1 Metoda měření stability prvků FKZ [20]

8.1.1 Metodika měření

Metodika měření byla vyvinuta v rámci úkolu technického rozvoje č.Z 1372 – 026/01 „Dodržování podmínek odběru a dodávky trakční a netrakční elektrické energie“, a jako taková byla použita pro praktická měření stability parametrů laděných větví FKZ v letech 2001 – 2002.

Změnami elektrických parametrů obou výkonových prvků L-C větví FKZ dochází současně ke změně kmitočtu její sériové rezonance. Tato změna může mít následující důsledky:

- Omezení filtrační účinnosti FKZ jako celku
- Přetěžování filtračních kondenzátorů
- Dopad na vstupní impedanci TNS ve vztahu k frekvenci hromadného

dálkového ovládání

- Má-li FKZ dvě paralelně řazené L-C větve, změní se i jejich společná frekvence paralelní rezonance i vstupní impedance pro signál HDO – celý obvod se rozladí

Vzhledem k rozdílným podmínkám při měření stability prvků jednotlivých větví FKZ v zimě a v létě, kdy jsou parametry prvků ovlivněny atmosférickými změnami, byl původně plánovaný cyklus měření v období zima-léto prodloužen na léto - zima – léto. Tím dojde jak k prokázání vlastní stability parametrů prvků - kapacit kondenzátorů (např. změnou vlastností dielektrika) a indukčností rezonančních tlumivek (např. změnou jejich rozměrů), tak i k zjištění vlivu proměnných teplot.

8.1.2 Technický popis měření

Měření byla provedena na FKZ těchto trakčních napájecích stanic: Blansko, Horní Cerekev, Jindřichov, Modřice, Nedakonice, Nezamyslice, Nezvěstice, Mýto, Planá u Mariánských Lázní, Svitavy, Velešín, Veselí nad Lužnicí, Vranov u Stříbra.

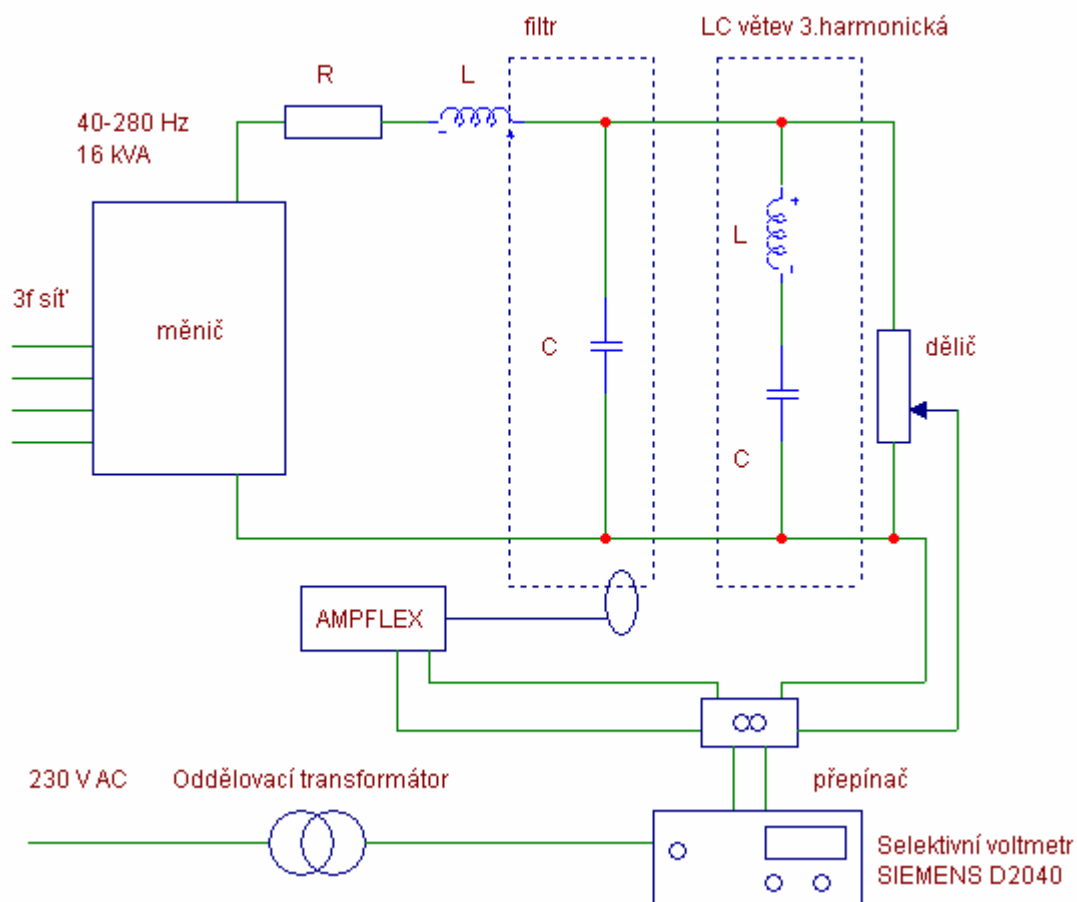
Pro měření byl stanoven postup měření, navrženo několik konkrétních měřicích přípravků a doplňkových prvků:

- úprava statického měniče a zjednodušení jeho ovládání,
- návrh a realizace omezovacího odporu R,
- vývoj a výroba filtru výstupního napětí (L-C filtr s chlazením),
- výroba skupiny zatěžovacích odporů včetně nuceného chlazení,
- výroba univerzálního přepínače s děličem (pro proud a napětí).

Postup měření – viz. obr. 8.2:

- obvod byl napájen pomocí frekvenčního měniče (Ostroj Opava) s proměnnou frekvencí v okolí předpokládané rezonanční frekvence,
- proud snímán proudovým převodníkem AMPFLEX 100 nebo bočníkem,
- napětí bylo přivedeno na dělič,
- výstupy z děliče napětí a převodníku AMPFLEX 100 byly přivedeny na univerzální přepínač,

➤ výstup univerzálního přepínače byl vyveden na selektivní voltmetr SIEMENS D2040 – kde byla hodnota napětí odečtena.



Obr. 8.2 Zapojení měřících přístrojů

8.1.3 Postup měření

Měření bylo provedeno podle zapojení na obrázku 8.2 (kresleno pro 3. harmonickou). Pro ověření rezonanční frekvence byl použit rozsah měřených frekvencí (napájení frekvenčním měničem) od 140 Hz až 160 Hz pro větev 3.harmonické, 240 Hz až 260 Hz pro větev 5.harmonické.

Dále bylo provedeno měření paralelní rezonance v rozsahu frekvencí 140 Hz až 260 Hz vedoucí k určení impedance FKZ jako celku na frekvenci HDO 216,7 Hz.

Napájecí frekvence byla měněna v těchto rozsazích s krokem 1 Hz a pro každou frekvenci byla odečtena hodnota proudu a napětí. Tyto naměřené hodnoty byly zaznamenány a vyhodnoceny.

8.2 Naměřené hodnoty

Měření bylo provedeno v cyklu léto-zima-léto pro výše vyjmenované TNS. Při vyhodnocení bylo provedeno:

8.2.1 Ověření hodnot sériových rezonancí

Výsledné hodnoty změřených frekvencí sériové rezonance obou L-C větví zjištěné jako minimální hodnoty impedance jsou uvedeny v tabulce 8.1 ve sloupcích „Měření“.

Tabulka 8.1 - Sériová rezonance

	3. harmonická (150 Hz)				5. harmonická (250 Hz)			
	Měření f_{rez} [Hz]			v_c	Měření f_{rez} [Hz]			v_c
	léto 2001	zima 2002	léto 2002		léto 2001	zima 2002	léto 2002	
Blansko 1	146,4	146,1	146,3	146,9	255,0	254,8	255,7	255,9
Blansko 2	146,4	146,1	146,0	146,9	254,6	255,0	255,0	256,0
H.Cerekev	144,2	143,9	143,8	143,2	251,4	251,1	251,0	250,0
Jindřichovi	146,0	145,9	146,0	147,0	254,4	254,8	253,6	251,2
Jindřichov 2	146,0	146,0	145,7	145,1	252,6	253,0	252,8	250,2
Modřice 1	148,9	147,9	148,0	149,0	248,5	248,2	248,9	249,5
Modřice 2	147,7	147,4	147,6	148,9	249,0	249,1	248,4	249,2
Mýto	146,0	146,0	146,0	145,1	248,0	247,9	248,0	248,9
Nedakonice	142,2	142,0	142,4	142,3	242,4	242,0	242,6	245,0
Nezamyslice	142,2	141,7	142,8	142,2	-	-	-	-
Nezvěstice	145,0	145,8	145,7	145,1	252,0	252,0	252,0	251,0
Planá	147,9	147,7	147,7	147,7	250,1	250,9	251,0	250,7
Svitavy	143,4	145,0	145,1	145,4	246,0	246,0	246,2	247,7
Velešín 1	146,0	145,9	146,0	146,6	245,4	245,0	245,2	245,1
Velešín 2	146,1	146,0	146,2	146,6	245,0	244,8	245,2	245,1
Veselí 1	147,4	147,2	147,2	147,0	252,0	251,7	251,8	250,9
Veselí 2	147,3	147,1	147,0	146,9	252,0	251,8	251,0	250,5

Naměřené hodnoty frekvencí sériové rezonance byly pro kontrolu ověřeny též výpočtem s použitím:

- hodnot indukčností tlumivek uvedených pro použitou odbočku na jejich štítcích,

- skutečných hodnot kapacit jednotlivých kondenzátorových jednotek s respektováním jejich skutečného zapojení.

8.2.2 Ověření impedancí na frekvenci HDO

Absolutní hodnoty změřených impedancí uvedené v tabulce 8.2 ve sloupci „strana 27 kV“ vznikly použitím Ohmová zákona z naměřených hodnot napětí a proudu.

Přepočet impedancí na stranu 110 kV si vyžádal:

- přepočet impedancí ze sloupce „strana 27 kV“ čtvercem závitového převodu trakčního transformátoru na jeho primární stranu,
- protože impedance FKZ má pro frekvenci HDO ve všech TNS charakter indukční, lze vliv náhradní reaktance trakčního transformátoru respektovat aritmetickým připočtením.

Hodnoty jsou uvedené ve sloupcích „strana 110 kV“. Podobně byly vytvořeny sloupce „Výpočet“.

Tabulka 8.2 - Impedance na frekvenci HDO

	Impedance na frekvenci HDO (216,6 Hz)			
	Měření [Q]		Výpočet [Q]	
	strana 27 kV	strana 110 kV	strana 27 kV	strana 110 kV
Blansko 1	58	427,2	64	523,2
Blansko 2	63	507,2	64	523,2
H.Cerekev	50	299,2	50	299,2
Jindřichov 1	68	587,2	79	763,2
Jindřichov 2	71	635,2	72	651,2
Modřice 1	255	3579,2	320	4619,2
Modřice 2	300	4299,2	310	4459,2
Mýto	68	587,2	71	635,2
Nedakonice	61	475,2	79	763,2
Nezamyslice	-	-	-	-
Nezvěstice	78	747,2	78	747,2
Planá	110	1259,2	101	1115,2
Svitavy	110	1259,2	88	907,2
Velečín 1	80	779,2	93	987,2
Velečín 2	47	251,2	92	971,2
Veseli 1	78	747,2	80	779,2
Veselí2	68	587,2	78	747,2
Vranov	60	459,2	68	587,2

8.2.3 Ověření frekvencí paralelní rezonance

Toto měření má charakter kontrolní pro ověření správnosti hodnot naměřených a vypočtených. Naměřené a vypočtené hodnoty jsou uvedeny v tabulce 8.3.

Tabulka 8.3 - Paralelní rezonance

	Paralelní rezonance	
	Měření [f_{pr}]	Výpočet [f_{pr}]
Blansko 1	186,8	187,0
Blansko2	186,5	187,0
H.Cerekev	176,6	176,0
Jindřichovi	178,0	179,3
Jindřichov2	178,0	177,8
Modřice 1	209,2	211,0
Modřice2	210,2	210,8
Mýto	178,9	177,2
Nedakonice	188,9	190,0
Nezamyslice	-	-
Nezvěstice	180,0	178,8
Planá	196,9	196,2
Svitavy	200,5	193,9
Velešín1	198,7	198,9
Velešín2	195,9	198,9
Veselil	179,0	179,2
Veselí2	179,0	179,0
Vranov	187,0	187,0

8.3 Vyhodnocení naměřených hodnot

Z provedených měření a výpočtů vyplývají následující závěry:

- tabulka 8.1 ukazuje ve sloupci 3. harmonické, že rezonanční frekvence této L-C větve odpovídá vypočteným hodnotám a není významně ovlivněna klimatickými vlivy danými cyklem měření léto-zima-léto,
- z téže tabulky vyplývá, že nastavené odbočky tlumivek zajišťují ve všech případech rezonanční frekvenci vyhovující požadavkům provozovatele,

- tabulka 8.1 ukazuje ve sloupci 5. harmonické opět vyhovující souhlas mezi naměřenými a vypočtenými hodnotami rezonanční frekvence a není významně ovlivněna klimatickými vlivy danými cyklem měření léto-zima-léto.

Je možno konstatovat, že touto měřicí metodou se prokázala stabilita jak charakteristických vlastností jednotlivých prvků použitých v zapojení FKZ, tak i vlastní správnost nastavení tohoto zapojení. Vzhledem k prudkému nástupu nových technologií, zůstává několik závažných otázek k řešení. Za všechny bych uvedl alespoň následující. Je možné použít pro dosažení cílového stavu – požadované „čistoty“ odebíraného proudu jinak konstruované zařízení, případně jak by měly vypadat úpravy zařízení stávajícího? Je v současné době možné řešit tento problém přímo na hnacích vozidlech? A jakým způsobem bude využito stávající zařízení v případě obměny vozového parku lokomotivami moderního typu (se čtyřkvadrantovým měničem)?

Odpověď na tyto otázky, by nám mohla dát některá z dalších výzkumných prací obdobného typu.

9 Diagnostika snižovacího transformátoru dekompenzační větve

Neméně důležitou otázkou je diagnostika snižovacího transformátoru dekompenzační větve FKZ, který pracuje se značně deformovaným časovým průběhem jak přivedeného napětí přípojnice 27 kV, tak i s časovým průběhem sekundárního i primárního proudu deformovaným funkcí fázového regulátoru COMPAKT. Podrobnou analýzu si zaslouhuje problém oteplení jeho vinutí i železného jádra. Tento problém zatím popisuje v ČSN EN pouze jistý výraz pro „derating factor“, o jehož odvození však nejsou žádné podrobnosti.

Hlavním cílem této kapitoly je stanovit vliv nesymetrického chodu regulátoru COMPAKT na obsah harmonických v proudu tekoucím dekompenzační větví a jejich vliv na zvýšení ztrát transformátoru v dekompenzační větvi.

Nesinusový proud je vytvářen nelineární zátěží zvláště je-li napájena sinusovým napětím z rozsáhlé sítě, pak se zvětšováním zátěže rapidně roste. Tento proud je definován obsahem základní frekvence (základní složky) a harmonických složek vyššího řádu.

V silových transformátorech dochází vlivem harmonických proudů k deformaci rozptylového pole a tím ke zvýšení ztrát. Vyšší ztráty ve vinutí mají pak za následek větší množství tepla generovaného v transformátoru. Tím dochází k nárůstu provozní teploty což vede ke zhoršení izolace a k potenciálnímu zkrácení životnosti.

Je tedy nezbytné omezit maximální energetické zatížení transformátoru. Prakticky lze buď využít postup známý jako odlehčení (de-rating), nebo věnovat speciální pozornost konstrukci transformátoru vedoucí ke snížení jeho ztrát.

Pro odhad vedoucí k odlehčení transformátoru můžeme využít tzv. K -factor. Tento koeficient je vypočítán podle harmonického spektra proudu tekoucího zátěží se zahrnutím vlivu ztrát vířivými proudy. Tím lze získat ztráty transformátoru vinutých drátem.

Moderní transformátory využívají několik alternativních konstrukcí vinutí jako je vinutí fólii, nebo smíšené vinutí vodič/folie. Pro tyto transformátory je K-factor

standardizován – neodráží přídavné ztráty způsobené charakterem zátěže. Zvýšení ztrát transformátoru dokazuje jeho značnou závislost na vlastním způsobu konstrukce. Je tudíž nezbytné snížit přídavné ztráty způsobené konstrukcí transformátoru pro dané hodnoty zátěže např. s využitím simulačních metod nebo vhodných měření.

9.1 Ztráty transformátoru

Ztráty transformátoru se skládají ze ztrát nezávislých na zátěži (dále jen „ztráty v jádru“) a ztrát závislých na zátěži (dále jen „zátěžové ztráty“), jak je popsáno v rovnici (9.1).

$$P_T = P_C + P_{LL} \quad (9.1)$$

kde:

P_C = ztráty v jádru (nezávislé na zátěži)

P_{LL} = zátěžové ztráty

P_T = celkové ztráty

Ztráty v jádru jsou způsobeny vybudněním napětí v jádru. Přestože magnetizační proud obsahuje harmonické, tyto jsou extrémně malé v porovnání s proudem tekoucím zátěží a jejich vliv na ztráty je minimální. Všechna doporučení pro omezení zvýšení ztrát v jádru způsobených přítomností harmonických jsou popsána ve standardech jako jsou ANSI/IEEE C57.110.

Zátěžové ztráty jsou založeny na I^2R , ztráty vířivými proudy a rozptylem nebo popsáno rovnicí:

$$P_{LL} = I^2R + P_{EC} + P_{SL} \quad (9.2)$$

kde:

I^2R = ztráty způsobené proudem zátěže a DC odporem vinutí

P_{EC} = ztráty vířivými proudy ve vinutí

P_{SL} = rozptylové ztráty ve svorkách, nádobách apod.

Ztráty I^2R jsou způsobeny proudem tekoucím odporem vinutí transformátoru. Tyto ztráty jsou také nazývány ztrátami ohmickými a jsou závislé na čtverci velikosti proudu tekoucího zátěží zahrnující i harmonické složky, ale nezávislá na frekvenci. Tyto ztráty jsou omezeny měřením odporu a výpočtu celkových ztrát z proudu tekoucího vinutím při plném zatížení.

Nejsou vyvinuty testovací metody, kterými lze stanovit hodnotu vířivých proudů jednotlivých vinutí nebo oddělit ztráty způsobené rozptylem od ztrát vířivými proudy. Z jiného úhlu pohledu lze celkový rozptyl a ztráty vířivými proudy získat stanovením celkových ztrát a odečtením vypočtených ohmických ztrát.

$$P_{EC} + P_{SL} = P_{LL} - I^2R \quad (9.3)$$

Ztráty vířivými proudy jsou proměnné s kvadrátem efektivní hodnoty proudu a kvadrátem kmitočtu (řádu harmonické n), i.e.,

$$P_{EC} = P_{EC,R} \sum_{n=1}^{n=n_{\max}} \left[\frac{I_n}{I_R} \right]^2 n^2 \quad (9.4)$$

kde:

n = řád harmonické, 1,2,3, atd.

n_{\max} = nevyšší řád harmonické, který je možno rozpoznat

I_n = proud harmonické n , ampéry

I_R = jmenovitý proud v ampérech

$P_{EC,R}$ = vířivé ztráty při jmenovitém proudu a frekvenci

Ztráty vířivými proudy závisí na kvadrátu dimenze vodiče kolmého k poli magnetického rozptylového toku. Na koncích vinutí se rozptylové magnetické pole ohýbá a dochází ke zvětšení průřezu čtvercového vodiče, který je kolmý k vektoru složky rozptylového toku. Vyrovnáním výšky matrice primárního a sekundárního vinutí, kterého

může být dosaženo u jakéhokoli uspořádání vinutí, snižuje soustředěné ztráty vířivými proudy na koncích vinutí. Přesto však je velikost ztrát stále vyšší než ve středu vinutí, což je způsobeno právě zakřivením rozptylového magnetického toku. Zmenšením velikosti vodiče se sníží procentuálně ztráty vířivými proudy, ale dojde ke zvýšení ztrát ohmických.

. Použitím více-žilového vodiče pro vinutí dojde jak ke snížení ztrát vířivými proudy, tak i ztrát ohmických. Protože jsou však vodiče různé délky, vznikají okružové proudy, jimiž jsou způsobovány ztráty přídavné. Tomu se lze vyhnout použitím vodiče průběžně transponovaného (využití pravidelných přetáčení jednotlivých žil) především u vinutí protékáných velkým proudem.

Rozptylové ztráty jsou způsobeny rozptylovým magnetickým tokem v jednotlivých železných částech transformátoru – jádře, svorkách a nádobě. Mohou se zvětšovat s rostoucí teplotou jednotlivých částí transformátoru. Pro suché transformátory rostoucí teplota v těchto oblastech není příčinou vzrůstu teploty ve vinutí (horkých bodů). U transformátorů chlazených kapalinou (olejem) zvyšují rozptylové ztráty teplotu chladicího média (oleje) a tím i horkých míst ve vinutí. Vyčíslení rozptylových ztrát je obtížné a jsou běžně proměnné násobkem čtverce proudu a frekvencí (řádem harmonické), jak je uvedeno:

$$P_{SL} = P_{SL,R} \sum_{n=1}^{n=n_{\max}} \left[\frac{I_n}{I_R} \right]^2 n \quad (9.5)$$

9.2 Transformátory a K-factor

9.2.1 K-factor

Existují různé přístupy jak vypočítat přídavné ztráty u vybraných transformátorů. První, vymyšlený výrobcem transformátorů ve spojení s Underwriter's Laboratories v USA, je vypočítat nárůst faktoru ztrát vířivými proudy a vyspecifikovat konstrukci transformátoru tak, aby se s nimi vypořádala; to je známé jako „K-factor“.

$$K = \sum_{n=2}^{n=n_{\max}} n^2 I_n^2 \quad (9.6)$$

kde:

n = řád harmonické

I_n = část celkové efektivní hodnoty proudu tekoucího zátěží příslušející harmonické h

Mnoho měřících přístrojů načítá K-factor přímo z měřeného proudu zatížení. Jakmile je jednou K-factor příslušné zátěže znám, je jednoduchým úkolem definovat transformátor s vyšším „K-rating(ohodnocením)“ ze standardního rozmezí 4, 9, 13, 20, 30, 40, 50.

Je potřeba vzít na vědomí, že pro čistě lineární zátěž – je-li protékána pouze sinusovým proudem – dostaneme K-factor jednotku. Vyšší K-factor ukazuje, že ztráty vířivými proudy v transformátoru budou K - krát hodnota základní frekvence. Transformátory s přizpůsobením ‚K-ratingem‘ jsou tedy zkonstruovány tak, aby měly velmi nízké ztráty vířivými proudy na základní frekvenci.

9.2.2 Factor K

Druhá metoda používaná v Evropě je odhadnout, jak by měly být standardní transformátory odlehčeny, aby celkové ztráty způsobené harmonickými na zátěži nepřekročily ztráty, na něž byl transformátor původně konstruován; což je známo pod pojmem „factor K“.

$$K = \left[1 + \frac{e}{1+e} \left(\frac{I_1}{I} \right)^2 \sum_{n=2}^{n_{\max}} n^q \left(\frac{I_n}{I_1} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (9.7)$$

kde: e = poměr ztrát vířivými proudy k ohmickým ztrátám na základní frekvenci, oboje při referenční teplotě

n = řád harmonické

I = efektivní hodnota sinusového proudu zahrnující všechny harmonické

I_n = velikost n -té harmonické

I_1 = velikost proudu základní harmonické

q = exponenciální konstanta, která je závislá na typu vinutí a frekvenci.

Typická hodnota je 1.7 pro transformátory s použitím vodičů kruhového a obdélníkového průřezu v obou vinutích a 1.5 pro transformátory s nízkonapěťovými fóliovými vinutími.

9.2.3 Přídavný ztrátový faktor

Třetí metoda je nazývána „dodatkový ztrátový faktor (additional loss factor)“. Odporový faktor je definován následovně:

$$K_{\Delta R}(f) = \frac{R_{AC}(f) - R_{DC}}{R_{AC}(f_1) - R_{DC}} \quad (9.8)$$

kde: R_{DC} = odpovídající sériový DC- odpor

$R_{AC(f)}$ = odpovídající sériový AC - odpor

R_{AC} je frekvenčně závislá díky částečnému rozložení proudu ve vinutí a je vymezená pro každou harmonickou složku (frekvenci). Typ konstrukce a umístění vinutí má hlavní vliv na tvar a vztah mezi R_{AC} a frekvencí.

Konečně celkový přídatný ztrátový faktor $K_{\Delta P}$ je stanoven jako součet frekvenčně závislých ztrát na každé frekvenci vyplývající z R_{AC} . Pro to jsou požadované znalosti harmonického spektra proudu zátěže.

$$K_{\Delta P} = \sum_{f \geq f_1} K_{\Delta R}(f) \left(\frac{I_f}{I_R} \right)^2 \quad (9.9)$$

kde:

$K_{\Delta P}$ = přídatný ztrátový faktor

$K_{\Delta R}$ = odporový faktor

I_f = proud na harmonické frekvenci f

I_R = jmenovitý proud

Pro zjištění tohoto faktoru pro daný transformátor, prototyp nebo počítačový model, sériové odpory nebo odpory při zkratu musí být zjištěny, a to buď měřením nebo simulací.

9.3 Experimentální testy [16]

9.3.1 Přídatné ztráty při přítomnosti proudových harmonických

Pokud je harmonické spektrum známé, může být změřeno nebo odhadnuto, přídatné ztráty mohou být jednoduše vypočteny.

V principu je proces výpočtu následující:

- Stanovit všechny příspěvky přídatných ztrát díky přítomnosti harmonických
- Stanovení harmonického spektra, měřením nebo odhadem při zahrnutí všech harmonických generovaných zařízení – speciálně elektronickými měniči

- Výpočet příspěvků každé harmonické a stanovení celkových přídatných ztrát

V praktickém přiblížení je velmi důležité použít velikosti jednotlivých harmonických složek proudu spíše než teoretické hodnoty.

Tabulka 9.1 ukazuje příklad vypočtených přídatných ztrát, pro harmonické proudy do 25. řádu pro dva transformátory za normální teploty ovzduší, součtové spektrum proudu je zde uvedeno jako teoretická hodnota na obrázku 9.1. Tabulka 9.2 pak ukazuje obsah jednotlivých harmonických složek (šestipulzní usměrňovač).

Výsledek ukazuje, že charakteristika transformátoru hraje důležitou roli ve stanovení ztrát při harmonickém zatížení.

Transformátory v tomto případě byly měřeny za nepatrně rozdílných teplot (21,5°C pro první a 22,8°C pro druhý), nedošlo tím však ke změně charakteru výsledků.

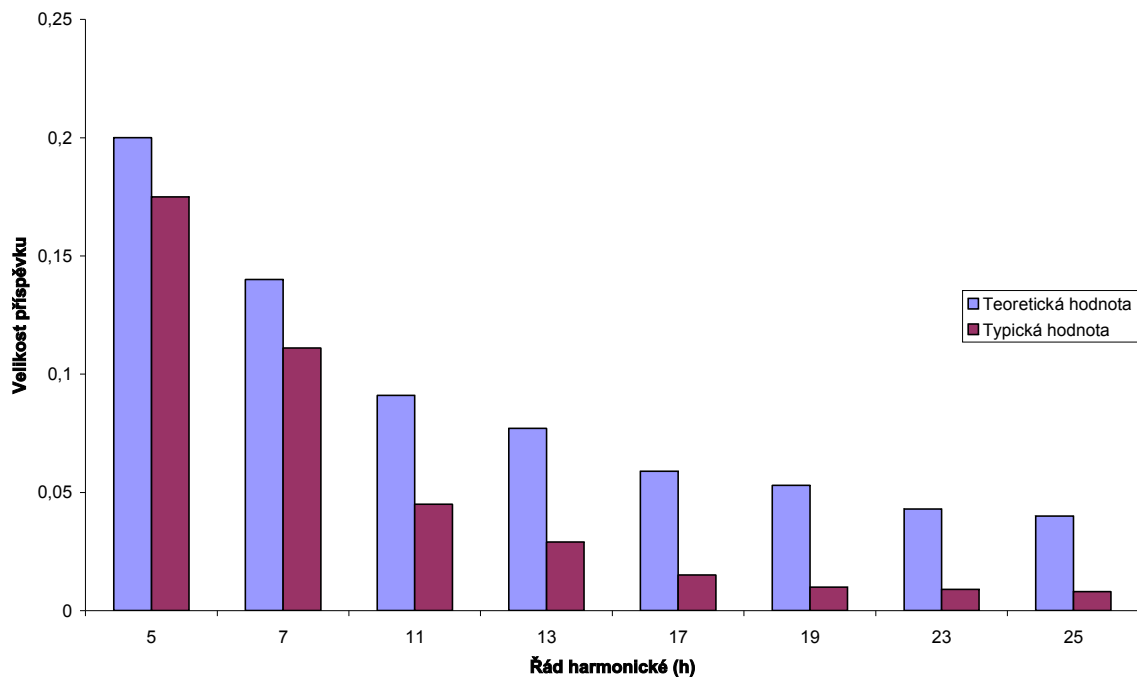
Tabulka 9.1 Přídatné ztráty vypočtené při existenci nesinusových proudů

Typ ztrát	První transformátor (21,5°C)	Druhý transformátor (22,8°C)
Přídatné ztráty se sinusovým proudem	520 W	1721 W
Přídatné s nesinusovým proudem	871 W	4351 W

Tabulka 9.2 Obsah jednotlivých harmonických složek (šestipulzní usměrňovač)

Řád harmonické	Teoretická (vypočtená) hodnota	Typická (naměřená) hodnota
5	0,2	0,175
7	0,14	0,111
11	0,091	0,045
13	0,077	0,029
17	0,059	0,015
19	0,053	0,01
23	0,043	0,009
25	0,04	0,008

Obsah jednotlivých harmonických složek



Obr. 9.1 – Teoretické a reálné hodnoty proudových harmonických šestipulzního usměrňovače

9.4 Výpočet K – faktoru

Tabulka 9.3 ukazuje výpočet K- faktoru pro teoretické harmonické spektrum ukázané na obr. 9.1 rozdělené na jednotlivé komponenty.

Tabulka 9. 3 – výpočet K- faktoru

Řád harmonické	I_n/I_1	$(I_n/I_1)^2$	I_n/I	$(I_n/I)^2$	$(I_n/I)^2 \times n^2$	
1	1,000	1,0000	0,9606	0,9227	0,9227	
5	0,200	0,0400	0,1921	0,0369	0,9227	
7	0,140	0,0196	0,1345	0,0181	0,8862	
11	0,091	0,0083	0,0874	0,0076	0,9246	
13	0,077	0,0059	0,0740	0,0055	0,9246	
17	0,058	0,0034	0,0557	0,0031	0,8971	
19	0,056	0,0031	0,0538	0,0029	1,0446	
23	0,043	0,0018	0,0413	0,0017	0,9024	
25	0,040	0,0016	0,0384	0,0015	0,9227	
Součet =					1,0837	8,3476
Celková (rms) =					1,0410	
					K-faktor =	8,3476

Prvním krokem je v tomto případě výpočet efektivní hodnoty (rms) celkového proudu I , 1.0410 potom co jsou vypočteny hodnoty kvadrátů příspěvků jednotlivých harmonických proudů získáme hodnotu K . Pro zátěž (vytvářející výše popsané spektrum harmonických) by v tomto případě byla hodnota K - poměru 9 odpovídající šestipulznímu usměřovači.

9.5 Výpočet faktoru K

První krok k zavedení faktoru K (Tabulka 9.4) je stanovení velikosti e , poměru ztrát způsobených vířivými proudy k celkovým ztrátám na zátěži při základní frekvenci. Jeho hodnota leží zpravidla mezi 0.05 – 0,1. Exponent q závisí na konstrukci transformátoru a měl by být také udán výrobcem transformátoru. Q obvykle leží v rozmezí 1.5 – 1.7. Jak již bylo uvedeno, výpočty jsou založeny na teoretických hodnotách.

V praxi to znamená, že transformátor by měl být omezen na 84,75% (1/1.18) nominálního výkonového zatížení, je-li napájen šestipulzním usměřovačem.

Tabulka 9. 4 – Výpočet Faktoru $K(q=1,7)$

Řád harmonické	I_n/I_1	$(I_n/I_1)^2$	n^q	$(I_n/I)^2 \times n^q$
1	1,000	1,0000	1,0000	1,0000
5	0,200	0,0400	15,4258	0,6170
7	0,140	0,0196	27,3317	0,5357
11	0,091	0,0083	58,9342	0,4880
13	0,077	0,0059	78,2895	0,4642
17	0,058	0,0034	123,5274	0,4155
19	0,056	0,0031	149,2386	0,4680
23	0,043	0,0018	206,5082	0,3818
25	0,040	0,0016	237,9567	0,3807
Suma=		1,0837	[a]=	4,7511
Celková (RMS)=		1,0410	[a]x(I ₁ /I) ² e/(e+1)	4,3839 0,091
(I ₁ /I) ² =		0,9227	K ² =	1,3985
			K=	1,18

9.5.1 Doporučení pro konstrukci nebo volbu vhodného transformátoru

Většina výrobců transformátorů má vyvinuté konstrukce počítající s nesinusovým proudem zátěže a zároveň s optimalizovanými náklady na výrobu. Konstrukční proces zahrnuje analýzu ztrát způsobených vířivými proudy distribuovanými ve vinutí a výpočet nárůstu teploty horkých bodů. Ztráty vířivými proudy způsobené rozložením rozptylového indukčního toku jsou koncentrovány na koncích vinutí. Analýza rozložení ztrát vířivými proudy může být ukázána s použitím metody konečných prvků nebo jiných počítačových programů. Specializované programy jsou komerčně dostupné.

Pro větší transformátory, nad 300 kVA je kombinace testování a analýz jediným ekonomicky praktickým přístupem. Teplotní studie vedou k použití vestavěných teploměrů instalovaných v testovacím vinutí prototypu transformátorů určených k měření teploty horkých míst vedoucí k vybroušení matematického modelu určeného k výpočtu teploty horkých míst.

9.6 Elektromagnetická analýza

Problematika harmonických je velmi stará, protože první zmínky o ztrátách vířivými proudy ve vodičích umístěných v magnetickém poli jsou datovány do roku 1906. Mnoho mladších výzkumů je matematických a průběhy magnetického pole uvedené v těchto materiálech jsou tak podrobné a přesné tak, jak bylo možno vytvořit moderními počítačovými programy.

Dnes je možno využít výpočetní techniku a metody, které byly vyvinuty pro výpočet elektrického pole a ztrát vířivými proudy v transformátoru. Mnoho komerčních počítačových programů je v současné době k dispozici a seznam některých z nich je uveden např. v literatuře [13]. Výstupem těchto počítačových programů jsou elegantní grafy, jejichž přesnost bohužel nelze snadno ověřit.

9.7 Teplotní analýza

Přestože teplota horkých bodů je velmi důležitým funkčním parametrem který musí být ošetřen výrobcem, nejsou doposud definovány testovací metody, ani neexistují požadavky na jejich měření u dnes vyráběných transformátorů nebo jejich prototypů. Od chvíle, kdy je

známo, že teplota je základním parametrem, na němž závisí životnost tohoto zařízení je její znalost velmi důležitá.

Teplota horkých bodů (hot spot temperature) u transformátorů suchého typu je diskutabilním parametrem. Horký bod, tedy místo s nejvyšší teplotou je způsoben přirozeně nerovnoměrným generováním tepla a skutečností, že přenos tepla do okolí transformátoru není rovněž rovnoměrný. Transformátory suchého typu mají unikátní charakteristiku přenosu tepla, která není velmi snadno popsatelná.

Většina výrobců transformátoru vyřešila problém s teplem jednoduše tak, že přidává 30°C k průměrnému oteplení (vypočtenému s použitím empirických rovnic) a tvrdí, že transformátor splňuje standart. Ve skutečnosti standart IEEE C57.12.01-1989 požaduje, aby průměrné oteplení obou vinutí a teploty horkých bodů odpovídaly jmenovitým kVA. Rozdíl mezi těmito dvěma hodnotami by pak měl být 30°C. Použití 30°C pro stanovení oteplení transformátoru „od oka“ není smyslem tohoto standardu.

9.8 Popis vlivu nesymetrie funkce Compactu

Model je sestaven tak, že odpovídá konkrétnímu zapojení v jedné z napájecích stanic železniční infrastruktury České republiky. Dosazeny jsou konkrétní hodnoty součástek a prvků. Pro transformátor 110/27 kV je použit model pro transformátor ideální, ale hodnoty v něm uvedené jsou použity z reálných součástek.

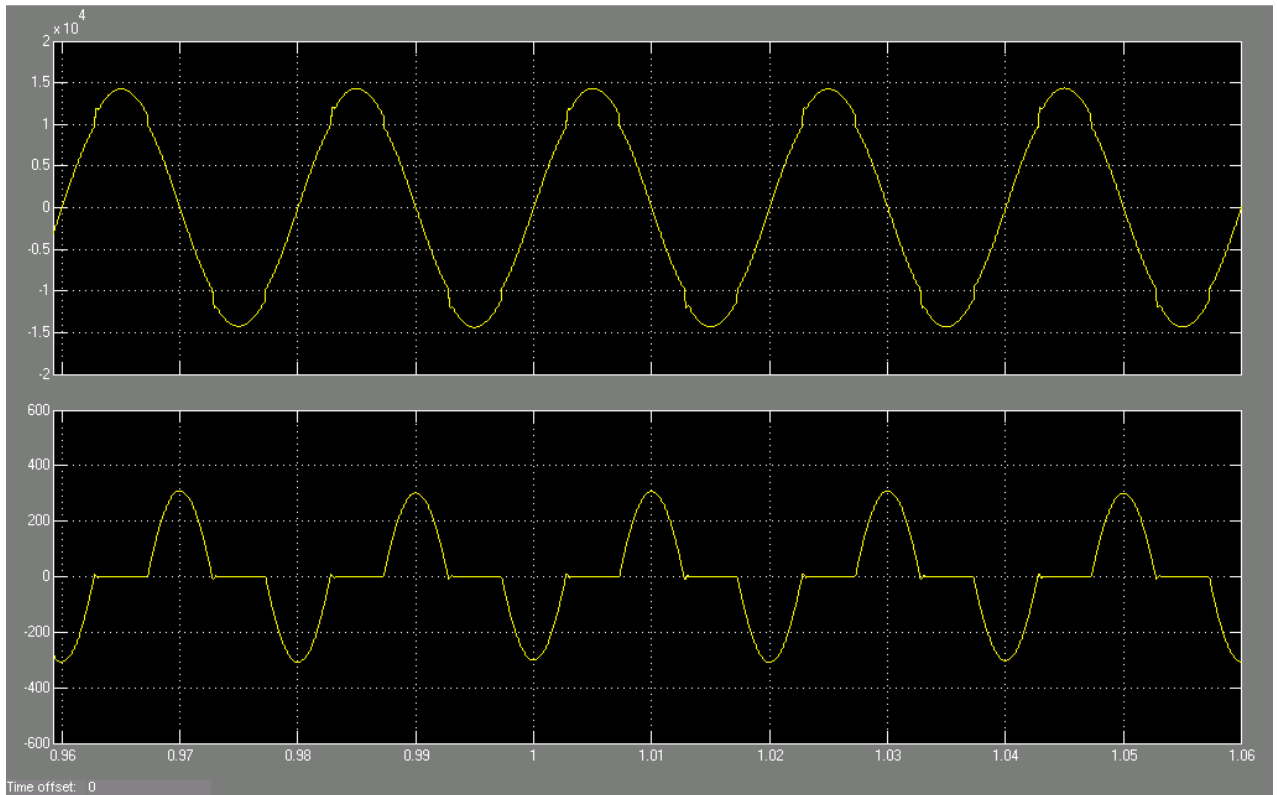
Vzhledem ke skutečnosti, že program MatLab je profesionálním simulačním softwarem, byl model vytvořen ve spolupráci se společností ČKD Elektrotechnika, a.s. a bude i nadále používán a rozvíjen pro teoretická ověření chování FKZ při změnách v konstrukci tohoto zařízení a jeho dalším vývoji.

Jednou z možných budoucích změn je konstrukce odstraňující rizikový prvek z pohledu vzniku možných poruch (transformátoru v dekompenzační větvi) a využívající moderní součástkové základny.

S pomocí modelu je ukázáno, jak má rozdíl úhlu řízení jednotlivých tyristorů vliv na spektrum harmonických v dekompenzačním proudu. Pro rozdíl úhlu otevření tyristoru T1 110°, 120°, 130°, 140°, 150° a 170° při zachování otevření tyristoru T2 na 130° je na

následujících obrázcích zobrazeno spektrum harmonických a pro každý jednotlivý případ vypočten postupem ukázaným v předchozím textu jak **K – factor**, tak i **Faktor K**.

a) úhel řízení je 130° u obou tyristorů – symetrické řízení



Obr. 9.3 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.5

Tabulka 9.5

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Ampl.	203,7	0,12	106,3	0,04	9,16	0,04	17,55	0,01	0,32	0,02	7,15	0,02	1,32

n	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
Ampl.	0,01	3,64	0,01	1,64	0,01	1,94	0,01	1,62	0	0,97	0,01	1,46

Stojnosměrná složka - 0,1 A

K- faktor = 3,28 přiřadíme-li nejbližší vyšší ohodnocení, bude K-rating **4**

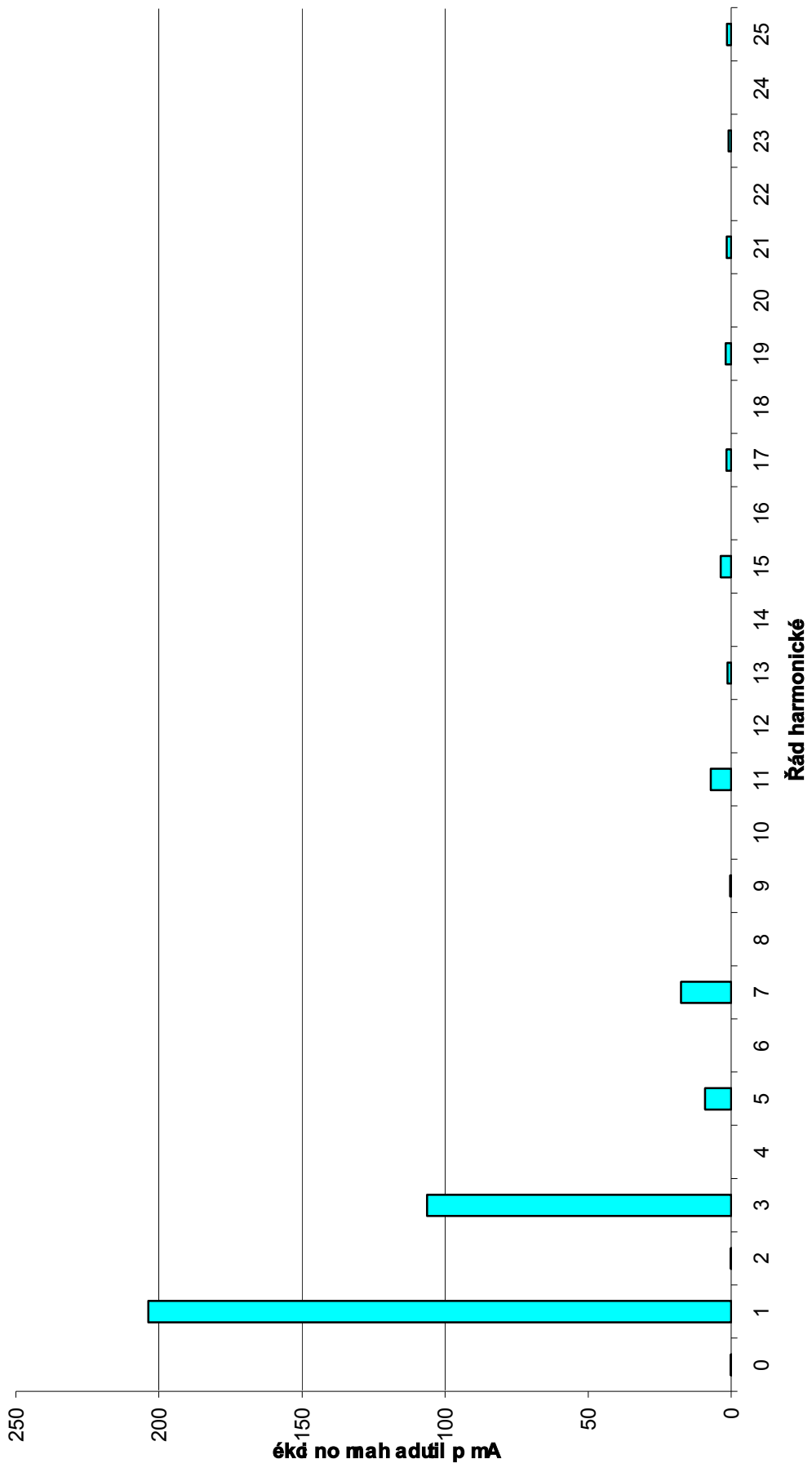
Factor K

de-rating při kombinaci různých mezních hodnot ztrát a použitého materiálu

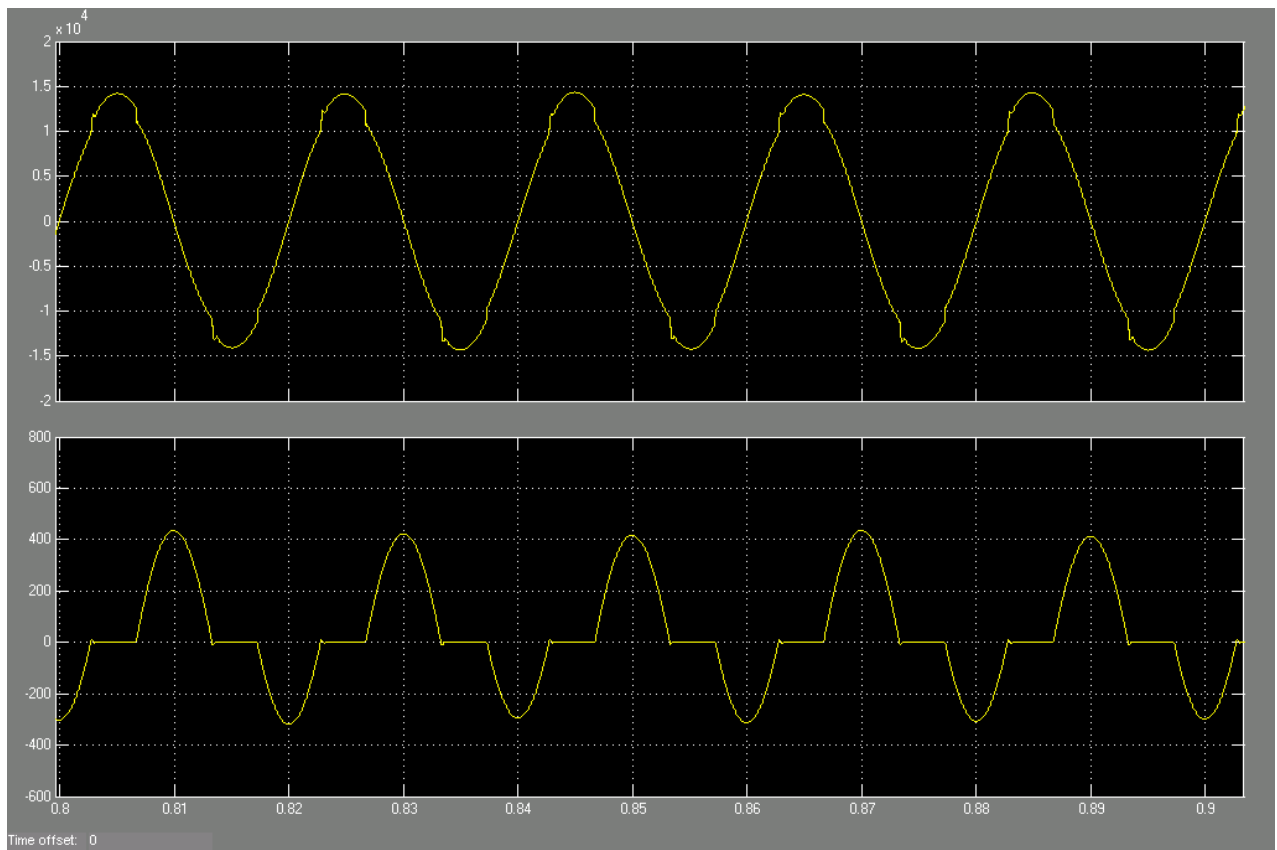
Factor K - 0,1/1,5	Factor K - 0,1/1,7	Factor K - 0,05/1,5	Factor K - 0,05/1,7
91,73%	90,44%	95,40%	94,64%

Obr. 9.4 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru

Harmonické spektrum proudu při řízení 130°/130°



b) úhel řízení je 130° u tyristoru č.1 a 120° u tyristoru č.2



Obr. 9.5 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.6

Tabulka 9.6

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Ampl.	266,5	35,53	113,5	11,81	6,23	6,84	14	8,75	5,9	0,52	1,92	5,09	2,44

n	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
Ampl.	3	0,39	1,77	0,25	2,95	0,02	0,49	0,34	0,01	0,76	1,22	0,18

Stojnosměrná složka je pak - 36,01

K- faktor = 2,64 přiřadíme-li nejbližší vyšší ohodnocení, bude K-rating **4**

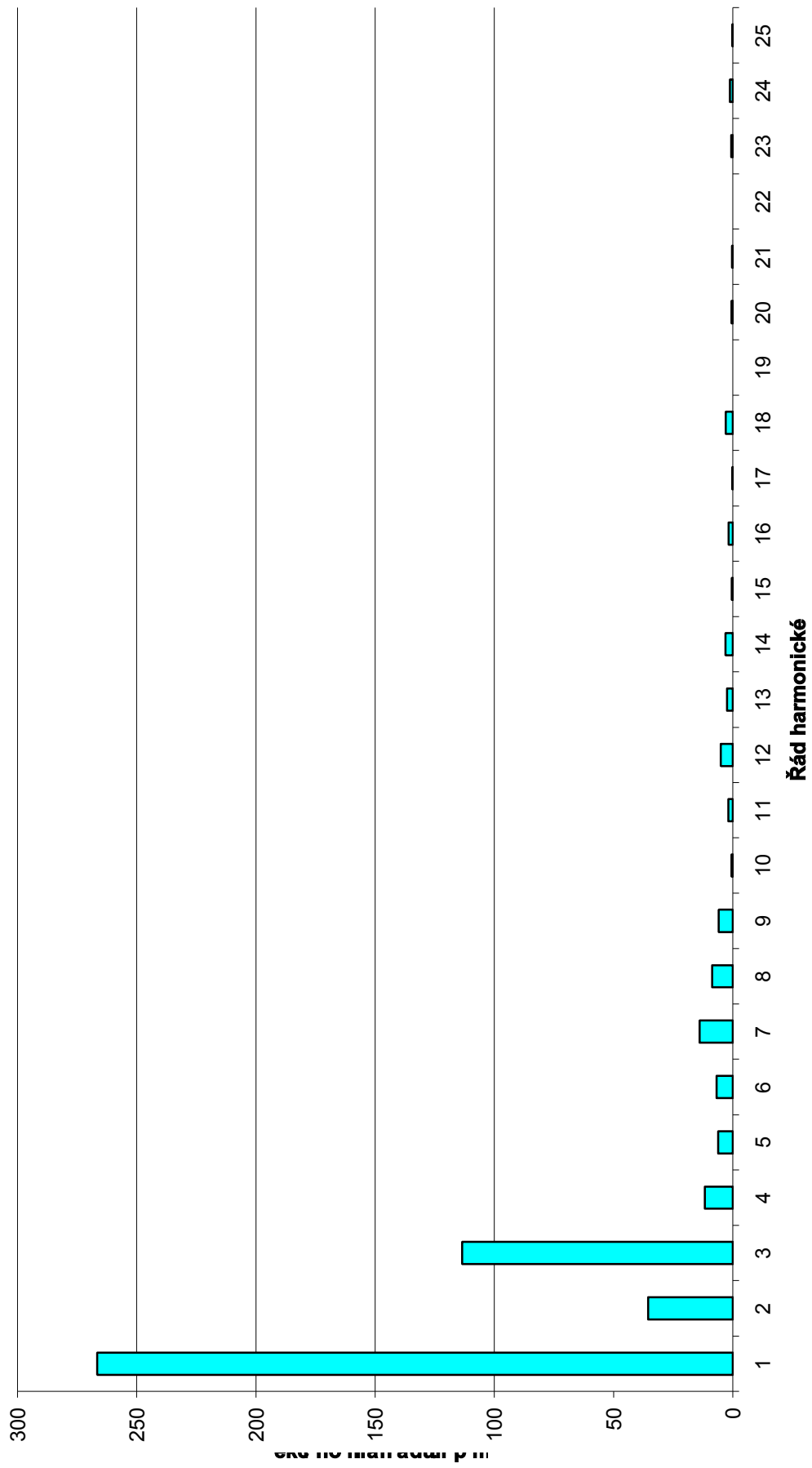
Factor K

de-rating při kombinaci různých mezních hodnot ztrát a použitého materiálu

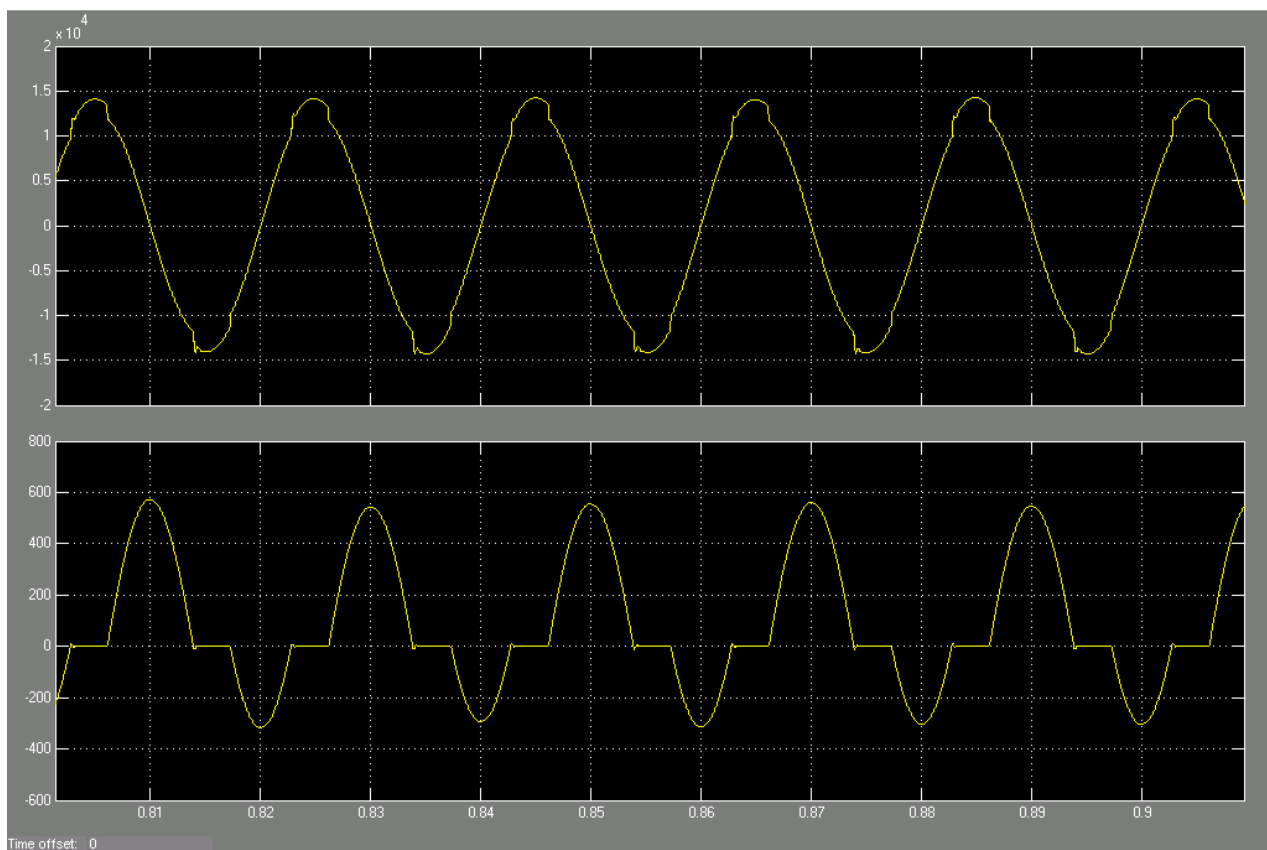
Factor K - 0,1/1,5	Factor K - 0,1/1,7	Factor K - 0,05/1,5	Factor K - 0,05/1,7
92,75%	91,79%	96%	95,44%

Obr. 9.6 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru

Harmonické spektrum proudu při řízení 120°/130°



c) úhel řízení je 130° u tyristoru č.1 a 110° u tyristoru č.2



Obr. 9.7 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.7

Tabulka 9.7

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Ampl.	342,1	67,69	106,7	32,31	16,74	0,75	2,53	13,05	0,48	7,99	0,47	0,41	2,43

n	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
Ampl.	2,95	3,66	1,33	1,17	0,27	1,79	0,82	2,06	0,9	0,59	0,45	0,37

Stojnosměrná složka je pak $-82,99$ A

K- faktor = 2,15 přiřadíme-li nejbližší vyšší ohodnocení, bude K-rating **4**

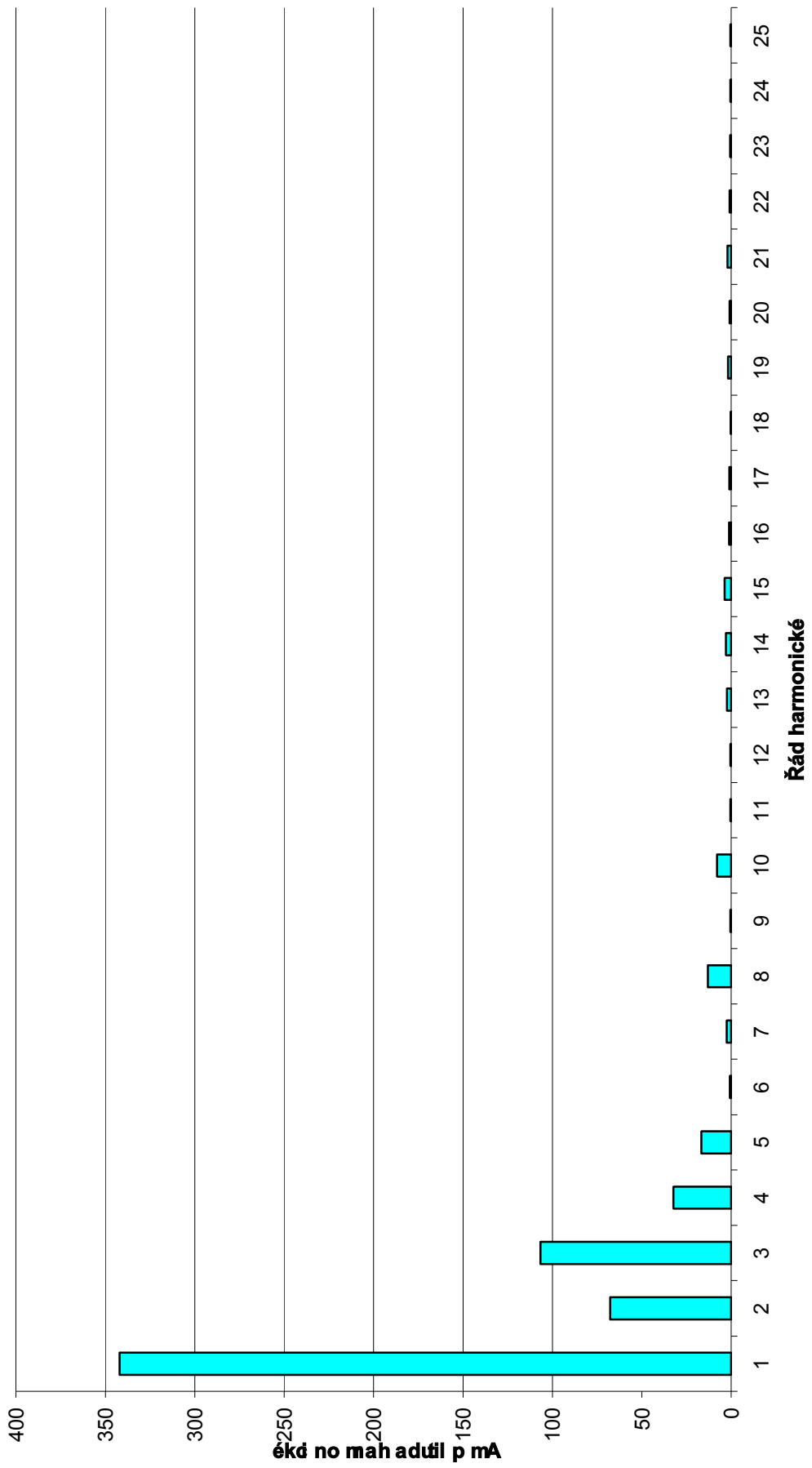
Factor K

de-rating při kombinaci různých mezních hodnot ztrát a použitého materiálu

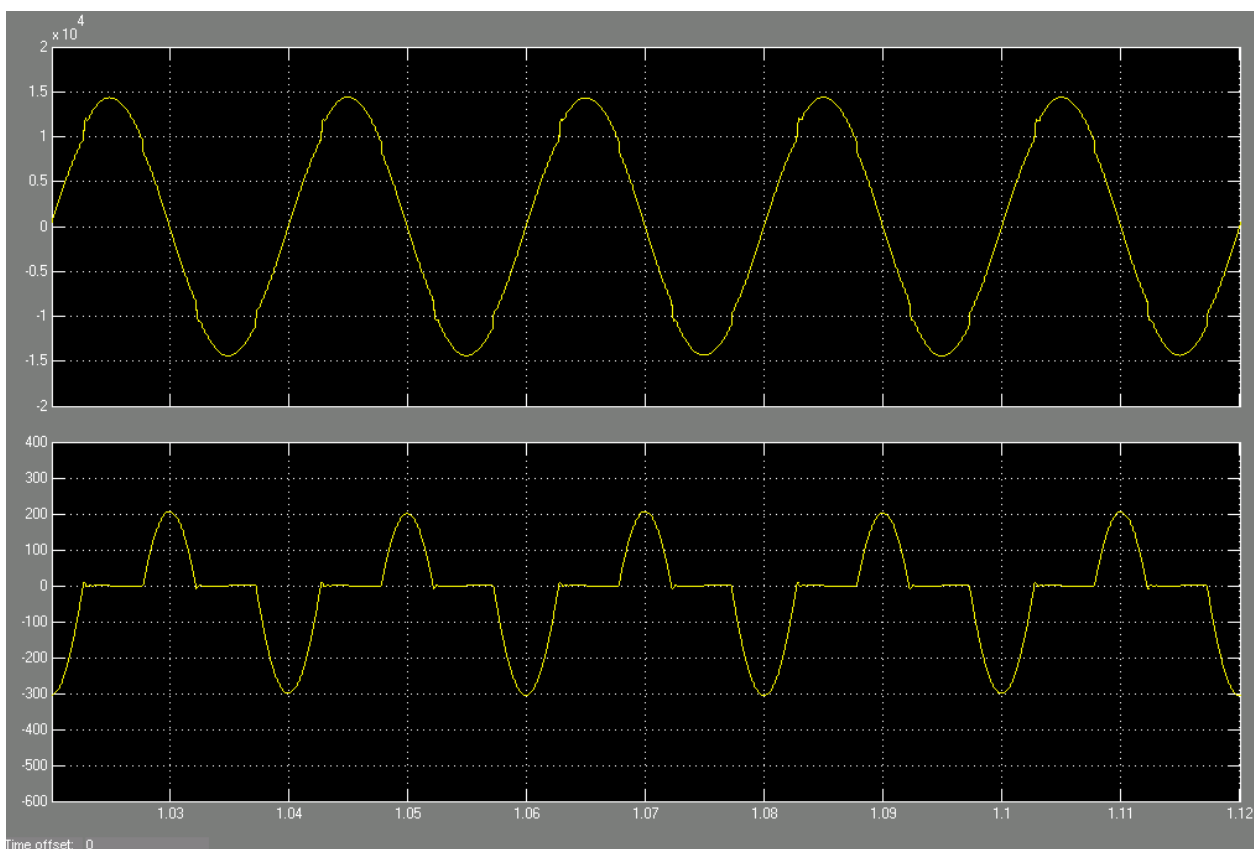
Factor K - 0,1/1,5	Factor K - 0,1/1,7	Factor K - 0,05/1,5	Factor K - 0,05/1,7
93,60%	92,89%	96,49%	96,08%

Obr. 9.8 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru

Harmonické spektrum proudu při řízení 110°/130°



d) úhel řízení je 130° u tyristoru č.1 a 140° u tyristoru č.2



Obr. 9.9 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.8

Tabulka 9.8

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Ampl.	157,2	31,51	90,57	0,23	18,06	10,44	10,82	0,45	4,75	5,86	3,12	0,43	1,49

n	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
Ampl.	3,8	0,96	0,38	0,22	2,57	0,13	0,33	0,36	1,74	0,25	0,26	0,63

Stojnosměrná složka je pak – 24,68 A

K- faktor = 3,89 přiřadíme-li nejbližší vyšší ohodnocení, bude K-rating **4**

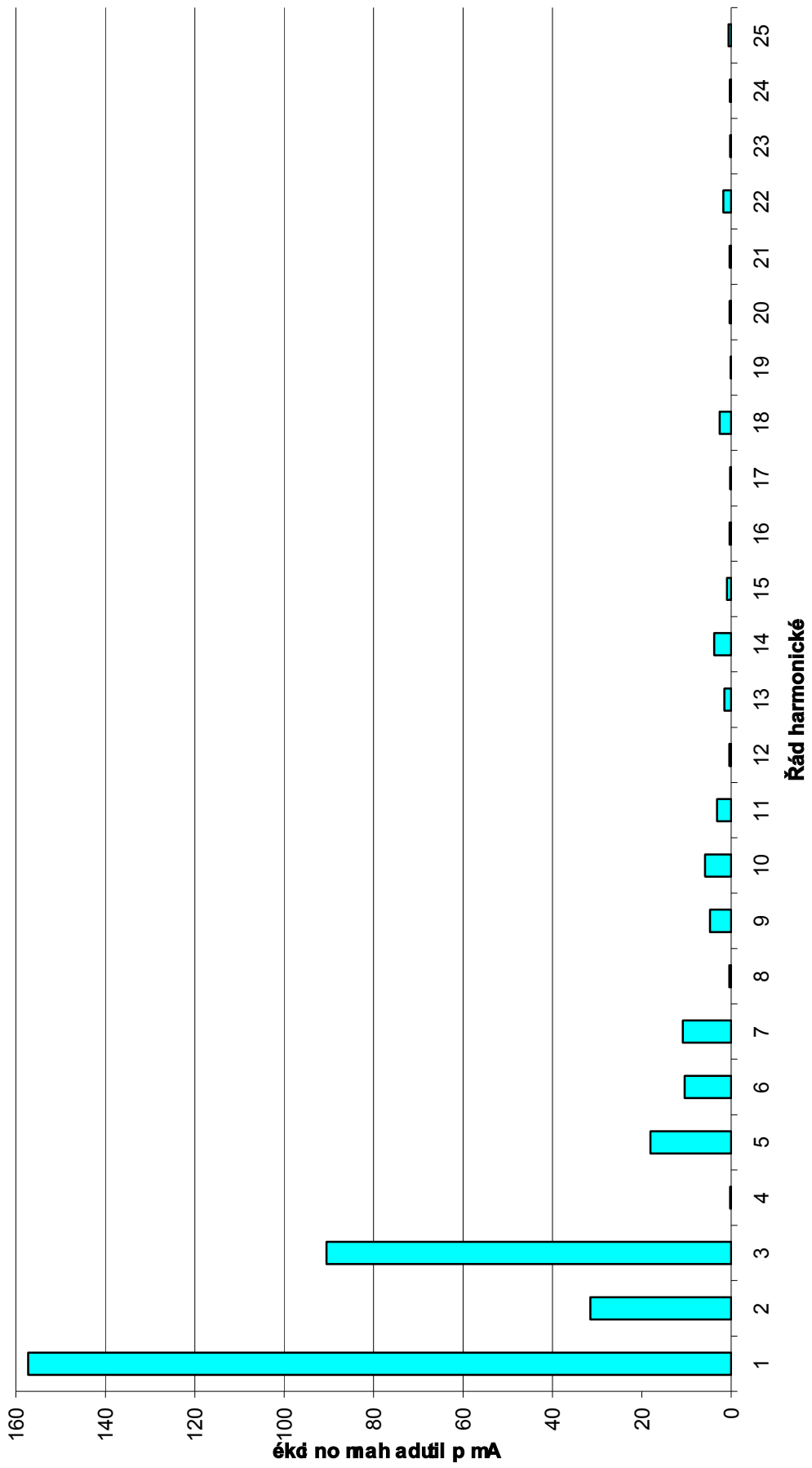
Factor K

de-rating při kombinaci různých mezních hodnot ztrát a použitého materiálu

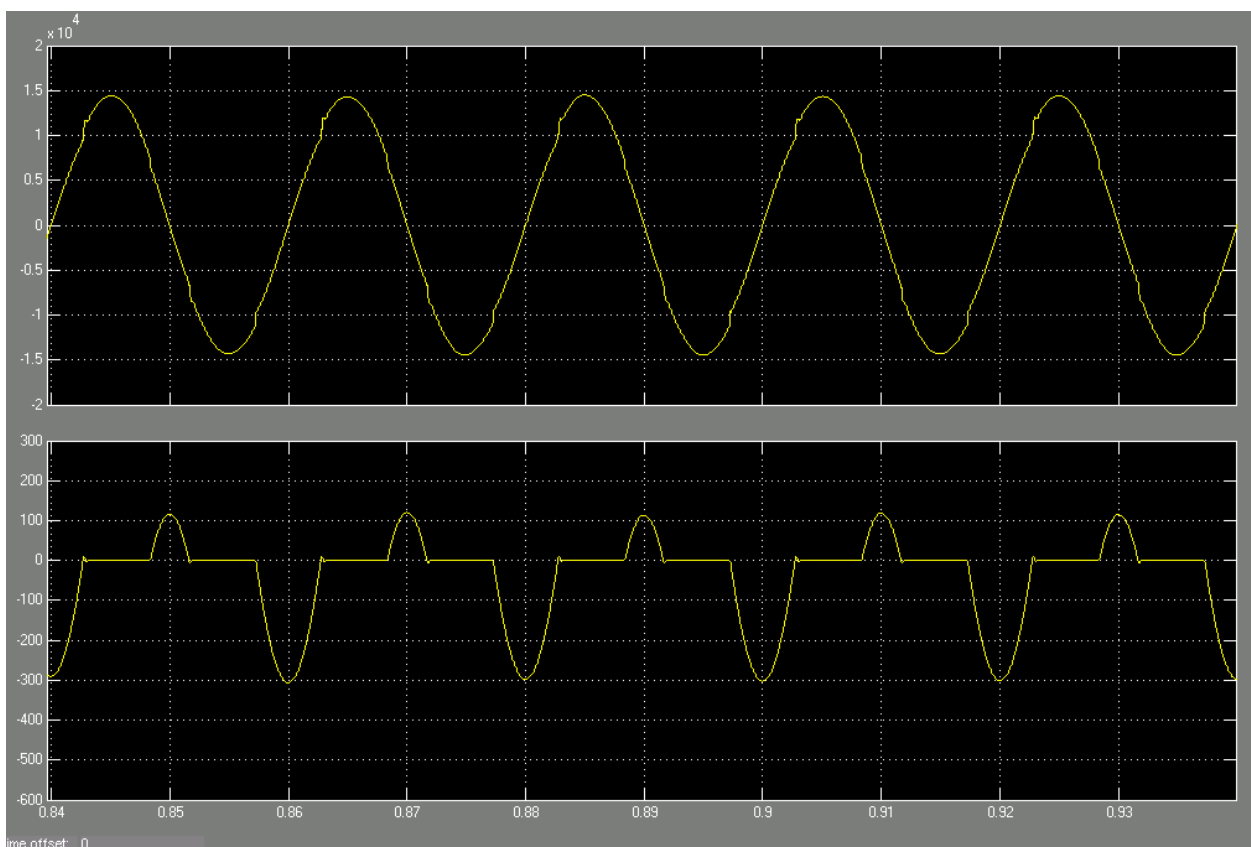
Factor K - 0,1/1,5	Factor K - 0,1/1,7	Factor K - 0,05/1,5	Factor K - 0,05/1,7
90,74%	89,15%	94,81%	93,85%

Obr. 9.10 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru

Harmonické spektrum proudu při řízení 130°/140°



e) úhel řízení je 130° u tyristoru č.1 a 150° u tyristoru č.2



Obr. 9.11 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.9

Tabulka 9.9

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Ampl.	124,9	57,02	72,37	8,92	16,82	14,8	4,01	6,88	0,59	4,84	1,36	3,78	2,09

n	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
Ampl.	1,27	1,8	1,15	1,69	0,43	1,73	0,38	0,78	0,66	1,01	0,81	0,28

Stejnosečná složka je pak $-41,29$ A

K- faktor = 4,27 přiřadíme-li nejbližší vyšší ohodnocení, bude K-rating **9**

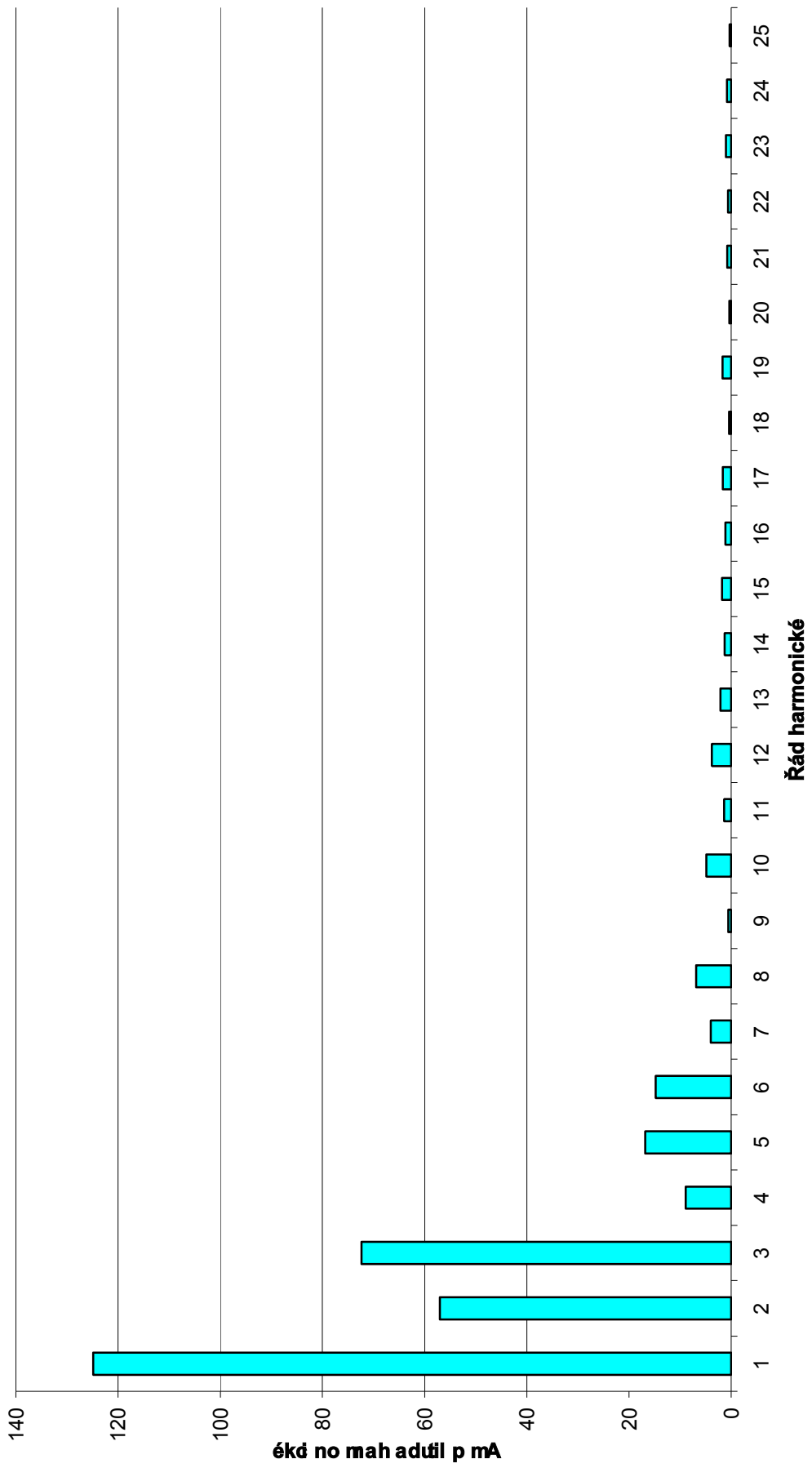
Factor K

de-rating při kombinaci různých mezních hodnot ztrát a použitého materiálu

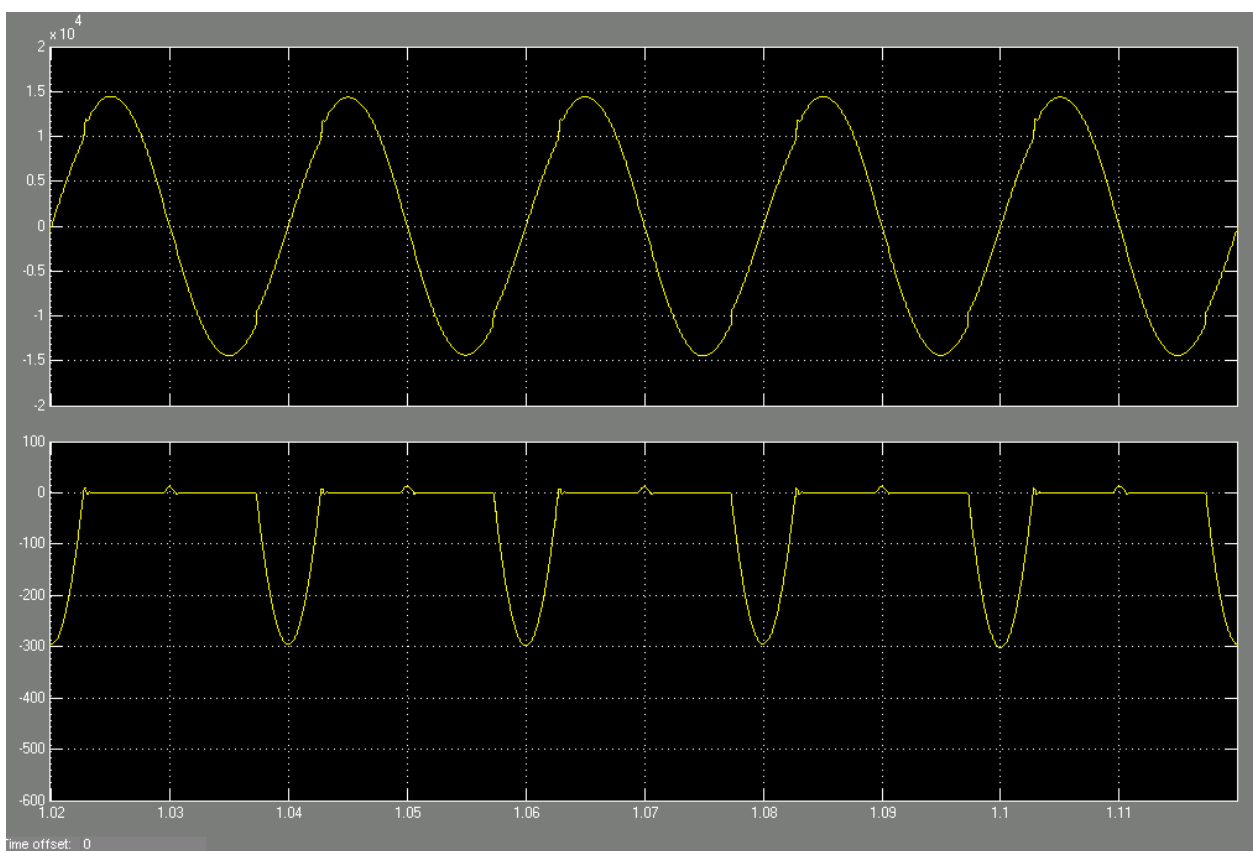
Factor K - 0,1/1,5	Factor K - 0,1/1,7	Factor K - 0,05/1,5	Factor K - 0,05/1,7
90,11%	88,36%	94,44%	93,37%

Obr. 9.12 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru

Harmonické spektrum proudu při řízení 130°/150°



f) úhel řízení je 130° u tyristoru č.1 a 170° u tyristoru č.2



Obr. 9.13 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.10

Tabulka 9.10

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Ampl.	99,75	78,2	52,65	24,1	5,28	7,32	7,91	5,93	0,49	2,44	4,17	1,18	0,12

n	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
Ampl.	2,47	1,36	1,01	1,13	1,04	1,28	0,21	0,58	1,12	0,4	0,2	0,75

Stojnosměrná složka je pak - 53,00 A

K- faktor = 4,27 přiřadíme-li nejbližší vyšší ohodnocení, bude K-rating **9**

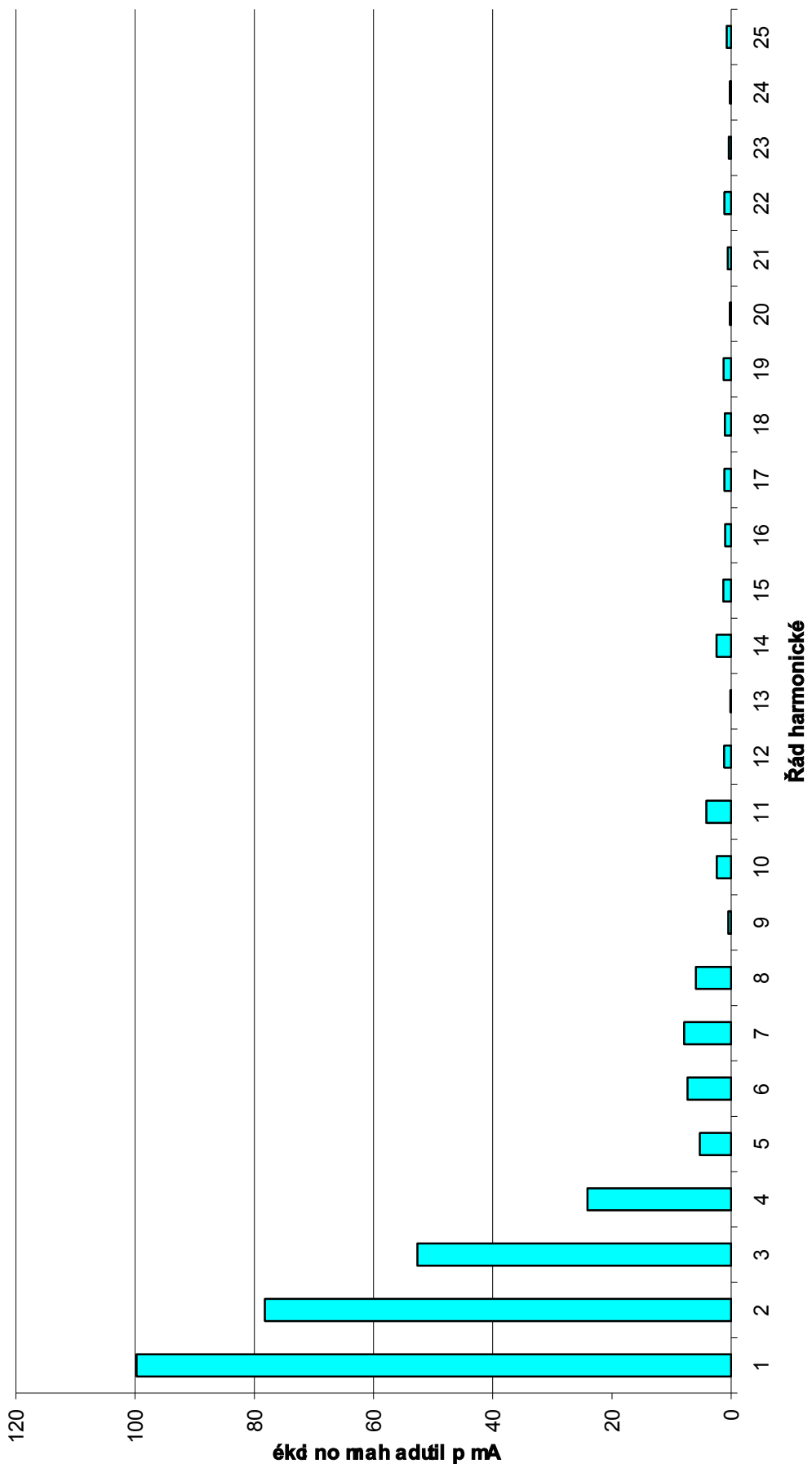
Factor K

de-rating při kombinaci různých mezních hodnot ztrát a použitého materiálu

Factor K - 0,1/1,5	Factor K - 0,1/1,7	Factor K - 0,05/1,5	Factor K - 0,05/1,7
89,90%	88,20%	94,31%	93,27%

Obr. 9.14 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru

Harmonické spektrum porudu při řízení 130°/170°



9.9 Souhrn kapitoly 9

Spínací prvky v obvodu dekompenzační větve FKZ způsobují vznik vyšších harmonických frekvencí. Je-li chod tyristorů symetrický, je zjevné, že proud dekompenzační větvi je složen pouze z příspěvků lichých násobků základní frekvence. Se vznikem nesymetrie se začnou uplatňovat i sudé násobky a řádově vzroste stejnosměrná složka, tedy i vlastní (ohmické) ztráty transformátoru. Tím dojde i k nárůstu teploty transformátoru a vlivem stejnosměrné složky může dojít i k posunu pracovního bodu do nelineární části charakteristiky.

Z pohledu dimenze transformátoru lze říci, že na základě porovnání uvedených Faktorů K a K-faktoru je pro FKZ a zařízení podobného typu s pomocí simulace nebo na základě zkušeností a měření třeba stanovit předpokládaný obsah harmonických. Pak podle jejich obsahu spočítat K – factor a zvolit vhodný transformátor. U již provozovaných transformátorů na základě měření stanovit dlouhodobé průměrné zatížení harmonickými. Na jeho základě je možno stanovit Faktor K a podle něj transformátor odlehčit. Tím se zabrání nadměrnému oteplení v transformátoru způsobenému zvýšením ztrát, především ztrát vířivými proudy.

Z výše uvedených výsledků dále vyplývá, že při vzniku nesymetrické funkce regulátoru „Compact“ dochází k nárůstu obsahu vyšších harmonických, a to jak lichých, tak i sudých. Pro transformátor v dekompenzační větvi však vlastní obsah harmonických neznamená rapidní zvýšení oteplení. Transformátor může nadále pracovat s odlehčením 10-12%. Další ovlivnění zde nezmíněné však bude mít na celkové ztráty stejnosměrná složka, která vzrostla z 0,1 na 53 A. Jakýkoliv výskyt stejnosměrné složky ovlivní primární proud transformátoru a posune pracovní bod jeho magnetizační charakteristiky.

10 Průzkum hodnot napětových harmonických v přípojovacím bodě měření

10.1 Teoretická část

Měřirny – napájecí stanice stejnosměrné elektrické trakční proudové soustavy 3 kV jsou primárně napájeny buď z hladiny 110 kV nebo 22 kV. V obou případech jsou v přípojovacím bodě stanoveny úrovně příspěvků napětových popř. proudových harmonických. Teoretický rozbor a vyhodnocení hodnot získaných praktickým měřením je předmětem této kapitoly.

Základní otázkou elektromagnetické kompatibility je chování nelineárních spotřebičů elektrické energie vůči napájecí síti. Statické měniče jsou velmi rozšířená nelineární výkonová zařízení, která se vůči napájecí síti chovají jako generátory proudových harmonických. Z definice generátoru proudových harmonických pak vyplývá, že generátory tohoto typu dodávají do napájecí sítě proudové harmonické nezávisle na vstupní impedanci této sítě.

V oblasti elektrické trakce vykazují charakter generátoru proudových harmonických např. elektrická hnací vozidla jednofázové trakce (diodový měnič) vůči trakční napájecí soustavě 25 kV, 50 Hz. Obdobný charakter vykazují také trakční usměrňovače trakčních napájecích stanic 3 kV DC vůči napájecí síti 22 kV, 50 Hz.

Elektrické hnací vozidlo (u jednofázové trakční proudové soustavy) vybavené diodovým usměrňovačem (v můstkovém zapojení) vykazuje v proudu tekoucím sběračem všechny liché násobky základní frekvence sítě, tedy u soustavy 25 kV AC – 50 Hz.

Naproti tomu trakční usměrňovač vykazuje v proudu odebíraném z napájecí sítě harmonické, jejichž frekvence závisí na jeho schématu. Usměrňovač v šestipulzním schématu (MHD více viz. (literatura x – diplomka) má vůči napájecí síti charakter proudového generátoru lichých harmonických s následujícími řadovými čísly:

5., 7., 11., 13., 17., 19., 23., 25., atd.

zatím co usměrňovač ve dvanáctipulzním schématu (trakční napájecí stanice státních drah - TNS) má vůči napájecí síti charakter proudového generátoru s omezeným spektrem daném řadovými čísly:

11., 13., 23., 25., atd.

Poněkud složitější je otázka hodnot takto generovaných proudových harmonických. V dalším jsou porovnány poměrné i absolutní hodnoty proudových harmonických generovaných především TNS podle tří zdrojů, a to podle:

- tak zvaného „amplitudového zákona“
- odhadu uvedeného v tabulce 7 článku 6.2.1.1 PNE 33 3430-0
- simulace pomocí PSpice verze 5 reálného schématu dvanáctipulzního usměrňovače.

10.2 Hodnoty proudových složek usměrňovače

10.2.1 Poměrné hodnoty proudových harmonických podle tzv. „amplitudového zákona“

„Amplitudový zákon“ definuje poměrné hodnoty jednotlivých proudových harmonických I_n vůči základní složce I_1 výrazem

$$I_n = \frac{1}{n} I_1 \quad (10.1)$$

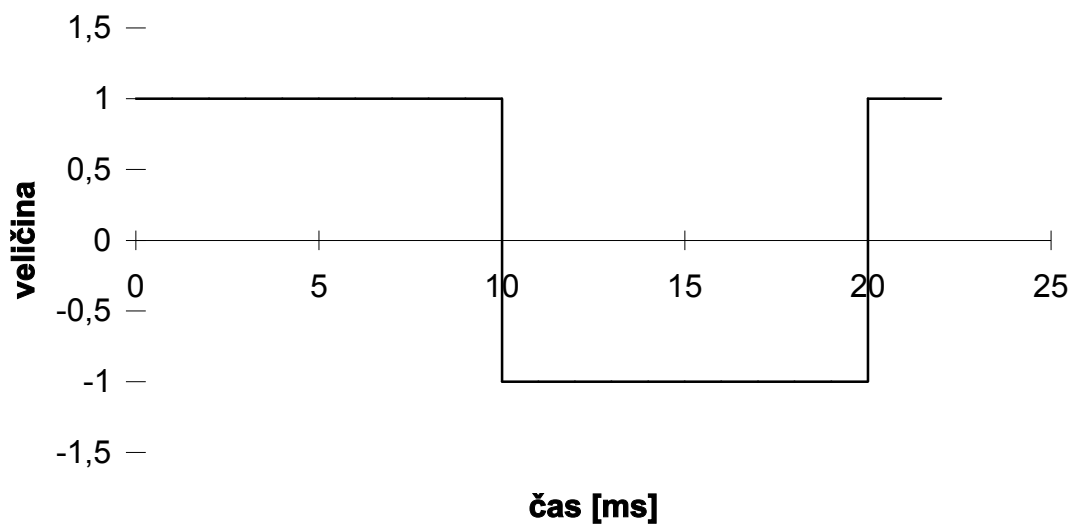
Tento výraz udává největší možné hodnoty jednotlivých spektrálních složek, které může nelineární spotřebič s neřízenými (diodovými) prvky generovat do napájecí sítě.

Poměrné hodnoty podle výrazu (10.1) však nemohou vznikat v podmínkách reálného spotřebiče. Jako příklad je uveden na obrázku 10.1. simulovaný časový průběh jednofázového diodového usměrňovače.

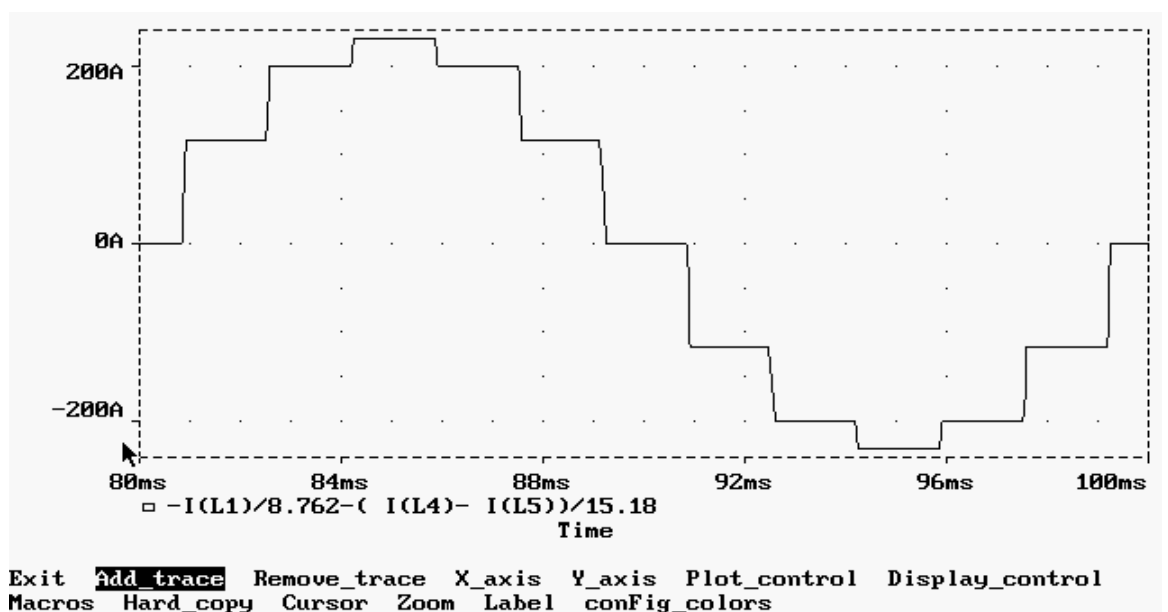
Platnost výrazu (10.1) je zde způsobena strmými nárůsty proudu při přechodu z jedné půlperrody do půlperrody následující. V reálných podmínkách však tyto strmé nárůsty nejsou realizovatelné především vlivem rozptylové reaktance napájecího transformátoru a reaktance napájecí sítě.

V analyzovaném případě trakčního usměrňovače s dvanáctipulzním schématem zapojení (TNS) by nerespektování rozptylové reaktance transformátoru usměrňovače vedlo k časovému průběhu proudu odebíraného tímto usměrňovačem ze sítě 22 kV, jak je simulován pro odebíraný proud 1660 A DC na obr. 10.2.

Pravoúhlý průběh



Obr. 10.1 Pravoúhlý průběh



Obr.10.2. (bez respektování úhlu překrytí)

Tento průběh byl podroben rychlé Fourierově transformaci (FFT) do frekvenční oblasti pomocí SW PSpice s tímto výsledkem:

Tabulka 10.1 FFT

I_1 228,95 [A]	podle PSpice	podle „amplitudového zákona“
I_{11}	20,67	20,81
I_{13}	17,52	17,61
I_{23}	9,69	9,95
I_{25}	8,97	9,16

Podobnost proudových hodnot prokazuje přes jisté rozdíly, že časový průběh podle obr. 10.2 lze dosti přesně popsat spektrálními složkami odvozenými s pomocí „amplitudového zákona“

10.2.2 Poměrné hodnoty proudových harmonických podle PNE 33 3430-0

Tato PNE 33 3430-0 obsahuje v tabulce 7 článku 6.2.1.1 možnost odhadovat poměrné hodnoty proudů emitovaných do sítě dvanáctipulzním paralelním můstkem v hodnotách podle následující tabulky:

Tabulka 10.2 Odhad hodnot dle PNE 33 3430-0

n	5	7	11	13	23	25
I_n [%]	4	3	9	6	3	3
I_n [%] podle „a.z.“	20	14,3	9,09	7,69	4,35	4,00

Tabulka v řádku druhém udává hodnoty převzaté z PNE 33 3430-0. Řádek třetí udává hodnoty, které vycházejí z „amplitudového zákona“. Z porovnání obou vyplývá, že tyto odhadované hodnoty jsou vesměs poněkud nižší než teoreticky nejvyšší, jak je udává „amplitudový zákon“.

Pro názornost jsou pro porovnání ještě zapracovány do tabulky 10.3 i hodnoty plynoucí z idealizovaného obr. 10.2. Tabulka pak bude obsahovat následující hodnoty:

Tabulka 10.3 S využitím PSpice

$I_1=228,95$ [A]	podle PSpice	podle odhadu PNE 33 3430-0
I_{11} [A]	20,67	20,61
I_{13} [A]	17,52	13,74
I_{23} [A]	9,69	6,87
I_{25} [A]	8,97	6,87

Z této tabulky vyplývá, že odhad podle PNE 33 3430-0 respektuje alespoň částečně reálný vliv jevu komutace proudu usměrňovače, který je v obr. 10.2 potlačen.

10.2.3 Simulace reálného schématu dvanáctipulzního usměrňovače

Cílem simulace schématu dvanáctipulzního usměrňovače TNS bylo vyšetřit reálné spektrum proudu, který tento usměrňovač odebírá z napájecí sítě 22 kV, 50 Hz a porovnat výsledky této simulace s hodnotami naměřených spekter z TNS v oblasti SME (Severomoravské energetiky – dnes část ČEZ Distribuce, a.s.).

Jako výchozí hodnoty elektrických parametrů nutných pro sestavení simulovaného schématu trakčního usměrňovače byly vzaty průměrné hodnoty reálných schémat, protože ve sledovaných TNS:

- se vyskytují trakční usměrňovače různých typových výkonů,
- počet paralelně pracujících usměrňovačových jednotek je různý,
- jejich napětí naprázdno může být rozdílné.

Pro koncepci náhradního schématu usměrňovače byly zvoleny následující elektrické parametry:

- amplituda fázového napětí sekundárního vinutí $U_{ef, sdr}$ 2050 V
- napětí nakrátko transformátoru usměrňovače v procentech u_k 5%
- jeho typový výkon S_{TT} 4 MVA
- indukčnost zapojená v sérii s trakčním usměrňovačem vč. TV 10 mH

Náhradní indukčnost sekundárního vinutí jedné fáze transformátoru usměrňovače je dána výrazem (3.1), kde po dosazení dostaneme hodnotu $L_{TT} \cong 250 \mu H$.

Pro umožnění rychlé Fourierovy transformace (FFT) bylo nutno použít simulační režim přechodového jevu (transient). Aby však FFT byla aplikována na elektricky ustálený stav simulovaného obvodu, bylo nutno pro FFT použít časový interval od 80 ms do 100 ms po zapnutí, kdy je již časový průběh usměrňovaného proudu ustálený.

Odebíraný usměrňovaný proud byl nastavován změnou zatěžovacího rezistoru, kde se jeho ohmická hodnota měnila po stupních od 1Ω do 6Ω .

Při přípravě simulačního obvodu byl simulační obvod složen z obou sekundárních vinutí zapojených do hvězdy s tím, že zavedená fázová napětí byla vzájemně posunuta o 30 ° elektrických.

To se projevilo i při odvozování časového průběhu celkového primárního fázového proudu odebíraného z napájecí sítě značeného \mathbf{I}_{CELK} . Tento proud se skládá z proudu náležejícímu vinutí „ \mathbf{Y} “ a značeného jako \mathbf{I}_Y a z proudu náležejícímu vinutí „ \mathbf{D} “ označeného \mathbf{I}_D . Pro jeho okamžité hodnoty platí následující výraz:

$$i_{CELK} = i(L1) + \frac{i(L4) - i(L5)}{\sqrt{3}} \quad (10.2)$$

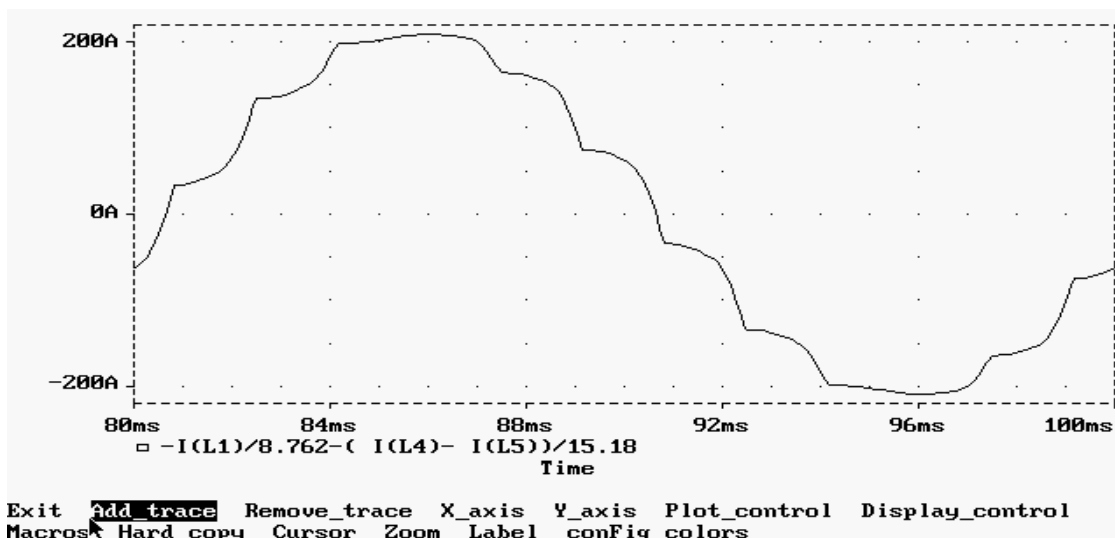
kde $\mathbf{i(L1)}$ je okamžitá hodnota proudu procházejícího náhradní fázovou tlumivkou $\mathbf{L1}$ patřící k sekci „ \mathbf{Y} “

$\mathbf{i(L4)}$ a $\mathbf{i(L5)}$ jsou okamžité hodnoty proudů procházejících náhradními fázovými tlumivkami $\mathbf{L4}$ a $\mathbf{L5}$ náležejících dvěma fázím náhradní hvězdy představující sekci „ \mathbf{D} “.

Závitový převod transformátoru usměrňovače byl zvolen jako hodnota

$$p = \frac{22000}{2510,7} = 8,762$$

Pomocí výše uvedeného postupu simulace byl pro zvolenou hodnotu usměrněného proudu 1660 A sestrojen obr. 10.3.



Obr. 10.3 s respektováním úhlu překrytí

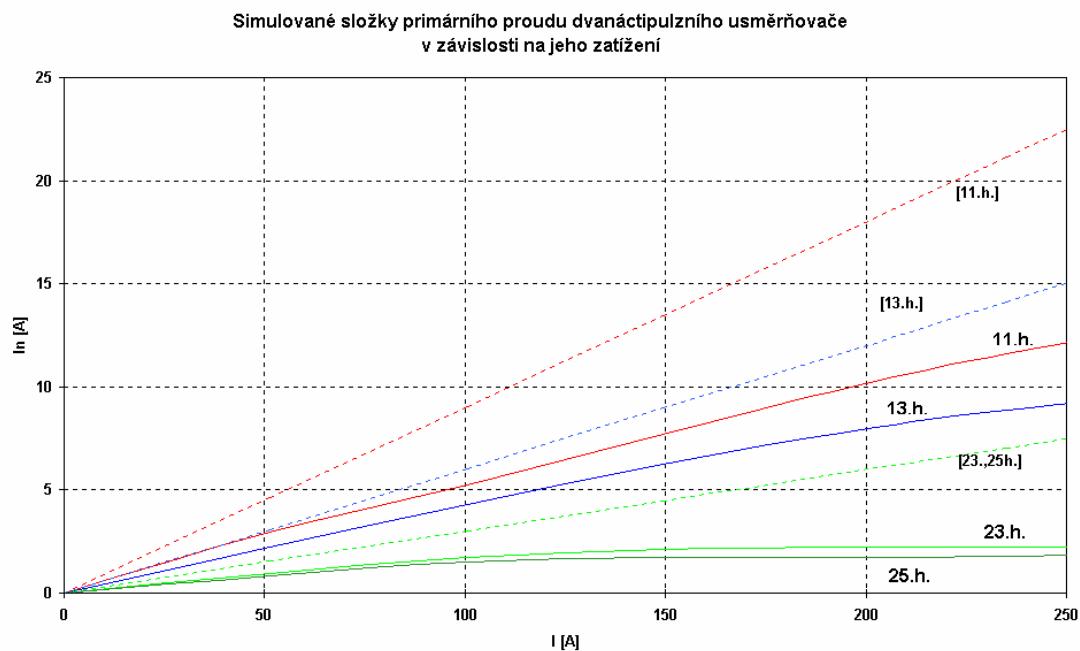
Porovnáním s obr. 10.2 je patrné, že tento nový časový průběh má díky jevu komutace tvar, který je bližší k průběhu sinusovému a lze tedy oprávněně předpokládat, že i jeho spektrální složení bude z hlediska EMC vůči napájecí síti příznivější. Základní spektrální složky po přepočtu na stranu 22 kV mají hodnoty podle následující tabulky:

Tabulka 10.4 Spektrální složky po přepočtu na stranu 22 kV

I_1	149,38 A	100 %
I_{11}	7,72 A	5,17 %
I_{13}	6,25 A	4,18 %
I_{23}	2,12 A	1,42 %
I_{25}	1,71 A	1,14 %

Nutno podotknout, že takto zvolený číselný příklad představuje výkon trakčního usměrňovače cca 5,5 MW či cca 5,7 MVA a leží tedy v horní části pásma trakčního odběru, který je v provozu dosahován ojediněle.

Na základě popsaného simulačního postupu byl pak sestrojen obr. 10.4. Zde jsou vyneseny čtyři křivky proudu složek 11., 13., 23. a 25. harmonické na vstupní straně transformátoru usměrňovače v závislosti na proudu základní harmonické trakčního odběru.



Obr. 10.4 Simulované složky primárního proudu dvanáctipulzního usměrňovače v závislosti na jeho zatížení

Dále je v tomto obrázku vykreslena závislost hodnot proudu stejných harmonických na trakčním odběru, když harmonické proudy jsou odvozeny z odhadu podle PNE 33 3430-0. Porovnáním barevně odpovídajících průběhů je patrné, že odhad podle PNE 33 3430-0 (znázorněno čárkovaně) uvádí hodnoty proudu podstatně větší než odpovídá výsledkům simulace (znázorněno plnými čarami).

10.2.4 Obsah 5.a 7. harmonické proudu trakčního usměrňovače

Dalším úkolem simulace dvanáctipulzního schématu trakčního usměrňovače byla otázka spektrálního složení harmonických v proudu, který odebírá z napájecí sítě 22 kV. Běžně se uvádí, že nejnižší spektrální složkou je až 11. harmonická následovaná pak 13. harmonickou. Spektrální složky 5. a 7. harmonické se v primárním proudu údajně nevyskytují. Vzniká otázka, čím je tento stav způsoben.

Použitý SW PSPice dovoluje vyšetřit amplitudy i fáze jednotlivých harmonických pouze cestou rozvoje časového průběhu sledované veličiny ve Fourierovu řadu, nikoliv tedy použitím rychlé Fourierovy transformace (FFT), která byla využita při sledování amplitud harmonických, jak je popsáno výše.

Tak například pro 5. a 7. harmonickou udává simulační analýza amplitudy a fáze podle této tabulky 10.5 :

řád harmonické	amplituda 5.h.	fáze 5.h.	amplituda 7.h.	fáze 7.h.
i(L1)	312,9	-79,35	110,8	13,52
i(L4)	312,7	70,66	110,7	-136,6
i(L5)	313,0	-49,31	110,9	-16,48

10.2.5 Analýza pro 5. harmonickou

Převedená hodnota pro $i(L1)$ tvořící příspěvek sekce „Y“ na složkový tvar je

$$i(L1) = 312,9 \angle -79,35 = 57,824 - j \cdot 307,518$$

Podobně se převedou na složkový tvar i hodnoty pro **$i(L4)$** a **$i(L5)$** :

$$i(L4) = 103,558 + j \cdot 295,054$$

$$i(L5) = 204,065 - j \cdot 237,332$$

Dále je vyčíslena druhá část výrazu (10.2) platící pro příspěvek sekce „D“ dosazením z výše uvedených složkových tvarů obou proudů:

$$\begin{aligned} \frac{i(L4) - i(L5)}{\sqrt{3}} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot [103,558 - 204,065 + j \cdot (295,054 + 237,332)] = \\ &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot (-100,507 + j \cdot 532,386) = -58,038 + j \cdot 307,373 = \\ &= 312,803 \angle 100,6 \end{aligned}$$

Pro celkový proud složky 5. harmonické je pak podle výrazu (10.2)

$$\begin{aligned} i_{CELK,5} &= 57,824 - j \cdot 307,518 - 58,028 + j \cdot 307,373 = \\ &= -0,202 - j \cdot 0,145 = 0,250 \angle 35,4 \cong 0 \end{aligned}$$

10.2.6 Analýza pro 7. harmonickou

Stejným způsobem jako pro 5. harmonickou je odvozena celková hodnota proudové **složky 7. harmonické** produkované trakčním usměrňovačem do napájecí sítě 22 kV.

Pro **i(L1)** jako příspěvek sekce „Y“:

$$i(L1) = 110,8 \angle 13,52 = 107,730 + j \cdot 25,903$$

Složkové tvary pro **i(L4)** a **i(L5)** mají tvar

$$i(L4) = -80,432 - j \cdot 76,061$$

$$i(L5) = 106,344 - j \cdot 31,460$$

Pomocí výrazu (3) lze určit příspěvek sekce „D“:

$$\begin{aligned} \frac{i(L4) - i(L5)}{\sqrt{3}} &= \frac{1}{\sqrt{3}} [-80,432 - 106,344 - j \cdot (76,061 - 31,460)] = \\ &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot (-186,776 - j \cdot 44,601) = -107,835 - j \cdot 25,750 = \\ &= 110,867 \angle -166,57 \end{aligned}$$

Pro celkový proud složky 7. harmonické podle výrazu (3) **je**:

$$\begin{aligned} i_{CELK,7} &= 107,730 + j \cdot 25,903 - 107,835 - j \cdot 25,750 = \\ &= -0,105 + j \cdot 0,153 = 0,186 \angle -55,5 \cong 0 \end{aligned}$$

10.2.7 Závěry analýzy 5. a 7. harmonické trakčního usměrňovače

Z výše uvedených výpočtů vyplývají pro spektrální **složky proudů 5. a 7. harmonické** primárního proudu dvanáctipulzního usměrňovače následující závazné závěry:

> **spektrální složky 5. a 7. harmonické produkují obě sekce trakčního usměrňovače s nenulovými hodnotami amplitud:**

* 5. harmonická od sekce „Y“ má amplitudu 312,90, od sekce „D“ amplitudu 312,80, při čemž rozdíl obou amplitud je $(312,90 - 312,80) = 0,10$, procentní rozdíl 0,03 %,

* 7. harmonická od sekce „Y“ má amplitudu 110,80, od sekce „D“ amplitudu 110,87, při čemž rozdíl obou amplitud je $|110,80 - 110,87| = 0,07$, procentní

rozdíl 0,06 %,

> **fáze těchto složek jsou navzájem v protifázi:**

* 5. harmonická od sekce „Y“ má fázi -79,35, od sekce „D“ fázi 100,69, při čemž vzájemná fáze dává $|-79,35 - 100,69| = 180,04$, procentní odchylka 0,02 %,

* 7. harmonická od sekce „Y“ má fázi 13,52, od sekce „D“ fázi 166,57, při čemž vzájemná fáze dává $[13,52 - (-166,57)] = 180,09$, procentní odchylka 0,05%,

> **v celkovém primárním proudu dvanáctipulzního usměrňovače se v důsledku toho vyruší a složky 5. a 7. harmonické dostávají prakticky nulové hodnoty svých amplitud,**

> **oprávněně lze očekávat, že stejně se budou chovat i spektrální složky 17., 19. atd. harmonických.**

10.2.8 Obsah 11.a 13. harmonické proudu trakčního usměrňovače

Existence složek 11. a 13. harmonické je citována a vzniká otázka, proč se v primárním proudu dvanáctipulzního usměrňovače vyskytují.

Simulační analýza udala za stejných podmínek, jako jsou uvedeny výše pro 5. a 7. harmonickou, následující amplitudy a fáze v následující tabulce 10.6:

řád harmonické	amplituda 11.h.	fáze 11.h.	amplituda 13.h.	fáze 13.h.
i(L1)	47,48	78,12	38,38	51,93
i(L4)	46,98	48,84	38,46	81,10
i(L5)	47,68	-71,02	38,57	-158,5

a. Analýza pro 11. harmonickou

Pokud se převede hodnota pro **i(L1)** tvořící příspěvek sekce „Y“ na složkový tvar, bude platit:

$$i(L1) = 47,48 \angle 78,12 = 9,774 + j \cdot 46,463$$

Podobně se převedou na složkový tvar i hodnoty pro **i(L4)** a **i(L5)**:

$$i(L4) = 30,921 + j \cdot 35,370$$

$$i(L5) = 15,507 - j \cdot 45,088$$

Dále je vyčíslena druhá část výrazu (3) platící pro příspěvek sekce „D“ dosazením z výše uvedených složkových tvarů obou proudů ve tvaru:

$$\begin{aligned}\frac{i(L4)-i(L5)}{\sqrt{3}} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot [30,921 - 15,507 - j \cdot (-35,370 - 45,088)] = \\ &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot (15,414 + j \cdot 80,458) - 8,899 + j \cdot 46,452 = 47,297 \angle 79,16\end{aligned}$$

Pro celkový proud složky 11. harmonické pak podle výrazu (10.2) platí

$$\begin{aligned}i_{CELK,11} &= 9,774 + j \cdot 46,463 + 8,899 + j \cdot 46,452 = \\ &= 18,673 + j \cdot 92,915 = 94,773 \angle 78,6\end{aligned}$$

b. Analýza pro 13. harmonickou

Stejným způsobem, jako pro 11. harmonickou je odvozena celková hodnota proudové **složky 13. harmonické** produkované trakčním usměrňovačem do napájecí sítě 22 kV.

Pro **$i(L1)$** jako příspěvek sekce „Y“:

$$i(L1) = 38,38 \angle 51,93 = 23,666 + j \cdot 30,215$$

Složkové tvary pro **$i(L4)$** a **$i(L5)$** mají tvar

$$i(L4) = 5,950 + j \cdot 37,997$$

$$i(L5) = -35,886 - j \cdot 14,136$$

Pomocí výrazu (3) je pak pro příspěvek sekce „D“:

$$\begin{aligned}\frac{i(L4)-i(L5)}{\sqrt{3}} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot [5,950 + 35,886 - j \cdot (-37,997 - 14,136)] = \\ &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot (41,836 + j \cdot 52,133) = 24,154 + j \cdot 30,099 = 38,592 \angle 51,25\end{aligned}$$

Pro celkový proud složky 13. harmonické podle výrazu (10.2) platí:

$$\begin{aligned}i_{CELK,13} &= 23,666 + j \cdot 30,215 + 24,154 + j \cdot 30,099 \\ &= 47,820 + j \cdot 60,314 = 76,971 \angle 51,59\end{aligned}$$

c. Závěry analýzy 11. a 13. harmonické trakčního usměrňovače

Zvýše uvedených výpočtů vyplývají pro spektrální složky 11. a 13. harmonické primárního proudu dvanáctipulzního usměrňovače následující *závažně* závěry:

- **spektrální složky 11. a 13. harmonické produkují obě sekce dvanáctipulzního trakčního usměrňovače s prakticky stejnými hodnotami amplitud:**
 - * 11. harmonická od sekce „Y“ má amplitudu 47,48, od sekce „D“ amplitudu 47,30, při čemž rozdíl obou amplitud činí $(47,48 - 47,30) = 0,18$, procentní rozdíl 0,38 %,
 - * 13. harmonická od sekce „Y“ má amplitudu 38,38, od sekce „D“ amplitudu 38,59, při čemž rozdíl obou amplitud činí $|38,38 - 38,59| = 0,21$, procentní rozdíl 0,55 %,
- **fáze těchto složek jsou navzájem též prakticky stejné:**
 - * 11. harmonická od sekce „Y“ má fázi 78,12, od sekce „D“ fázi 79,16, při čemž vzájemná fáze dává $(78,12 - 79,16) = 1,04$, procentní rozdíl 1,32%,
 - * 13. harmonická od sekce „Y“ má fázi 51,93, od sekce „D“ fázi 51,25, při čemž vzájemná fáze dává $(51,93 - 51,25) = 0,68$, procentní rozdíl 1,32%,
- **v celkovém primárním proudu dvanáctipulzního usměrňovače se v důsledku toho přírůstky ze sekcí „D“ a „Y“ obou analyzovaných spektrálních složek ve svých amplitudách sečítají,**
- **oprávněně lze očekávat, že stejně se budou chovat i spektrální složky 23., 25. atd. harmonických.**

Poznámka:

Číselná nepřesnost uvedených hodnot je dána konečným krokem simulace pomocí SW PSPice verze 5, který z důvodů zajištění konvergence výpočtu bylo nutno nastavit na hodnotu 100 μ s.

10.2.9 Vliv připojení TNS na napěťovou hladinu

TNS díky svým harmonickým odebíraného proudu způsobuje napěťové harmonické, jejichž hodnota je podle Ohmova zákona závislá:

- > na velikosti jednotlivých spektrálních složek proudu odebíraného TNS,
- > na hodnotě impedance napájecí sítě.

Velikost jednotlivých spektrálních složek proudu odebíraného TNS byla náplní předešlých kapitol. Hodnota impedance napájecí sítě přímo souvisí s bodem připojení TNS.

Z hlediska umístění bodu připojení TNS je nutno rozlišovat dvě možné varianty, a to:

- > variantu A, kdy je TNS DC připojena na napěťovou hladinu 22 kV,
- > variantu B, kdy je TNS DC připojena na napěťovou hladinu 110 kV.

Napěťové harmonické dodavatel elektrické energie sleduje obecně právě v připojovacím bodě. Impedance napájecí sítě se liší o impedanci transformátoru 110/22 kV. Při napájení z napěťové hladiny 22 kV je nutné hodnotu -impedance tohoto transformátoru přičíst k impedanci přívodního vedení.

Pro určení vlivu je nutné vycházet z následujících předpokladů:

- > spektrální složení proudu odebíraného TNS není závislé na zkracení napětí v připojovacím bodě TNS, což je umožněno prokazatelným charakterem TNS DC jako proudového zdroje harmonických,
- > napájecí soustava dodavatele elektrické energie je určena především elektrickými parametry transformátoru 110/22 kV a zkratovým výkonem na jeho straně 110 kV.

V dalším budou posouzeny obě varianty z pohledu TNS DC jako generátoru harmonických v odebíraném proudu.

10.2.10 Připojení TNS na napěťovou hladinu 22 kV

Impedance je tedy tvořena součtem impedance přívodního vedení 110 kV a impedance transformátoru 110/22 kV.

Náhradní indukčnost transformátoru 110/22 kV je pro stranu 22 kV dána výrazem

$$L_{T,110/22} = \frac{22000^2 \cdot u_K}{100 \cdot \pi \cdot S_{T,110/22} \cdot 100} \quad [H, \%, VA] \quad (10.3)$$

kde $S_{T,110/22}$ je výkon transformátoru 110/22 kV

u_K je jeho procentní napětí nakrátko

Náhradní indukčnost přívodního vedení 110 kV je dána souměrným zkratovým výkonem S_K v bodě připojení transformátoru 110/22 kV k síti 110 kV a po přepočtu na stranu 22 kV výrazem

$$L_{110} = \frac{110000^2}{100 \cdot \pi \cdot S_K} \cdot \left(\frac{22}{110}\right)^2 = \frac{22000^2}{100 \cdot \pi \cdot S_K} \quad [H, VA] \quad (10.4)$$

Podobně lze náhradní indukčnost přívodního vedení 110 kV stanovit ze souměrného zkratového proudu I_K s přepočtem na hladinu 22 kV výrazem

$$L_{110} = \frac{110000}{100 \cdot \pi \cdot \sqrt{3} \cdot I_K} \cdot \left(\frac{22}{110} \right)^2 [H, A] \quad (10.4a)$$

Označíme-li spektrální složku **n-té** harmonické v proudu odebíraném TNS jako I_n , pak napěťová harmonická téhož řádu bude na hladině 22 kV po přepočtu na procentní hodnotu dána výrazem

$$U_{n,A} = n \cdot I_n \cdot 22000 \cdot \left(\frac{u_K}{S_{T,110/22}} + \frac{100}{S_K} \right) [\%, A, VA] \quad (10.5)$$

10.2.11 .Připojení TNS na napěťovou hladinu 110 kV

V této variantě vznikají napěťové harmonické pouze na impedanci napájecí sítě 110 kV, jak je dána výrazem (10.4). Pak napěťová harmonická řádu n bude na hladině 22 kV po přepočtu na procentní hodnotu dána výrazem

$$U_{n,B} = n \cdot I_n \cdot 22000 \cdot \frac{100}{S_K} [\%, A, VA] \quad (10.6)$$

10.2.12 .Porovnání obou variant

V dalším kroku bude vyšetřen poměr obou procentních hodnot napěťových harmonických vznikajících v obou popsanych variantách za předpokladu, že TNS produkuje v obou variantách shodné spektrální složení odebíraného proudu.

Pro tento poměr dostaneme

$$\frac{U_{n,A}}{U_{n,B}} = \frac{\frac{u_K}{S_{T,110/22}} + \frac{100}{S_K}}{\frac{100}{S_K}} = 1 + \frac{u_K}{100} \cdot \frac{S_K}{S_{T,110/22}} [\%, VA] \quad (10.7)$$

Z uvedeného výrazu (10.7) vyplývá, že tento poměr:

- závisí pouze na poměru zkratového výkonu sítě 110 kV v bodě připojení transformátoru 110/22 kV a výkonu tohoto transformátoru,
- dále závisí na procentním napětí nakrátko transformátoru 110/22 kV,
- jsou-li uvedené hodnoty konstantní, pak odvozený poměr procentních hodnot

napětíových harmonických $\frac{U_{n,A}}{U_{n,B}}$ nezávisí na řádu harmonických,

- **v každém případě však bude pro všechny harmonické vždy $U_{n,A} > U_{n,B}$**

10.2.13 .Číselný příklad

Transformátor 110/22 kV má výkon $S_{T,110/22} = 25$ MVA a napětí nakrátko má hodnotu $u_K = 11$ %. Zkratový výkon napájecí sítě 110 kV v bodě připojení transformátoru 110/22 kV je $S_K = 748,7$ MVA.

Pak bude hledaný poměr mít hodnotu

$$\frac{U_{n,A}}{U_{n,B}} = 4,294$$

přičemž například pro $n = 11$ a $I_{s,} = 6$ A dostaneme

$$U_{11,A} = 0,833 \%$$

$$U_{11,B} = 0,194 \%$$

Tento výsledek značí, že **TNS**, připojená na **hladinu 110** kV (připojovací bod), **způsobuje podstatně nižší hodnoty napětíových harmonických než TNS připojená na hladinu 22 kV** (připojovací bod) **za stejných odběrových podmínek.**

10.3 Experimentální část řešení

Experimentální část řešení úkolu spočívala v měření na konkrétních TNS DC.

10.3.1 Místa měření

Účelem měření bylo potvrdit závěry z teoretické části. Pro posouzení byly vybrány následující TNS DC:

- > Červenka
- > Český Těšín
- > Dětmovice
- > Hranice na Moravě
- > Jablunkov
- > Prosenice
- > Říkovice

- > Studénka
- > Suchdol nad Odrou
- > Svinov
- > Ústí u Vsetína
- > Vratimov

10.3.2 Metodika měření

Měření bylo provedeno pomocí síťových analyzátorů BK 500 (výrobce ELCOM "Praha) v.č. 19 402-002 a v.č. 19 402-004. Analyzátor byl zapojen v rozvodně 22 kV na právě aktivním přívodu. Napětí bylo pro každou TNS, jejichž seznam je uveden výše, snímáno ze sekundárního vinutí měřicího transformátoru napětí s převodem 22000/100 V, proud byl snímán pomocí proudových kleští MINI, které jsou součástí analyzátorů, ze sekundárního obvodu měřicího transformátoru proudu s převodem 400/5 A.

10.3.3 Způsob vyhodnocení

Naměřená data ze síťových analyzátorů BK 500 byla převedena do programu Excel a v něm vyhodnocena.

Z naměřených dat byly vyhodnocovány hodnoty proudů :

> odběrový proud TNS	I	[A]
> proud 5. harmonické	I_5	[A]
> proud 7. harmonické	I_7	[A]
> proud 11. harmonické	I_11	[A]
> proud 13. harmonické	I_13	[A]
> proud 23. harmonické	I23	[A]
> proud 25. harmonické	I_25	[A]

U všech harmonických byly sestrojeny závislosti dané harmonické proudu na odběru TNS pro každou TNS.

Dále byla sestrojena kontrolně závislost 5. harmonické v čase jednoho týdne při kroku 30 vteřin.

Na závěr byla provedena statistika rozdělení odběrových proudů TNS do daných intervalů. Tato statistika byla provedena pro každou TNS zvlášť a následně pro všech dvanáct sledovaných TNS jako pro celek.

10.3.4 Metodika zpracování naměřených hodnot

Ve 12 trakčních napájecích stanicích stejnosměrné soustavy byla uskutečněna týdenní měření harmonických primárního proudu TNS jako celku. Jednotlivé soubory mají pro každou harmonickou rozsah cca 16 až 20 tisíc údajů, což představuje statistický materiál pro každou harmonickou v rozsahu cca 240 tisíc hodnot.

Při uvedených měřeních byly zaznamenávány efektivní hodnoty harmonických v primárním proudu TNS od základní po 25. harmonickou. Pro dále popsanou statistickou analýzu byly vybrány údaje náležející:

- > dvojici nejnižších „zákonných“ složek, tedy složek 11. a 13. harmonické,
- > dvojici následujících „zákonných“ složek, tedy složek 23. a 25. harmonické,

a. Analýza „zákonných“ složek trakčního usměrňovače

Prvním krokem při analýze „zákonných“ složek 11., 13., 23. a 25. harmonické primárního proudu jednotlivých TNS bylo sestrojení závislosti efektivní hodnoty těchto složek na efektivní hodnotě základní složky 50 Hz tohoto proudu.

Vzniklé diagramy, které obsahovaly množinu naměřených hodnot, byly pak doplněny regresní křivkou, která popisuje pro danou TNS nejpravděpodobnější závislost sledované harmonické na harmonické základní.

Pro průběh regresní křivky byla zvolena kubická parabola (parabola třetího stupně), protože její průběh nejlépe vyjadřoval charakter průběhu sledované závislosti dané harmonické na harmonické základní. Správnost volby tohoto typu regresní křivky potvrzuje i číselná hodnota spolehlivosti značená „ R^2 “. K tomu nutno poznamenat, že pro ideální shodu s nejvyšší spolehlivostí náhrady naměřených hodnot regresní křivkou by platilo **$R^2=1,00$** .

Bylo zjištěno, že hodnota spolehlivosti leží pro sledované harmonické zhruba v následujících intervalech:

- > pro 11. harmonickou v intervalu od 0,9937 (TNS Červenka) do 0,8835 (TNS Jablunkov), průměrná hodnota spolehlivosti ze všech 12 TNS činí 0,9628,
- > pro 13. harmonickou v intervalu od 0,9872 (TNS Červenka) do 0,7868 (TNS

Jablunkov), průměrná hodnota spolehlivosti ze všech 12 TNS činí 0,9365,
> pro 23. a 25. harmonickou je však rozptyl hodnot spolehlivosti větší.

Na diagramech jsou dále uvedeny i rovnice regresní křivky. Potíž je v přesnosti údaje hodnot regresních koeficientů kubického a kvadratického členu. Tyto číselné hodnoty poskytuje SW Excel pouze s údajem jedné platné cifry, zatímco regresní koeficienty lineárního a absolutního členu jsou uvedeny se 3 či 4 platnými ciframi.

Kontrolní vynesení regresní křivky podle rovnice udané SW Excel ukázalo nepříjemný rozdíl takto sestrojené křivky proti průběhu regresní křivky vykreslené přímo SW Excelem. Vznikla proto **nutnost zpřesnění číselných hodnot těchto dvou regresních koeficientů**. Za tím účelem:

- byly přijaty číselné hodnoty lineárního a absolutního členu rovnice regresní křivky podle údaje SW Excel,
- z průběhu regresní křivky byly odečteny hodnoty pro 100 A a 200 A primárního proudu,
- vznikly tak dvě rovnice pro dvě neznámé hodnoty regresních koeficientů kubického a kvadratického členu,
- takto získané upřesněné rovnice regresních křivek pak byly přijaty pro další analýzu.

b. Soubor regresních křivek

Druhým krokem analýzy bylo sestavení souboru regresních křivek z jednotlivých sledovaných TNS podle jejich upřesněných rovnic do společného diagramu, a to odděleně pro 11., 13., 23. a 25. harmonickou. Vznikl tak soubor nejpravděpodobnějších závislostí obsahu sledovaných harmonických primárního proudu ze všech 12 TNS na základní harmonické tohoto proudu.

c. Průměrná regresní křivka

Ve třetím kroku bylo možno ke čtyřem souborům regresních křivek pocházejících ze 12 sledovaných TNS a platících pro danou harmonickou nalézt nové regresní křivky vyjadřující pro sledované harmonické vždy nejpravděpodobnější (průměrnou) závislost dané harmonické na základní složce, protože jsou známé rovnice jednotlivých regresních křivek. Takto vzniklé regresní křivky značené jako průměrné jsou tedy sestaveny z údajů naměřených ve všech 12 TNS z oblasti SME, vždy pro sledovanou harmonickou.

d. Obálka maximálních hodnot souboru regresních křivek

Čtvrtým krokem bylo vysledování maximálního hodnot obsahu sledované harmonické v závislosti na složce základní, tedy vysledování obálky souboru regresních křivek jednotlivých TNS pro sledovanou harmonickou.

Zde byla použita metoda „křivítka“, křivka vyjadřující obálku byla vykreslena s tím, že z fyzikálního principu musí procházet počátkem souřadnic. Z diagramů platných pro jednotlivé harmonické byly za účelem vyšetření regresních koeficientů této obálky odečteny hodnoty pro 50 A, 150 A a 250 A základní složky primárního proudu, čímž vznikly tři rovnice pro tři neznámé koeficienty regresní obálkové křivky. Jejich řešením byla získána rovnice regresní obálkové křivky platící pro danou harmonickou.

Tuto křivku lze využít pro definování největších hodnot harmonických v primárním proudu TNS, platných pro danou harmonickou.

e. Spolehlivost výsledků

V tabulkách uvádějících rovnice jednotlivých regresních křivek pro 4 sledované harmonické a jednotlivé TNS jsou uváděny také jejich hodnoty spolehlivosti značené R^2 . Tato hodnota vyjadřuje, jak dobře regresní křivka vyrovnává naměřené hodnoty. Číselná hodnota R^2 může ležet v mezích od 0 do 1, přičemž hodnota 1 značí dokonalou shodu regresní křivky s naměřenými hodnotami. Dobrá shoda by měla vykazat hodnotu spolehlivosti větší než 0,9.

Podle knihy autora Orvis W. J.: Microsoft Excel pro vědce a inženýry (Computer Press, 1996) se hodnota spolehlivosti R^2 (nazývaná též „korelační index“ či „koeficient určenosti“) definuje výrazem

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N [Y_i - Y(X_i)]^2}{\sum_{i=1}^N [Y_i - \langle Y_i \rangle]^2} \quad (10.8)$$

kde $Y(X_i)$ značí ypsilonovou souřadnici bodu regresní křivky, náležejícího hodnotě nezávisle proměnné X_i ,

$$\langle Y_i \rangle = \frac{\sum_{i=1}^N Y_i}{N} \quad (10.9)$$

značí aritmetický průměr z N naměřených hodnot značených jako Y_i

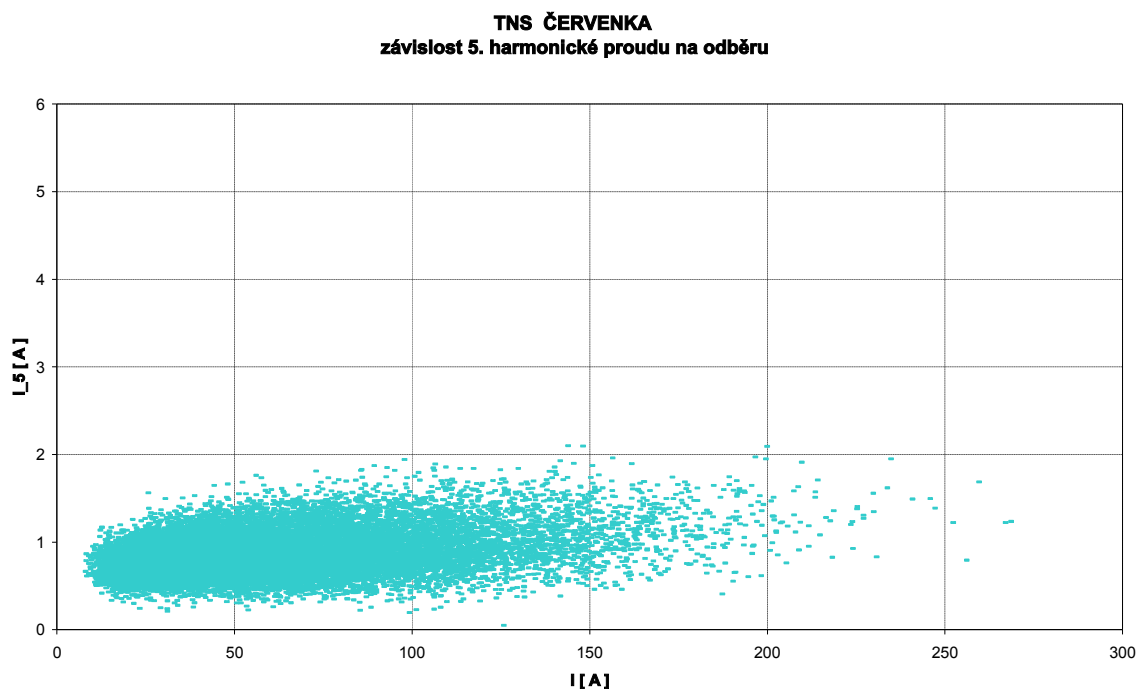
Uvedený výraz pro definici veličiny R^2 vychází z požadavku optimální náhrady průběhu naměřených hodnot a hodnot daných regresní křivkou podle zásad nejmenších čtverců odchylek ypsilonových souřadnic sobě odpovídajících hodnot. Míru tohoto optima vyjadřuje součet čtverců těchto odchylek, jak je uveden v čitateli definičního výrazu (pro dokonalý souhlas má tento čítec nulovou hodnotu). Číselné hodnoty čítele pochopitelně závisí na zvoleném tvaru regresní funkce (v daném případě byla použita kubická parabola, tedy polynom třetího stupně). Jmenovatel pak závisí pouze na naměřených hodnotách a jeho číselná hodnota nezávisí na zvoleném tvaru regresní funkce.

10.3.5 Výsledky měření

Protože měření bylo provedeno na dvanácti TNS a z každé TNS je k dispozici téměř 20 tisíc dat pro každou sledovanou veličinu a tištěná forma jednotlivých grafů by vyžadovala kolem jednoho sta stran, všechny grafy byly zpracovány v elektronické podobě.

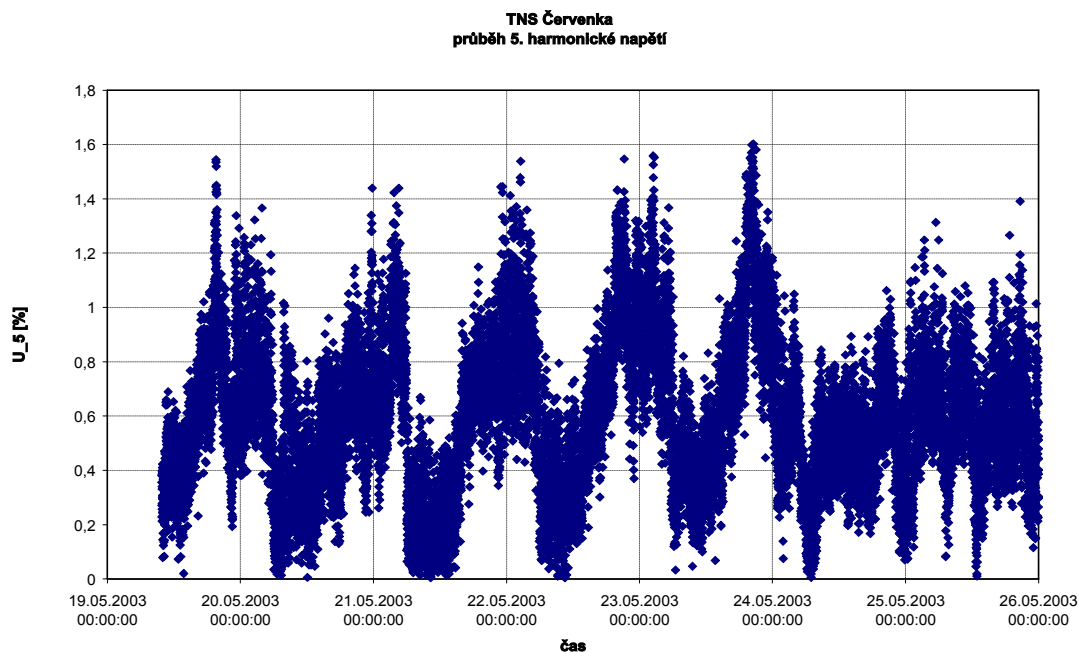
a. Proud 5. harmonické TNS

Byl měřen a vyhodnocován u všech TNS. Jako příklad je uvedeno vyhodnocení u TNS DC Červenka



Obr. 10.5

Z obrázku 10.5 je patrné, že hodnoty 5. harmonické proudu nabývají hodnot prakticky od nuly po dva ampéry. Protože tyto hodnoty se vyskytují po celou škálu odběrových proudů TNS, nejsou způsobované činností trakčního usměrňovače. Lépe to bude patrné na následujícím obrázku 10.6, kde je znázorněn průběh 5. harmonické napětí, čímž je jednoznačně prokázán zdroj 5. harmonické mimo TNS (spínané zdroje malého výkonu a velkého množství - TV přijímače).



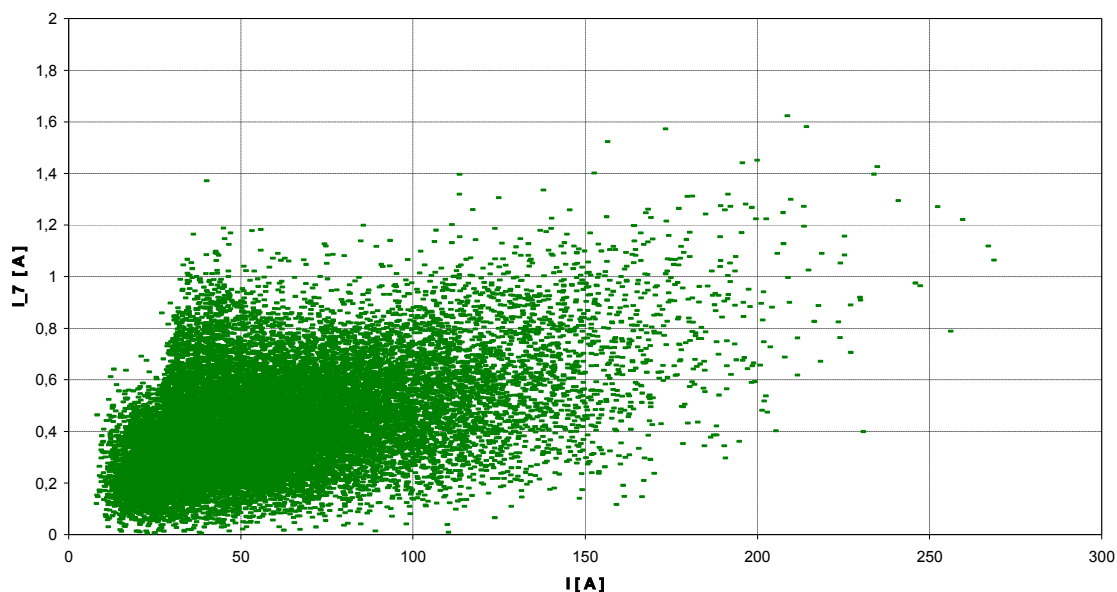
Obr. 10.6

b. Proud 7. harmonické TNS

Byl měřen a vyhodnocován u všech TNS. Pro příklad je uvedeno vyhodnocení u TNS DC Červenka na obrázku 10.7.

Jedná se o obdobný případ jako u páté harmonické proudu. Z obrázku 10.7 je patrné, že hodnoty 7. harmonické proudu nabývají hodnot prakticky od nuly po dva ampéry. Protože tyto hodnoty se vyskytují po celou škálu odběrových proudů TNS, nejsou způsobované činností trakčního usměrňovače.

TNS ČERVENKA
závislost 7. harmonické na odběru

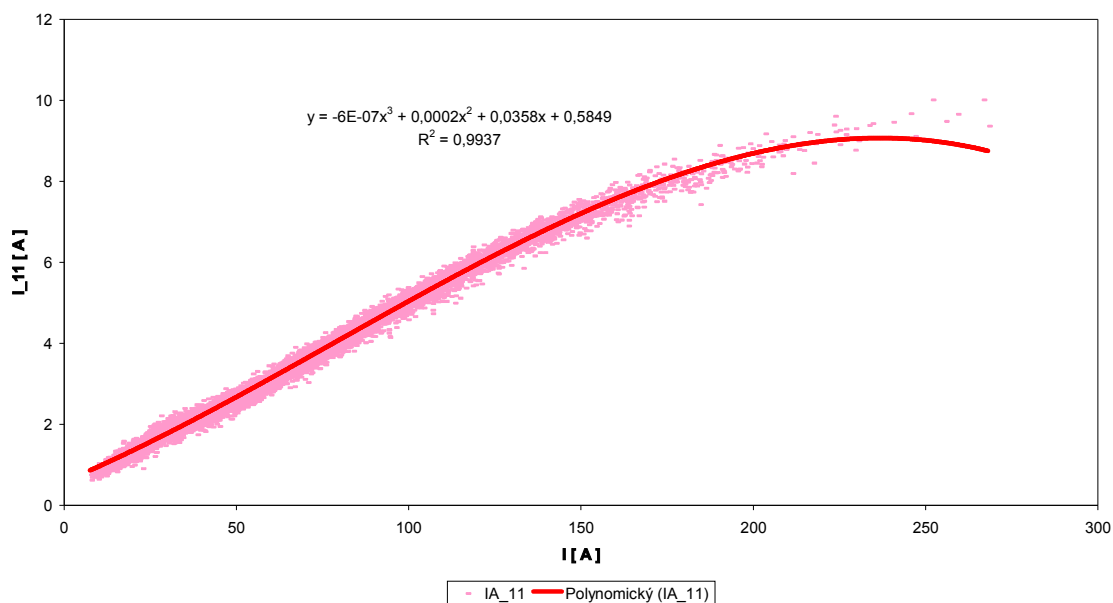


Obr. 10.7

c. Proud 11. harmonické TNS

Byl měřen a vyhodnocován u všech TNS. Jedenáctá harmonická svým řádem je nejnižší, kterou trakční usměrňovač „produkuje“. Pro příklad je udávána závislost jedenácté harmonické proudu na odběru TNS na následujícím obrázku 10.8.

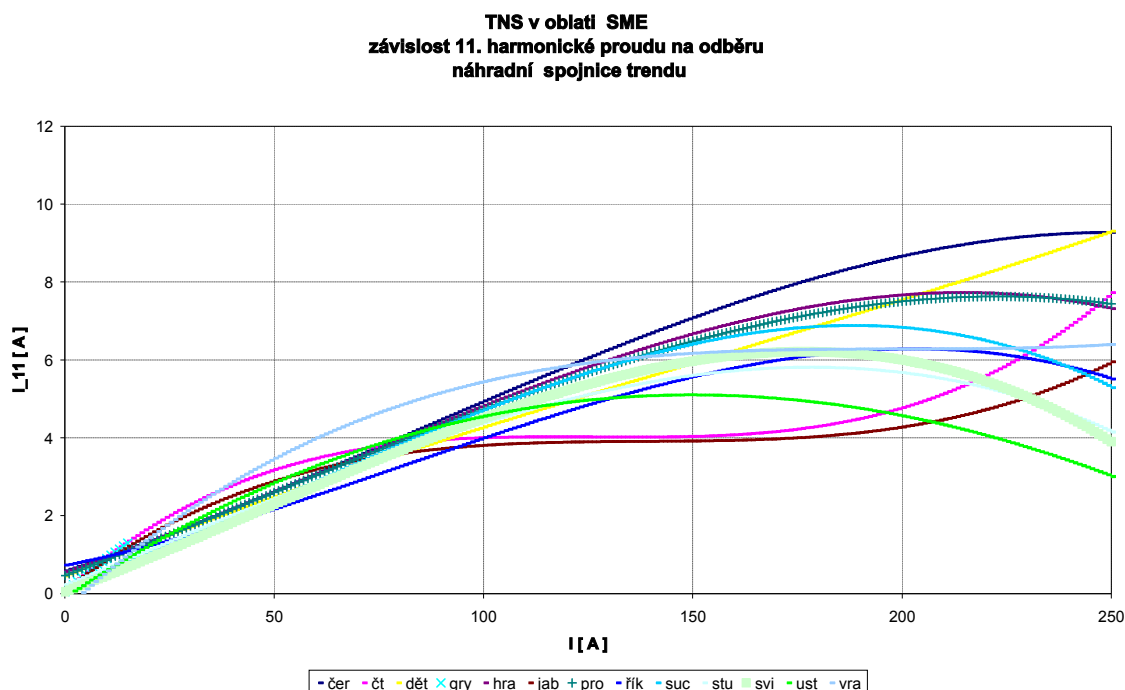
TNS ČERVENKA
závislost 11. harmonické proudu na odběru



Prakticky stejné průběhy dostaneme u ostatních TNS, jak je uvedeno na obrázku 10.9 .
Upřesněné rovnice regresních křivek a hodnoty spolehlivosti jsou uvedeny v následující tabulce 10.7

TNS	Rovnice regresní křivky	R ²
Červenka	$-5,4E-7x^3+1,33E-4x^2+0,0358x+0,5849$	0,9937
Český Těšín	$1,99E-6x^3-7,53E-4x^2+0,0945x+0,0932$	0,9290
Dětmarovice	$1,64E-7x^3-7,64E-5x^2+0,0442x+0,4579$	0,9521
Hranice	$-6,61E-7x^3+1,27E-4x^2+0,0366x+0,5677$	0,9843
Jablunkov	$1,41E-6x^3-5,82E-4x^2+0,0809x+0,1300$	0,8835
Prosenice	$-4,79E-7x^3+6,97E-5x^2+0,0404x+0,4640$	0,9831
Říkovice	$-8,18E-7x^3+1,96E-4x^2+0,0213x+0,7299$	0,9815
Suchdol	$-9,03E-7x^3+1,51E-4x^2+0,0391x+0,2066$	0,9757
Studénka	$-5,76E-7x^3+2,86E-5x^2+0,0455x+0,2289$	0,9651
Svinov	$-9,31E-7x^3+1,32E-4x^2+0,0407x+0,0458$	0,9688
Ústí u Vsetína	$9,90E-8x^3-2,61E-4x^2+0,0715x-0,0787$	0,9738
Vratimov	$8,36E-7x^3-5,00E-4x^2+0,0997x-0,3661$	0,9635

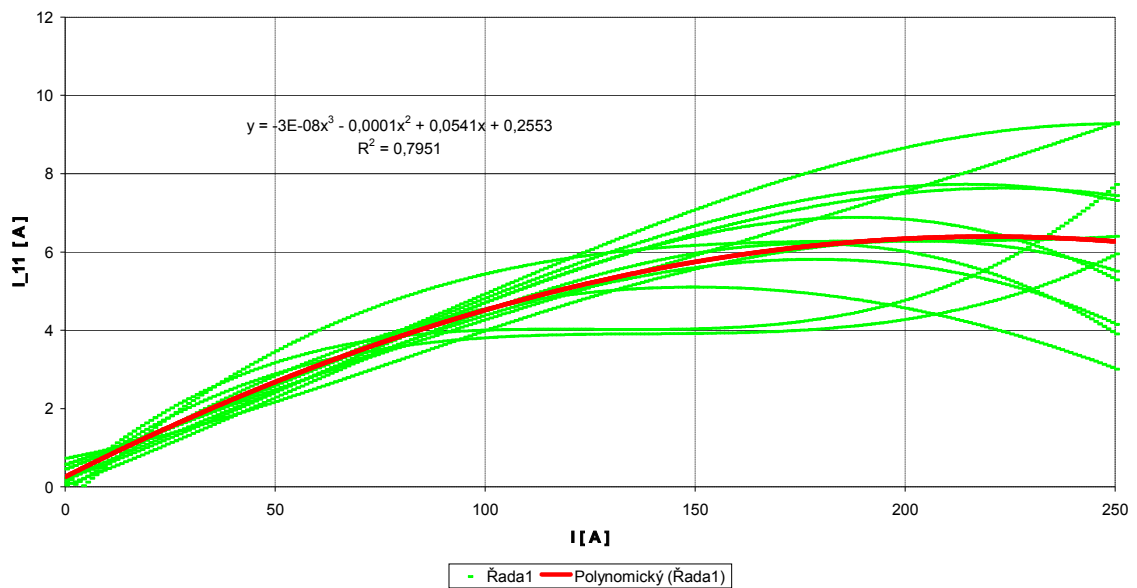
Ze souboru výše uvedených rovnic regresních křivek byl sestaven souhrnný graf uvedený na obrázku 10.9 .



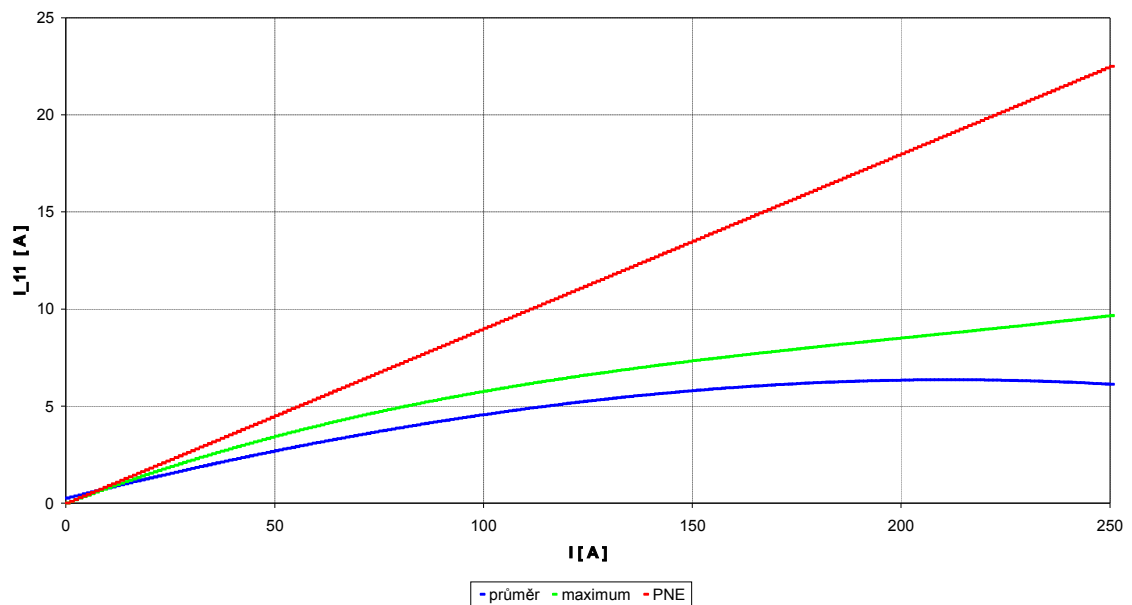
Obr. 10.9

Na následujícím obrázku 10.10 je navíc vynesena regresní křivka z výše uvedených rovnic. Tato křivka představuje průměrné hodnoty obsahu 11. harmonické odebíraného proudu z celého souboru 12 vyšetřovaných TNS.

TNS v OBLASTI SME
závislost 11. harmonické proudu na odběru
náhradní spojnice trendu s regresní křivkou



TNS v oblasti SME
závislost 11. harmonické proudu na odběru
porovnání souhrnných hodnot s odhadem PNE 33 3430-0

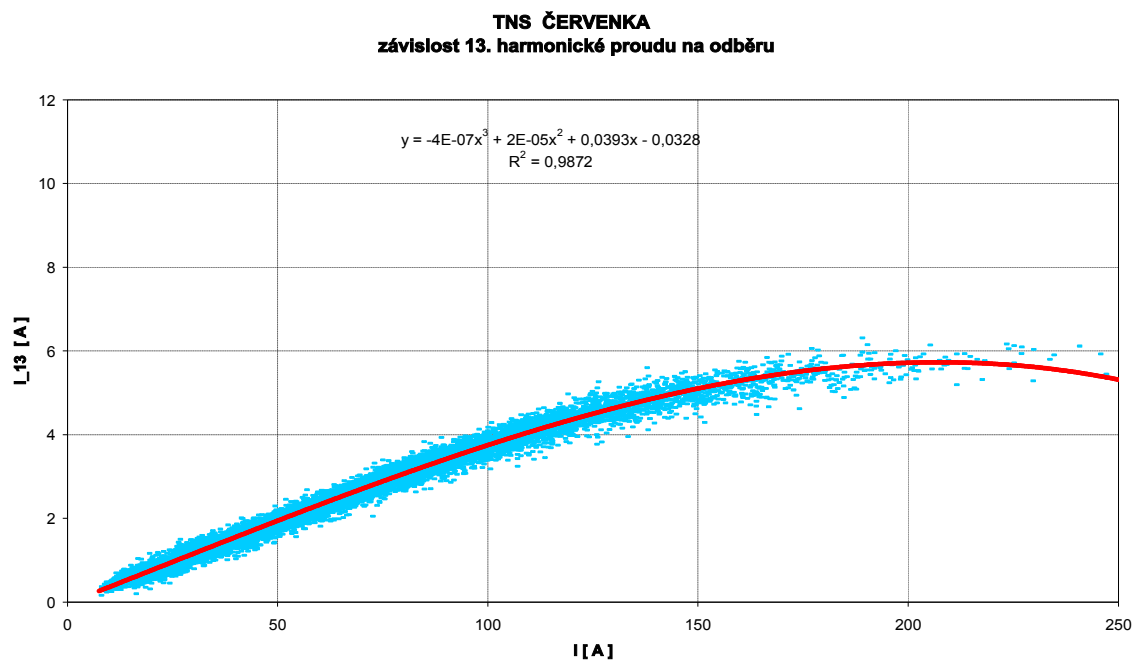


Obr. 10.11

Na obrázku 10.11 je uvedena závislost 11. harmonické proudu na odběru porovnání souhrnných hodnot s odhadem PNE 33 34304

d. Proud 13. harmonické

Byl měřen a vyhodnocován u všech TNS. Třináctá harmonická svým řádem je nejnižší, kterou trakční usměrňovač ve dvanáctipulzním zapojení „produkuje“. Pro příklad je udávána závislost třinácté harmonické proudu na odběru TNS na následujícím obrázku 10.12

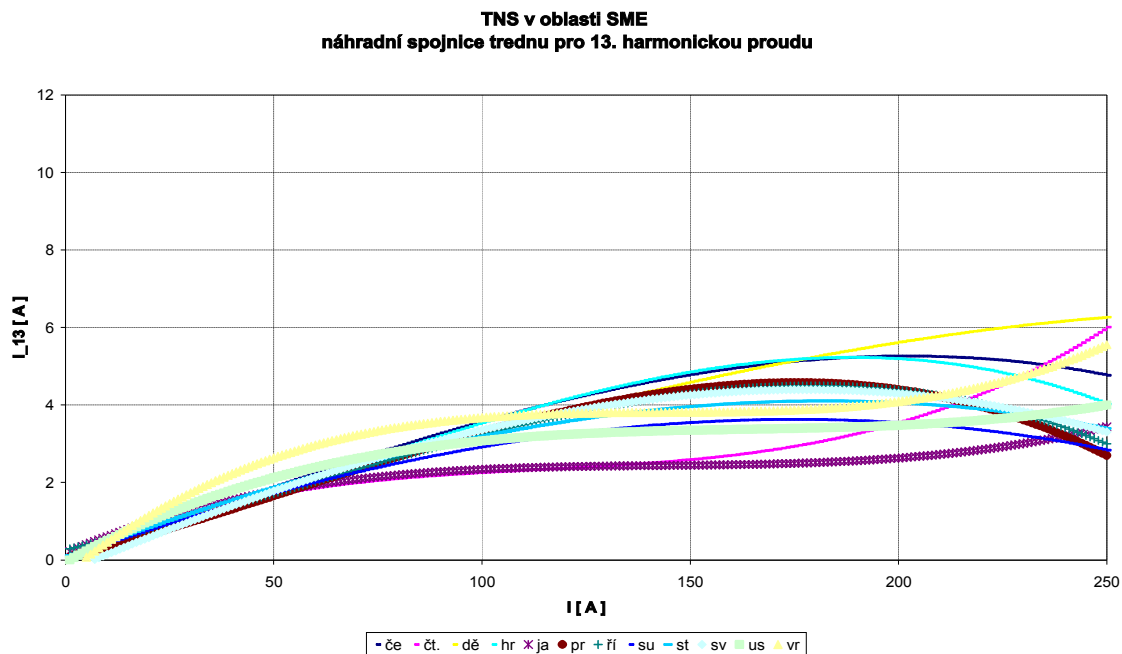


Prakticky stejné průběhy dostaneme u ostatních TNS.

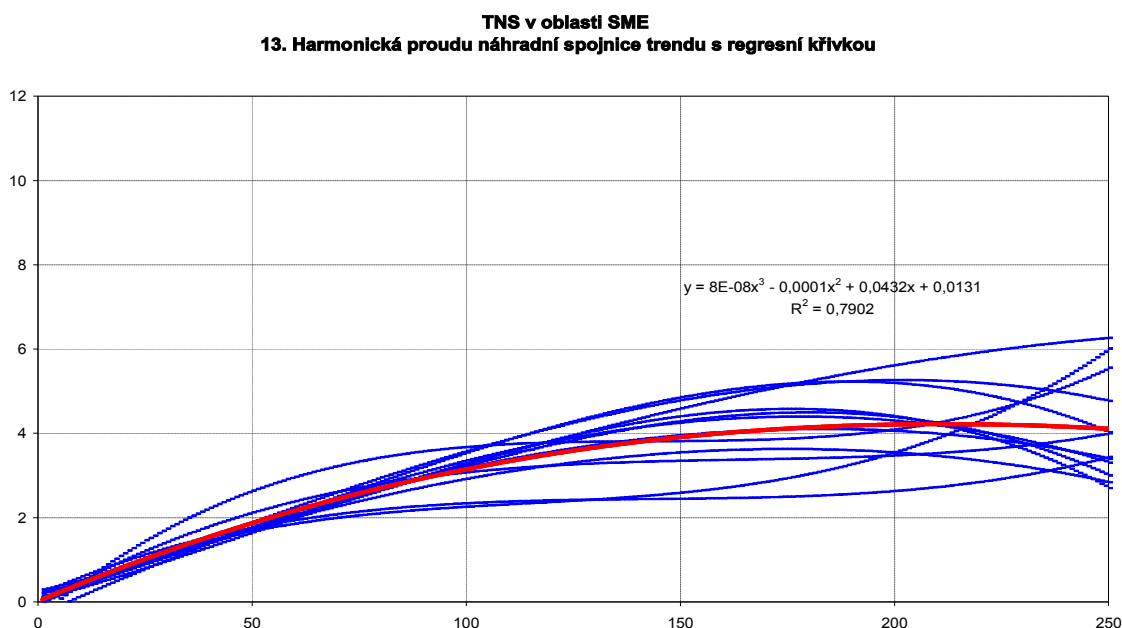
Upřesněné rovnice regresních křivek a hodnoty spolehlivosti jsou uvedeny v následující tabulce 10.8:

TNS	rovnice regresní křivky	R^2
Červenka	$-3,26E-7x^3 + 9,44E-7x^2 + 0,0393x - 0,0328$	0,9872
Český Těšín	$1,15E-6x^3 - 3,94E-4x^2 + 0,0503x + 0,1026$	0,8777
Dětmarovice	$-1,28E-7x^3 - 1,15E-7x^2 + 0,0324x + 0,1638$	0,9417
Hranice	$-7,01 E-7x^3 + 1,02E-4x^2 + 0,0295x + 0,0942$	0,9746
Jablunkov	$7,27E-7x^3 - 3,12E-4x^2 + 0,0455x + 0,1768$	0,7868
Prosebnice	$-7,71 E-7x^3 + 1,24E-4x^2 + 0,0278x + 0,0489$	0,9762
Píkovice	$-6,85E-7x^3 + 1,15E-4x^2 + 0,0250x + 0,2627$	0,9807
Suchdol	$-8,95E-8x^3 - 8,59E-5x^2 + 0,0382x + 0,0514$	0,9413
Studénka	$-1,34E-7x^3 - 7,22E-5x^2 + 0,0397x + 0,0770$	0,9468
Svinov	$-2,37E-7x^3 - 6,46E-5x^2 + 0,0454x - 0,3004$	0,9584
Ústí	$7,18E-7x^3 - 3,52E-4x^2 + 0,0593x - 0,0554$	0,9506
Vratimov	$1,39E-6x^3 - 5,96E-4x^2 + 0,0859x - 0,3396$	0,9158

Ze souboru výše uvedených rovnic regresních křivek byl sestaven souhrnný graf uvedený na následujícím obrázku 10.13

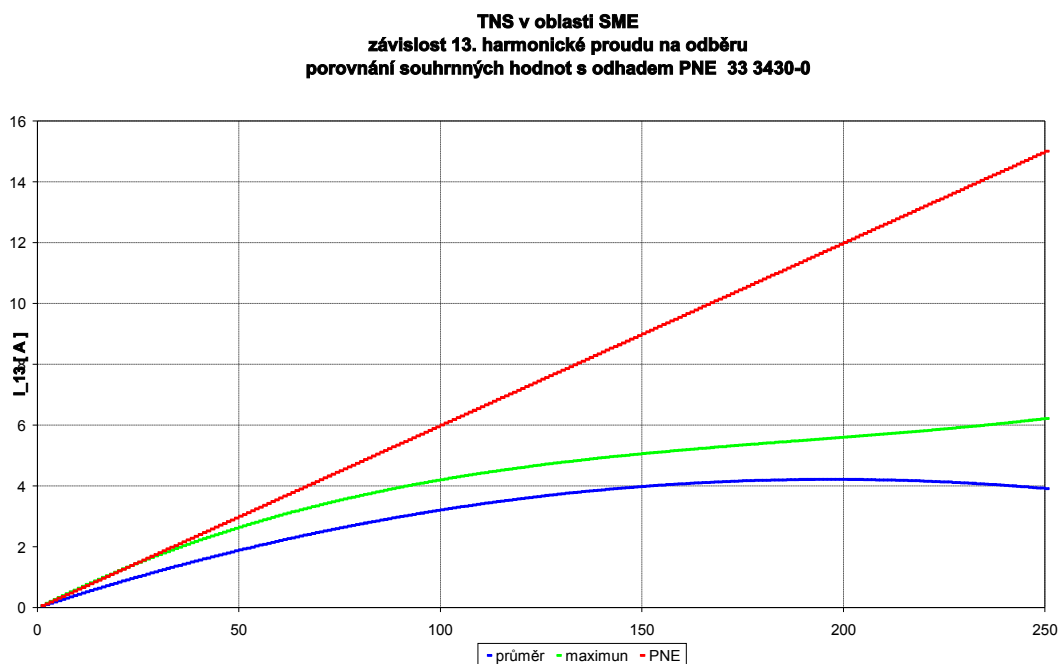


Na obrázku 10.14 je navíc vynesena regresní křivka z výše uvedených rovnic. Tato křivka představuje průměrné hodnoty obsahu 13. harmonické odebraného proudu z celého souboru 12 vyšetřovaných TNS.



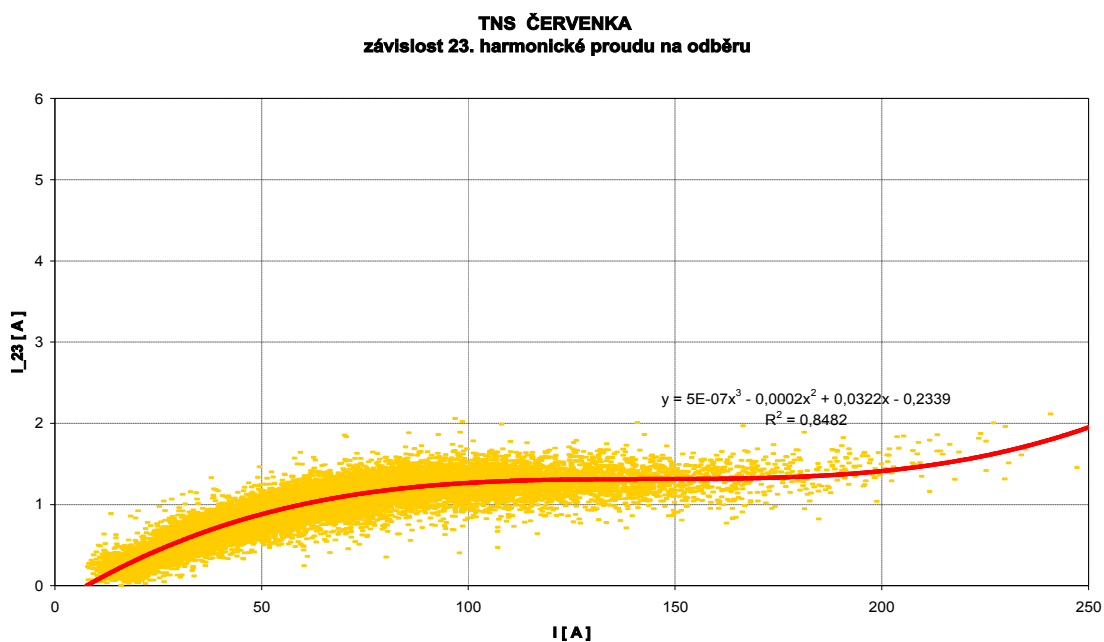
Obr. 10.14

Průměrné a maximální hodnoty (obálka) 13. harmonické, doplněné opět o přímku představující odhad PNE 33 3430-0 jsou uvedeny na následujícím obrázku 10.15.



e. Proud 23. harmonické

Byl měřen a vyhodnocován u všech TNS. Pro příklad bude uvedena závislost 23. harmonické proudu na odběru TNS Červenka na následujícím obrázku 10.16

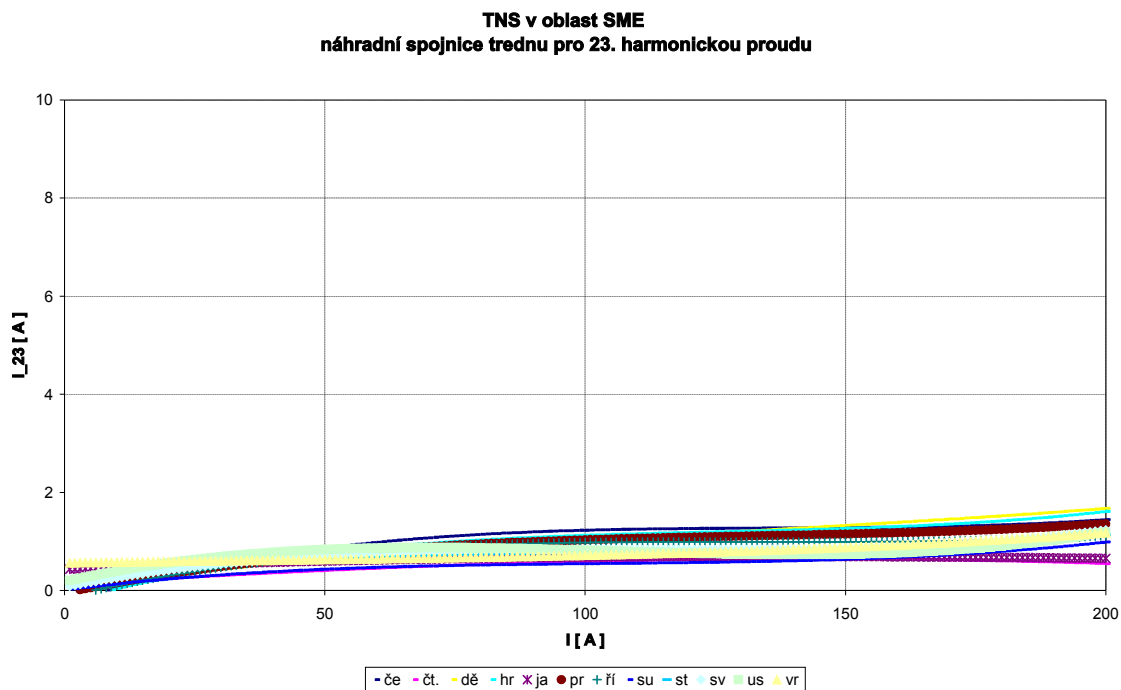


Prakticky stejné průběhy dostaneme u ostatních TNS.

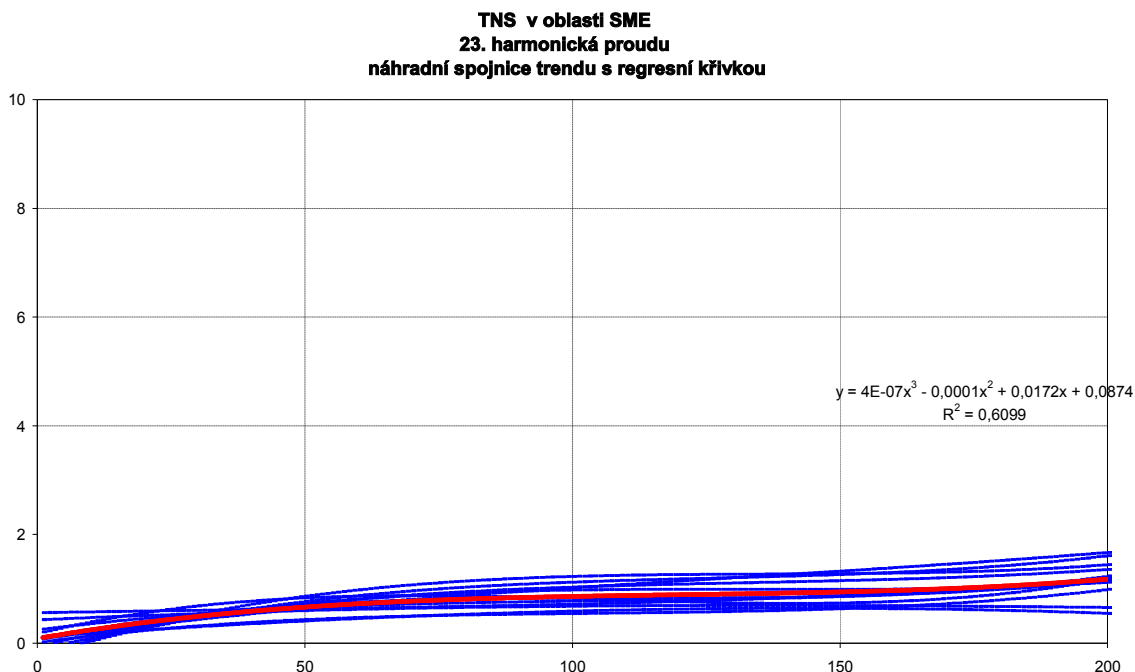
Upřesněné rovnice regresních křivek a hodnoty spolehlivosti jsou uvedeny v následující tabulce 10.9

TNS	rovnice regresní křivky	R ²
Červenka	$5,67E-7x^3-2,32E-4x^2+0,0322x-0,2339$	0,8482
Český Těšín	$-2,15E-8x^3-1,94E-5x^2+0,0069x+0,1164$	0,3750
Dětmarovice	$1,48E-7x^3-5,90E-5x^2+0,0139x+0,0727$	0,6373
Hranice	$5,65E-7x^3-2,12E-4x^2+0,0291x-0,2248$	0,6605
Jablunkov	$3,05E-8x^3-2,29E-5x^2+0,0045x+0,4296$	0,0242
Prosenice	$3,74E-7x^3-1,50E-4x^2+0,0221x-0,0513$	0,6855
Říkovice	$4,83E-7x^3-1,93E-4x^2+0,0256x-0,1332$	0,6220
Suchdol	$3,82E-7x^3-1,19E-4x^2+0,0134x+0,1438$	0,3926
Studénka	$3,24E-7x^3-1,45E-4x^2+0,0125x+0,2483$	0,3029
Svinov	$5,68E-7x^3-1,88E-4x^2+0,0208x+0,0663$	0,2066
Ústí	$7,99E-7x^3-2,53E-4x^2+0,0237x-0,1830$	0,3788
Vratimov	$8,16E-8x^3-9,44E-6x^2+0,0017x-0,5608$	0,2367

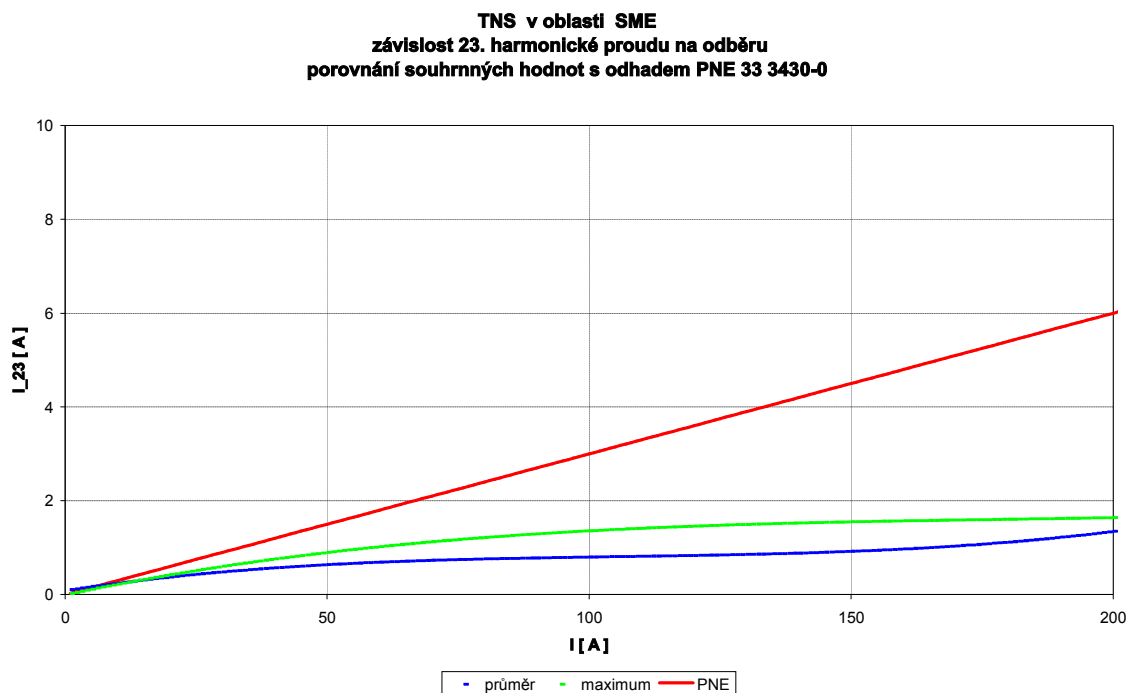
Ze souboru výše uvedených rovnic regresních křivek byl sestaven následný souhrnný obrázek 10.17



Na následujícím obrázku 10.18 je navíc vynesena regresní křivka z výše uvedených rovnic. Tato křivka představuje průměrné hodnoty obsahu 23. harmonické odebíraného proudu z celého souboru 12 vyšetřovaných TNS.

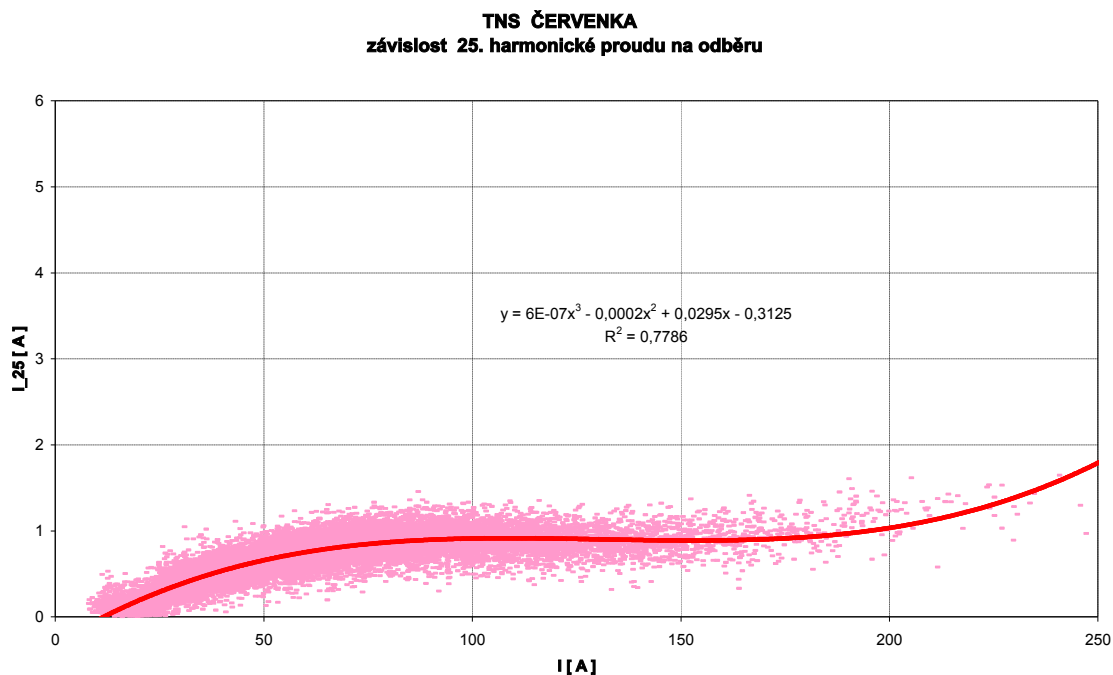


Na následujícím obrázku 10.19 jsou uvedeny průměrné a maximální hodnoty 23. harmonické, doplněné opět o přímku představující odhad PNE 33 3430-0.



f. Proud 25. harmonické

Byl měřen a vyhodnocován u všech TNS. Pro příklad bude uvedena závislost 25. harmonické proudu na odběru TNS na následujícím obrázku 10.20

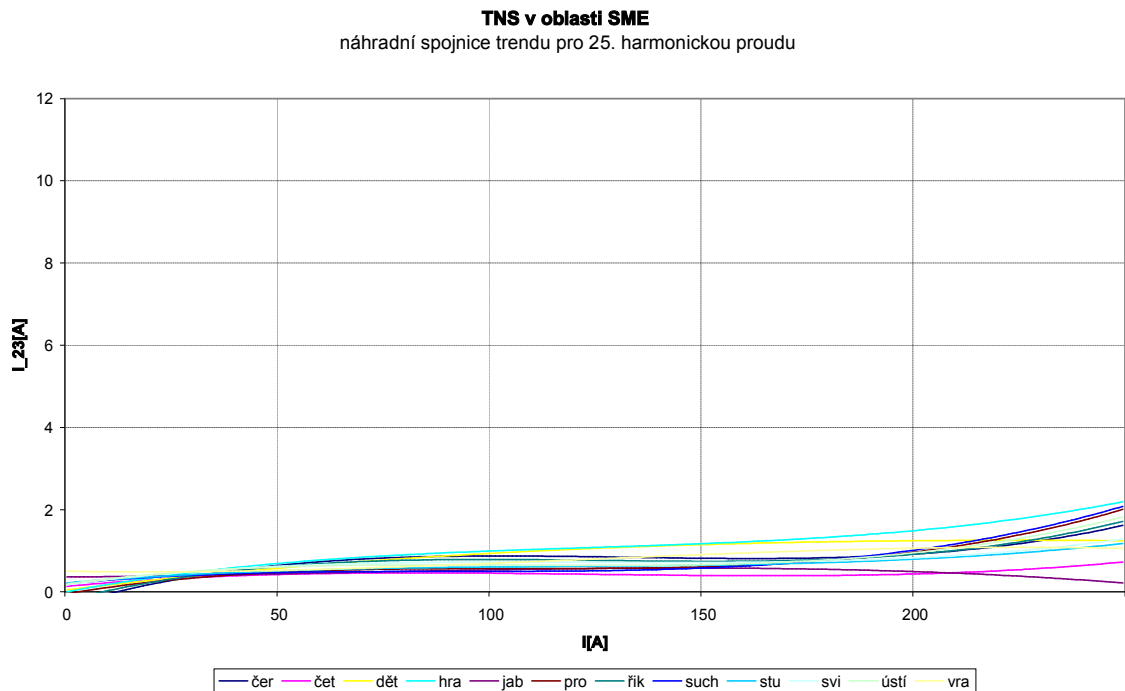


Prakticky stejné průběhy dostaneme u ostatních TNS.

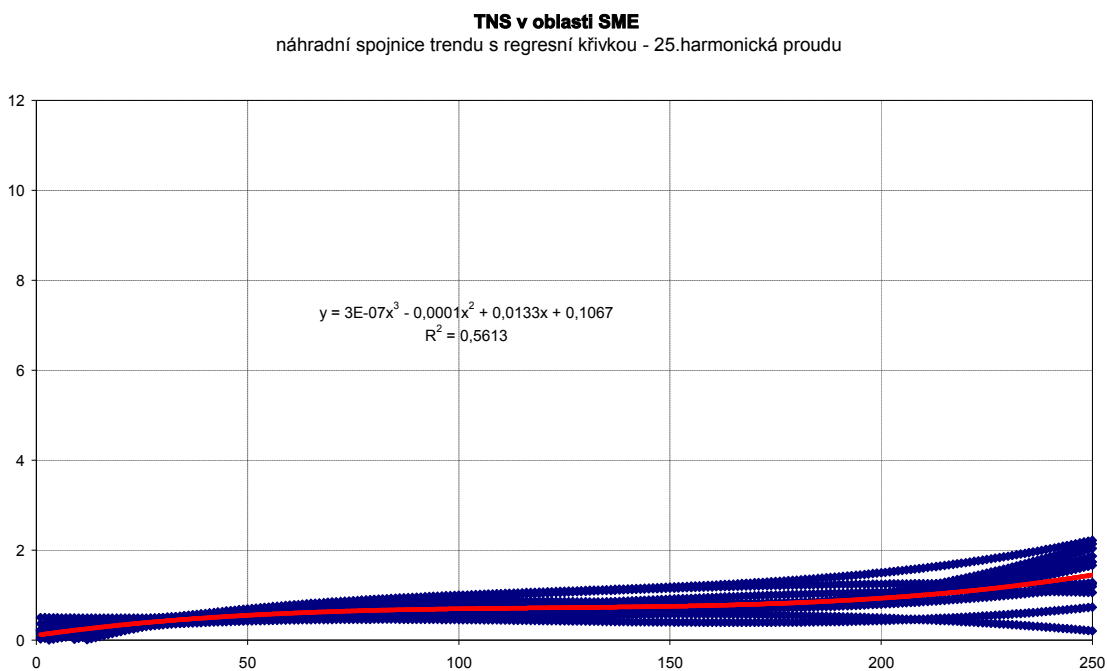
Upřesněné rovnice regresních křivek a hodnoty spolehlivosti jsou uvedeny v následující tabulce 10.10

TNS	rovnice regresní křivky	R^2
Červenka	$5,97E-7x^3 - 2,36E-4x^2 + 0,0295x - 0,3125$	0,7000
Český Těšín	$2,32E-7x^3 - 8,64E-5x^2 + 0,0095x + 0,1365$	0,2759
Dětmarovice	$3,69E-8x^3 - 4,04E-5x^2 + 0,0126x + 0,0459$	0,4532
Hranice	$3,51 E-7x^3 - 1,30E-4x^2 + 0,0194x + 0,0046$	0,3926
Jablunkov	$-9,70E-8x^3 + 1,82E-5x^2 + 0,0009x + 0,3613$	0,0622
Proseních	$5,02E-7x^3 - 1,61E-4x^2 + 0,0172x - 0,0439$	0,6598
Píkovice	$5,77E-7x^3 - 2,16E-4x^2 + 0,0257x - 0,1996$	0,7468
Suchdol	$4,00E-7x^3 - 1,09E-4x^2 + 0,0099x + 0,1982$	0,1998
Studénka	$1,98E-7x^3 - 6,92E-5x^2 + 0,0088x + 0,2195$	0,3364
Svinov	$3,12E-7x^3 - 1,16E-4x^2 + 0,0140x + 0,1734$	0,1230
Ústí	$4,30E-7x^3 - 1,37E-4x^2 + 0,0140x + 0,1937$	0,3313
Vratimov	$-1,40E-7x^3 + 5,10E-5x^2 - 0,0018x + 0,5038$	0,2598

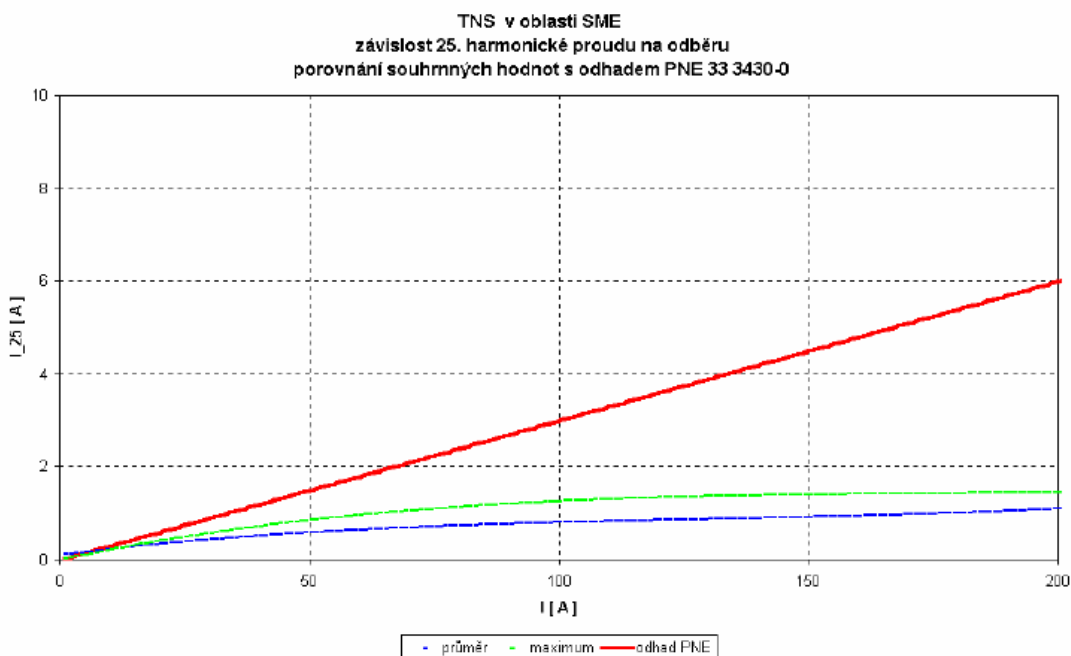
Ze souboru výše uvedených rovnic regresních křivek byl sestaven následující souhrnný obrázek 10.21 .



Na následujícím obrázku 10.22 je vynesena i regresní křivka představující průměrné hodnoty obsahu 25. harmonické odebíraného proudu.



Následující obrázek 10.23 obsahuje průměrné a maximální hodnoty (obálku) 25. harmonické, doplněné o přímkou představující odhad PNE 33 3430-0.



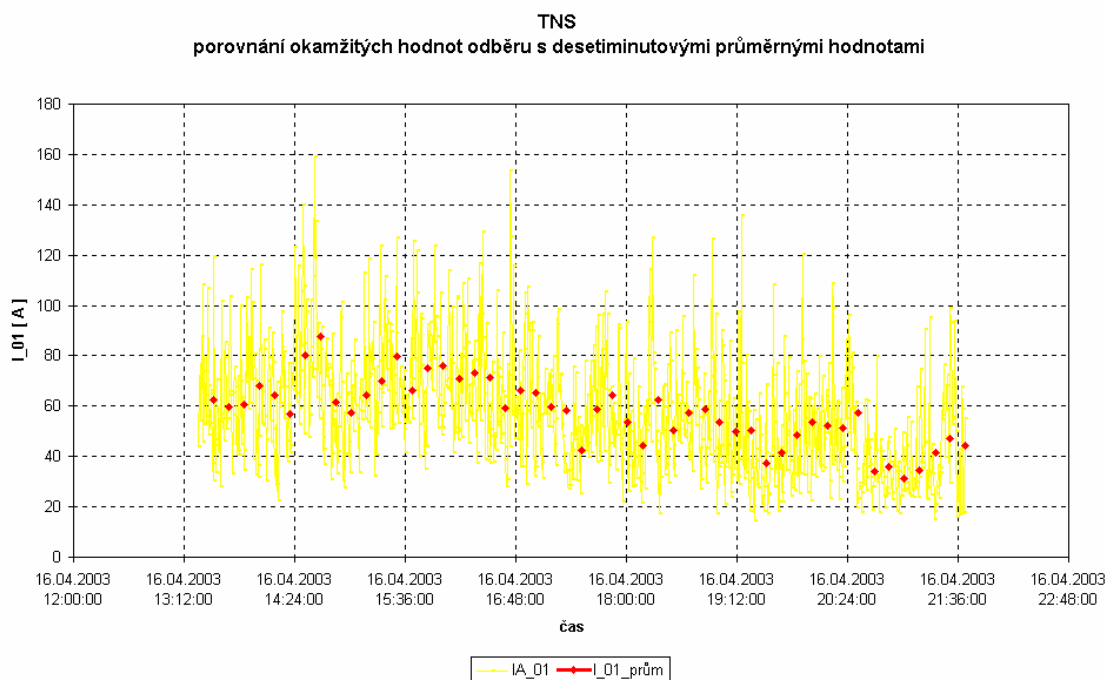
10.3.6 Statistické rozdělení zátěže TNS

Veškeré rozbory, které byly prováděny, vycházely z okamžitých naměřených hodnot proudu TNS snímaných v intervalu 30 s. Napěťové harmonické jsou důsledkem harmonických proudu vznikajících provozem trakčního usměrňovače. Pro velikost napěťových harmonických platí vztah mezi impedancí napájecí sítě a proudovými harmonickými trakčního usměrňovače (Ohmův zákon).

ČSN EN 50 160 však předepisuje sledování napěťových harmonických v průměrných desetiminutových intervalech.

10.3.7 Charakter trakčního odběru

Trakční odběr je značně kolísavý v čase, jak je ukázáno na následujícím obrázku 10.24, kde jsou zobrazeny okamžité hodnoty odebíraného proudu a jeho desetiminutové průměry.



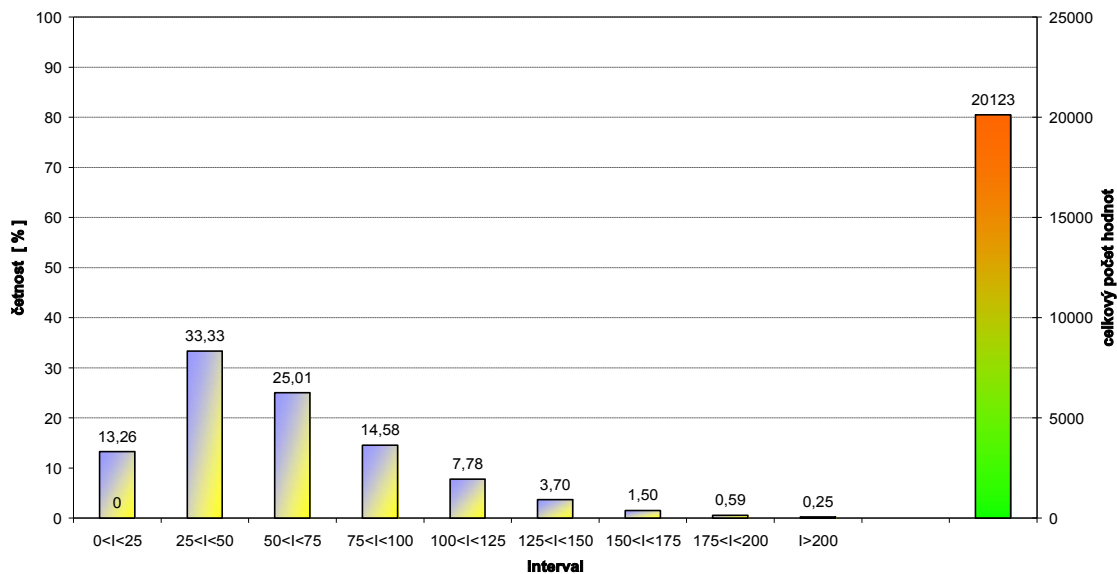
Z obrázku je patrné, že desetiminutové průměrné hodnoty odebíraného proudu jsou podstatně nižší než hodnoty měřené v intervalu 30s (který byl při měření použit). To platí také pro harmonické složky odebíraného proudu TNS.

10.3.8 Histogramy trakčního odběru

Pro dokreslení charakteru trakčního odběru byla provedena analýza četnosti velikosti proudu tekoucího do TNS a tím i zdánlivého výkonu TNS v intervalech velikosti 25 A. Na obrázku 10.25 je rozdělení pro TNS Červenka.

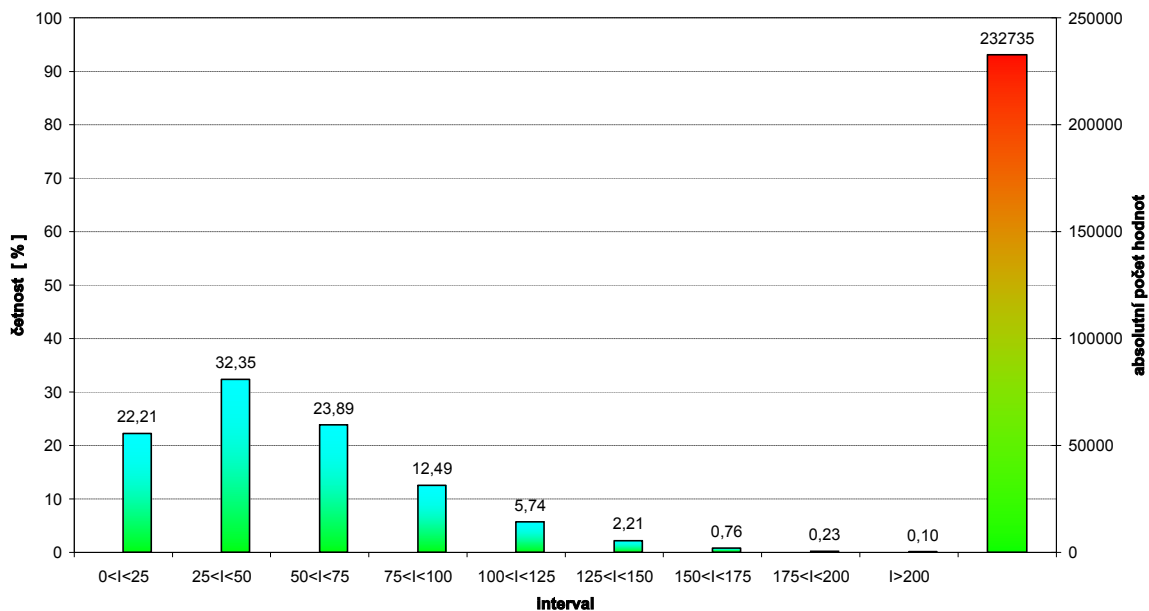
Dále je na obrázku 10.26 uveden sumární přehled ze všech měřených TNS. Z něj je patrné, že těžiště histogramu odběrového proudu leží v intervalech od 25 do 75 A (56 % všech hodnot). Tento odběrový proud představuje výkon TNS od 0,9 do 2,9 MVA. Hodnoty proudu vyšší než 175 A (6,7 MVA) jsou statisticky nevýznamné (jejich počet je menší než 1 %).

TNS ČERVENKA
četnost výskytu odběrových proudů v daných intervalech



Obr. 10.25

TNS v OBLASTI SME
četnost výskytu hodnot odběrového proudu v daném intervalu



Obr. 10.26

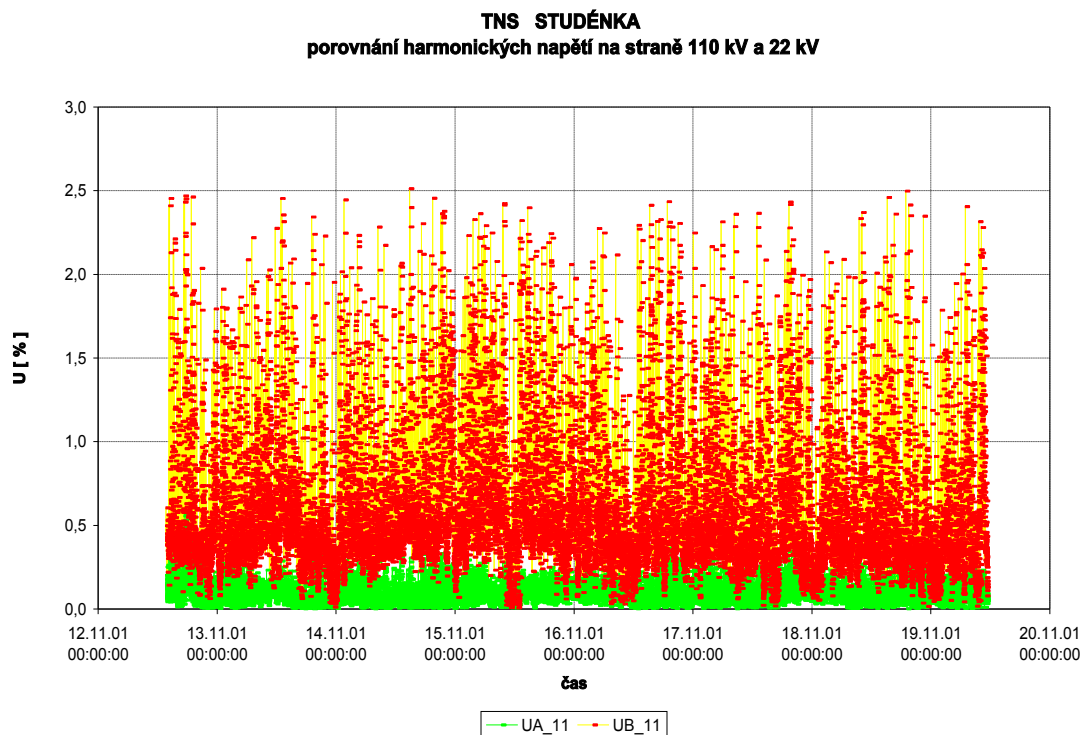
10.3.9 Posouzení výsledků statistického rozdělení zátěže TNS

Poslední sloupec histogramu udává celkový počet hodnot naměřených ve všech TNS (téměř 233 tisíc naměřených hodnot).

Tento soubor naměřených hodnot vytváří statisticky významný podklad pro další analýzy, které je možno použít při určování vstupních podkladů pro projektování rekonstrukcí i nově navrhovaných TNS.

10.3.10 .Vliv připojení TNS na napěťovou hladinu

V kapitole 10.2.12 bylo teoreticky dokázáno, že napěťové harmonické jako důsledek činnosti trakčního usměrňovače jsou podstatně nižší při připojení TNS na napěťovou hladinu 110 kV než při připojení TNS na hladinu 22 kV za stejných odběrových podmínek. Proto bylo při měření na TNS Studénka současně měřeno na napěťové hladině 110 kV a 22 kV. Napětí i proudy z příslušných napěťových hladin byly ukládány současně do jednoho měřicího přístroje (různé kanály). Současné ukládání veličin zajišťuje, že měřené veličiny byly snímány pochopitelně při stejných podmínkách odběru.



Obr. 10.27

Z předchozího obrázku jednoznačně vyplývají téměř řádově nižší hodnoty napěťových harmonických na napěťové hladině 110 kV oproti napěťové hladině 22 kV.

Ze závěrů měření je zřejmé, že nižší zpětné vlivy TNS na napájecí síť dodavatele elektrické energie jsou na vyšší napěťové hladině. Proto, kdyby nebylo možno dodržet napěťové harmonické na hladině 22 kV, bude lepší TNS připojit na hladinu 110 kV.

ZÁVĚR

Splnění hlavních cílů této práce

objasnění chování:

- **FKZ v případě vzniku nesymetrického chodu tyristorového regulátoru COMPACT, především pak chování transformátoru v dekompenzační větvi**

Bezporuchové chování FKZ je závislé na mnoha technických parametrech. Jedním z rizikových částí je transformátor v dekompenzační větvi. Tento transformátor je omezen nastavením pracovního bodu magnetizační charakteristiky a při vyšší nesymetrii dochází k nárůstu obsahu vyšších harmonických, rozšíření jejich spektra a v důsledku toho i k prudkému nárůstu ss složky.

Na základě zjištěných skutečností jsou v kapitole **deváté** uvedena doporučení pro volbu transformátoru vhodných vlastností.

Definování a ověření metod pro:

- **Zjištění časové stálosti naladění prvků FKZ**

Časová stálost naladění jednotlivých rezonančních frekvencí používaných ve FKZ bylo ověřeno dlouhodobým měřením. Postup a vyhodnocení těchto měření jsou uvedeny v kapitole **osmé** této práce. Obecně lze konstatovat, že nastavení frekvencí i vlastní časová stálost prvků rezonančních obvodů (větví FKZ) je dobrá. Tím bylo ověřeno, že vlastní konstrukční schéma i volba prvků FKZ byly správné.

- **Porovnání chování vakuových vypínačů**

Vakuové vypínače jsou razantní vypínací prvky, při jejichž činnosti dochází ke vzniku spínacích přepětí. Na základě měření (TÚDC) bylo zjištěno, že jednotlivé typy vypínačů se i v zásadě neliší. Podrobnější popis vlastního vypínacího procesu a jeho závislost na konkrétních fyzikálních veličinách a parametrech zařízení je v kapitole **sedmé**.

Z hlediska EMC

- **Analyzovat připojení TNS (trakčních napájecích stanic)**

Kapitola **desátá** podává statisticky podložené výsledky závislosti amperických hodnot 11., 13., 23. a 25. harmonické odebraného primárního proudu TNS DC na jejím zatěžovacího proudu.

Hodnoty zde uvedených proudových harmonických jsou významně nižší než hodnoty odvozené z „amplitudového“ zákona i hodnoty odhadované v PNE 33 3430-0.

Mezi amperickými hodnotami uvedených harmonických neplatí lineární závislost na zátěži měřirny. Při vyšších zatíženích TNS jejich poměrný obsah klesá na rozdíl od „amplitudového“ zákona i odhadu podle PNE 33 3430-0.

Naměřené hodnoty odběrového proudu TNS byly současně analyzovány i z hlediska jejich okamžitých hodnot a jejich desetiminutových průměrných hodnot. Porovnání je patrné z obrázku 10.29

Dále byly odběrové proudy analyzovány z hlediska jejich výskytu v daných proudových intervalech. Výsledky jsou uvedeny v části 10.3.8

Byly prokázány výhodnější elektrické poměry z hlediska zpětných vlivů, pokud je TNS připojena na hladinu 110 kV než na hladinu 22 kV.

- **Definovat podmínky pro diagnostiku chování PTN**

V kapitole šesté této práce je podrobně popsána metoda zjištění hodnot prvků náhradního schématu přístrojového transformátoru napětí (PTN). Přes veškerou snahu se nepodařilo dokončit měření PTN 110kV/100V a nebylo tedy možno získat hodnoty náhradního schématu tohoto transformátoru.

Podařilo se mi však získat náhradní schéma skutečného transformátoru 110 kV/ 100 V , které může být využito jako podklad pro zhotovení matematického modelu tohoto transformátoru a s pomocí vhodných simulačních metod lze získat i hodnoty prvků schématu popsaného v této kapitole.

POUŽITÁ LITERATURA

- [1] **HLAVA, Karel:** Elektromagnetická kompatibilita (EMC) drážních zařízení, *skriptum Univerzita Pardubice*, Pardubice 2004
- [2] **BENEŠ, Zdeněk, aj.:** Deformace tvaru křivky proudu soustavy 25 kV, 50 Hz a její harmonická analýza, *Železniční technika*, sv.4, č. 1 (1974)
- [3] **HLAVA, Karel, BENEŠ, Zdeněk:** Šíření rázových vln po trakčním vedení, *Elektrotechnický obzor*, sv. 63, č.5 (1974)
- [4] **PALEČEK, Josef:** Napájení jednofázové vozby Českých drah z hlediska elektromagnetické kompatibility, *Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava*, fakulta elektrotechniky a informatiky, 2001
- [5] **HLAVA, Karel:** Proudové a napěťové poměry při rezonanci jednofázové trakční soustavy 25 kV, 50 Hz, *Sborník prací Výzkumného ústavu železničního*, č.17, 1979
- [6] **KAGANOV, I.L.:** Elektronnye i ionnye preobrazovateli, Čast' tretja: Capi pitania i upravlenija ionnyh priborov Gos.energetičeskoe izdat., *Transport*, Moskva 1956
- [7] **BORODULIN, B.M., GERMAN, L.A., NIKOLAEV G.A.:** Kondensatornye ustanovki elektrificirovanyh zeleznych dorog, *Transport*, Moskva 1983
- [8] **RADČENKO, V.D.:** Technika vysokých naprjaženij ustrojstv električeskoj tjagi, *Transport*, Moskva 1975
- [9] **SZELEKY, Josef:** Teoretická elektrotechnika I, *skriptum VŠD v Žilině*, Alfa n.p. Bratislava 1969
- [10] **KORENC, Vladimír, Holoubek, Jiří:** Kompenzace jalového výkonu v praxi, *IN-EL*, Praha 1999
- [11] **HLAVA, Karel:** Důsledky zkratu na TV v TNS, *odborná studie*, Univerzita Pardubice Dopravní fakulta Jana Pernera, Katedra elektrotechniky, elektroniky a zabezpečovací techniky, Praha 2006
- [12] **HLAVA, Karel, aj.:** Výzkum kmitočtové závislosti převodu přístrojových měřících transformátorů napětí, *5.etapová zpráva k úkolu RVT č. R 10-125-801/04*, Praha Srpen 1985
- [13] **CENDES, Zoltan:** Unlocking the magic of Maxwell's equations, *IEEE Spectrum*, Vol.26, No.4, pp 29-33, April 1989
- [14] **DOLEČEK, Radovan:** Přejchodné jevy v napájecích stanicích ČD 25 kV, 50Hz, *Disertační práce* –Univerzita Pardubice 2006
- [15] **HOLOUBEK, Jiří, aj.:** Vliv přesnosti přístrojových transformátorů při měření vyšších harmonických, *zpráva TP 2488*, VÚSE Běchovice 1985

- [16] **DESMET Jan, aj.:** Harmonics – Selection and rating of Transformers, *web* COOPER Development Association, Listopad 2005
- [17] **NAKANISHI, Kunio:** Switching Phenomena in High-Voltage Circuit Breakers, Marcel Dekker, INC, New York 1991
- [18] **KRUPICA, Jiří, aj.:** Možnosti splnění dovolených hodnot napěťových harmonických v přípojovacím bodě TNS DC, *zpráva z řešení úkolu technického rozvoje*, Praha listopad 2003
- [19] **KRUPICA, Jiří, aj.:** Protokol o měření porovnání vakuových vypínačů 27 kV, *zpráva* TÚDC Praha 2005
- [20] **KRUPICA, Jiří, BAJGAR, Lumír, KUDYN, Vladimír, aj.:** Zpráva o měření stability prvků FKZ, *zpráva z dlouhodobého úkolu technického rozvoje* TÚDC Praha, 2002

SEZNAM TABULEK

	strana
Tabulka 6.1 Optimální číselné hodnoty prvků náhradního schématu přístrojového transformátoru napětí	52
Tabulka 7.1 Chování vypínače č. 1	60
Tabulka 7.2 Chování vypínače č. 2	60
Tabulka 7.3 Chování vypínače č. 3	60
Tabulka 8.1 - Sériová rezonance	75
Tabulka 8.2 - Impedance na frekvenci HDO	76
Tabulka 8.3 - Paralelní rezonance	77
Tabulka 9.1 Přídavné ztráty vypočtené při existenci nesinusových proudů	86
Tabulka 9.2 Obsah jednotlivých harmonických složek (šestipulzní usměřovač)	86
Tabulka 9.3 Výpočet K- faktoru	87
Tabulka 9.4 Výpočet Faktoru K(q=1,7)	88
Tabulka 9.5	93
Tabulka 9.6	95
Tabulka 9.7	97
Tabulka 9.8	99
Tabulka 9.9	101
Tabulka 9.10	103
Tabulka 10.1 FFT	109
Tabulka 10.2 Odhad hodnot dle PNE 33 3430-0	109
Tabulka 10.3 S využitím PSPice	109
Tabulka 10.4 Spektrální složky po přepočtu na stranu 22 kV	112
Tabulka 10.5 Amplituda a fáze 5.h a 7.h	114
Tabulka 10.6 Amplituda a fáze 11.h a 13.h	116
Tabulka 10.7 Upřesněné rovnice regresních křivek 11.h	129
Tabulka 10.8 Upřesněné rovnice regresních křivek 13.h	131
Tabulka 10.9 Upřesněné rovnice regresních křivek 23.h	134
Tabulka 10.10 Upřesněné rovnice regresních křivek 25.h	136

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1.1 Princip rušení EMI	12
Obr. 1.2 Průběh 1. a 3. harmonické s proměnnou fází	16
Obr. 3.1 : Schéma používaného trakčního usměrňovače	23
Obr. 3.2 : Náhradní schéma jednofázového výkonového transformátoru	24
Obr. 4.1 Principiální náhradní schéma obvodu trakčního proudu	30
Obr. 4.2 Amplitudový zákon	31
Obr. 5.1 Silové schéma trakční napájecí soustavy	33
Obr. 5.2 Schéma soustavy platné pro harmonické	33
Obr. 5.3 Vstupní impedance - HDO	34
Obr. 5.4 Funkční schéma filtračně kompenzačního zařízení (kde B.O. je balanční ochrana)	35
Obr. 6.1 Náhradní schéma transformátoru (pro energetické harmonické)	45
Obr. 6.2 Zapojení měřicího obvodu	46
Obr. 6.3: Náhradní schéma přístrojového transformátoru napětí	52
Obr. 7.1 Průřez typickým vakuovým zhašedlem	62
Obr. 7.2 Vysokorychlostní fotografie oblouku ve vakuu. (Sugawara a Tkasuna 1972, ©IEEE.) [17]	63
Obr. 7.3 Průběh proudu po přerušení oblouku (Hakamata et.al.1988. ©IEEE) [17]	64
Obr. 7.4 Změna impedance (Hakamata et.al., 1988. © IEEE.) [17]	64
Obr. 7.5 Proud (po oblouku) po přerušení velkého proudu ve vakuu (Yanabu et al., 1985. © IEEE) [17]	64
Obr. 7.6 Natavení elektrod po přerušení oblouku (Sugawara a Takasuna, 1972, © IEEE.) [17]	66
Obr. 7.7 Konfigurace elektrod	67
Obr. 7.8 Vztah mezi průměrem elektrody a přerušovacím proudem pro elektrody s magnetickým vychýlením a axiálním magnetickým polem (Yanabu et al.(1981). © IEEE.) [17]	68
Obr. 7.9 Opětné zápaly	69
Obr.7.10 Vztah mezi množstvím předaného materiálu a úrovně přerušovaného proudu (Kurosawa et al. (1985).© IEEE.)	70
Obr. 8.1 Filtrační část FKZ	71
Obr. 8.2 Zapojení měřících přístrojů	75
Obr. 9.1 Teoretické a reálné hodnoty proudových harmonických šestipulzního usměrňovače	88
Obr. 9.2 Nesymetrický chod regulátoru „COMPACT“ – vznik vyšších harmonických	93
Obr. 9.3 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.5	94
Obr. 9.4 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru	94
Obr. 9.5 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.6	96
Obr. 9.6 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru	97
Obr. 9.7 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.7	98
Obr. 9.8 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru	99
Obr. 9.9 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.8	100
Obr. 9.10 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru	101

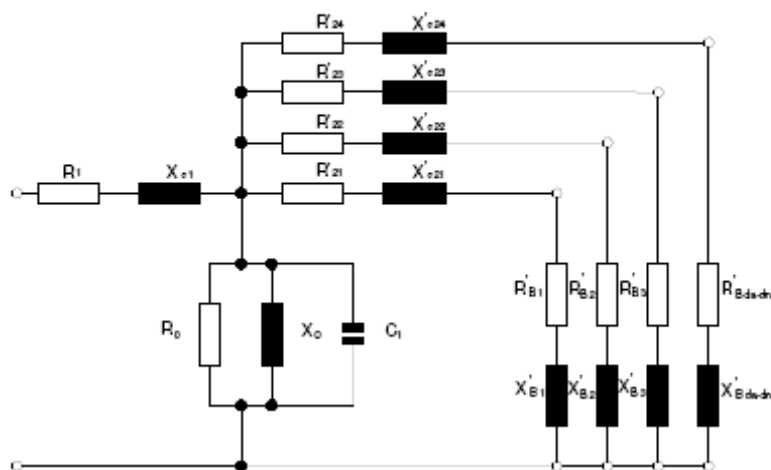
Obr. 9.11 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.9	102
Obr. 9.12 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru	103
Obr. 9.13 Průběh napětí a proudu pro případ a) odpovídá tabulce 9.10	104
Obr. 9.14 Spektrum harmonických v proudu dekompenzační větve – sekundární strana transformátoru	105
Obr. 10.1 Pravoúhlý průběh	109
Obr.10.2. (bez respektování úhlu překrytí)	109
Obr. 10.3 s respektováním úhlu překrytí	113
Obr. 10.4 Simulované složky primárního proudu dvanáctipulzního usměrňovače v závislosti na jeho zatížení	114
Obr. 10.5 TNS Červenka –závislost 5.h na odběru	127
Obr. 10.6 TNS Červenka – 5.h napětí	127
Obr. 10.7 TNS Červenka –závislost 7.h na odběru	129
Obr. 10.8 TNS Červenka - závislost 11.h na odběru	129
Obr. 10.9 TNS v oblasti SME – 11.h	130
Obr. 10.10 TNS v oblasti SME – 11.h náhradní spojnice trendu	131
Obr. 10.11 TNS v oblasti SME – 11.h porovnání s PNE	131
Obr. 10.12 TNS Červenka - závislost 13.h na odběru	132
Obr. 10.13 TNS v oblasti SME – 13.h	133
Obr. 10.14 TNS v oblasti SME – 13.h náhradní spojnice trendu	133
Obr. 10.15 TNS v oblasti SME – 13.h porovnání s PNE	134
Obr. 10.16 TNS Červenka - závislost 23.h na odběru	134
Obr. 10.17 TNS v oblasti SME – 23.h	135
Obr. 10.18 TNS v oblasti SME – 23.h náhradní spojnice trendu	136
Obr. 10.19 TNS v oblasti SME – 23.h porovnání s PNE	136
Obr. 10.20 TNS Červenka - závislost 25.h na odběru	137
Obr. 10.21 TNS v oblasti SME – 25.h	138
Obr. 10.22 TNS v oblasti SME – 25.h náhradní spojnice trendu	138
Obr. 10.23 TNS v oblasti SME – 25.h porovnání s PNE	139
Obr. 10.24 TNS porovnání okamžitých hodnot s průměrnými 10 minutovými	140
Obr. 10.25 TNS Červenka –četnost výskytu odběrových proudu	141
Obr. 10.26 TNS v oblasti SME – četnost výskytu odběrových proudu	141
Obr. 10.27 TNS Studénka – porovnání harmonických napětí na straně 110 kV a 22 kV	142

SEZNAM PŘÍLOH

Příloha č.1: Příklad konkrétního náhradního obvodu PTN

Equivalent Wiring Diagram

OTEF 123



$$\bar{u} = 1100:1$$

$$R_1 = 13.4 \text{ k}\Omega$$

$$R_{21}' = R_{22}' = R_{23}' = 38.7 \text{ k}\Omega$$

$$R_{24}' = 30 \text{ k}\Omega$$

$$X_{s1} = 35 \text{ k}\Omega$$

$$X_{s21}' = X_{s21}' = X_{s21}' = 0.04 \text{ m}\Omega$$

$$X_{s24}' = 0.03 \text{ m}\Omega$$

$$R_0 = 41.2 \text{ M}\Omega$$

$$X_0 = 27.3 \text{ M}\Omega$$

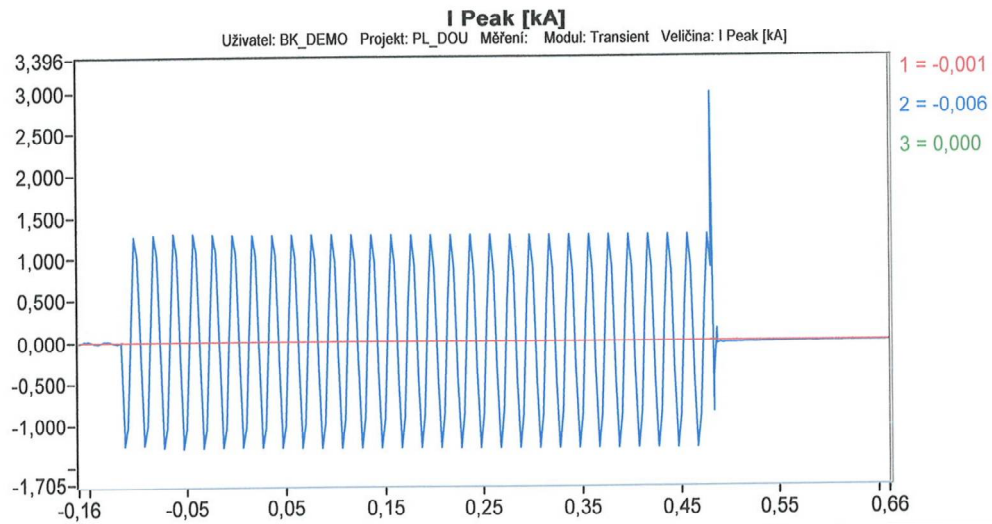
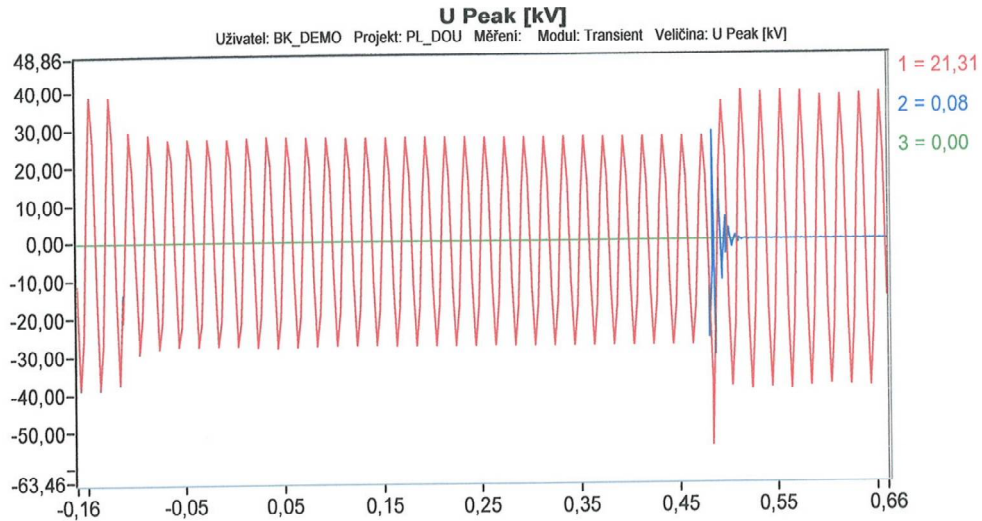
$$L = 86.9 \text{ kH}$$

$$L_{\text{Luft}} = 143 \text{ H (saturation)}$$

$$C = 275 \text{ pF}$$

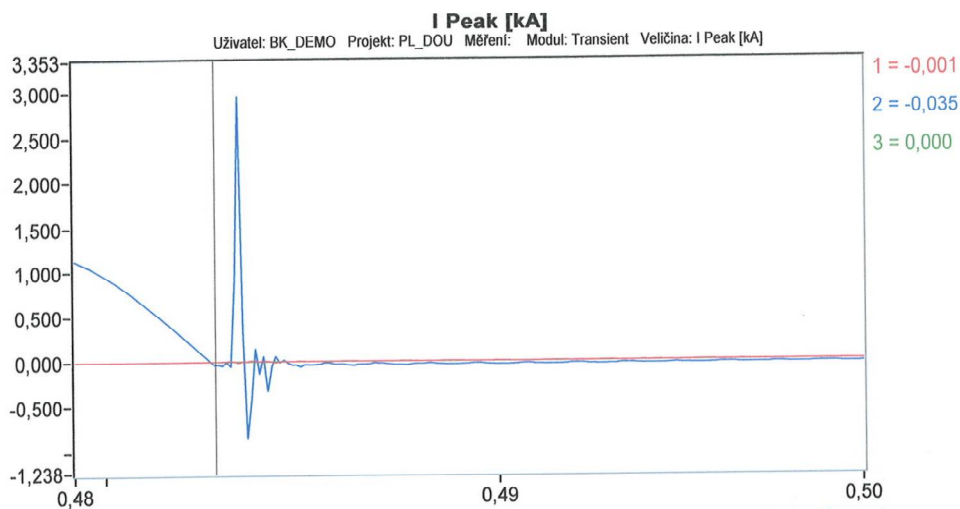
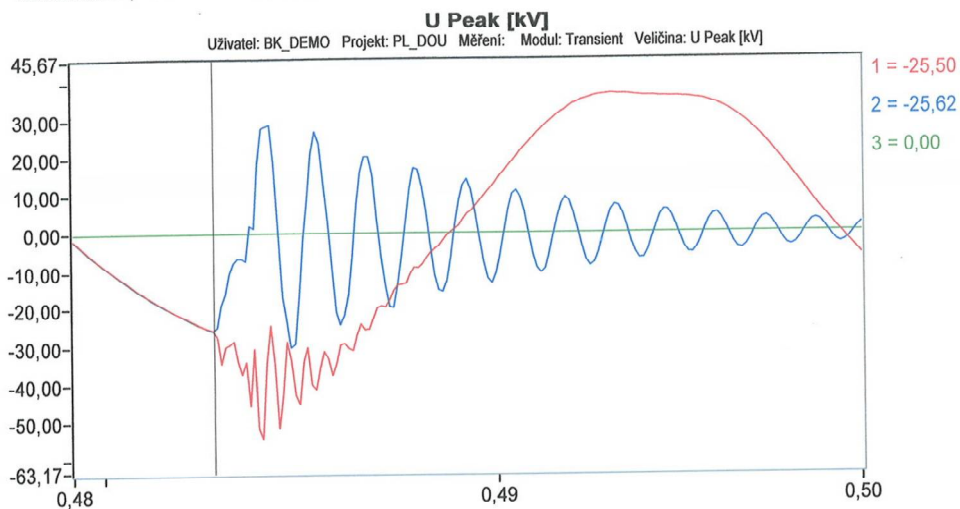
Příloha č.2

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	██████████ - 1. zkrat	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:27:21 (-0.16 ~ 0.66)	12.07.2005 13:27:21 (-0.16 ~ 0.66)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



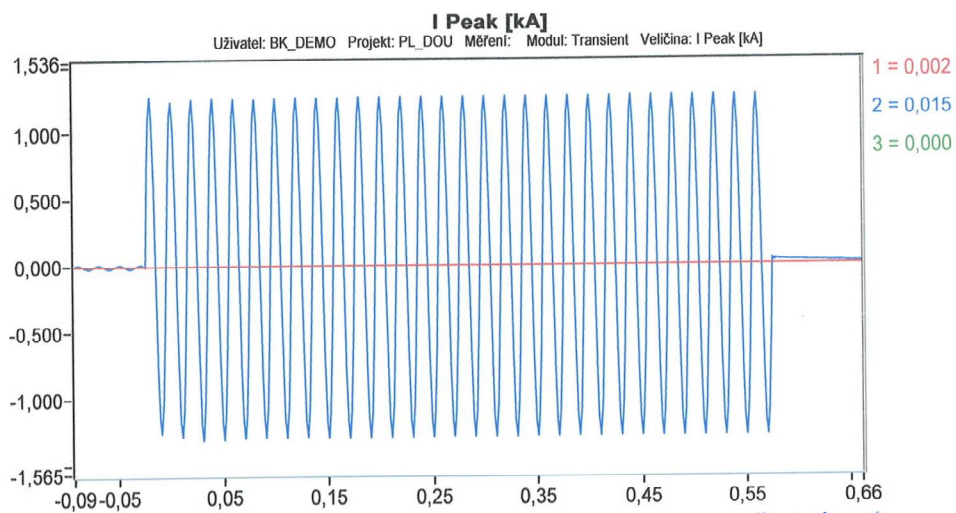
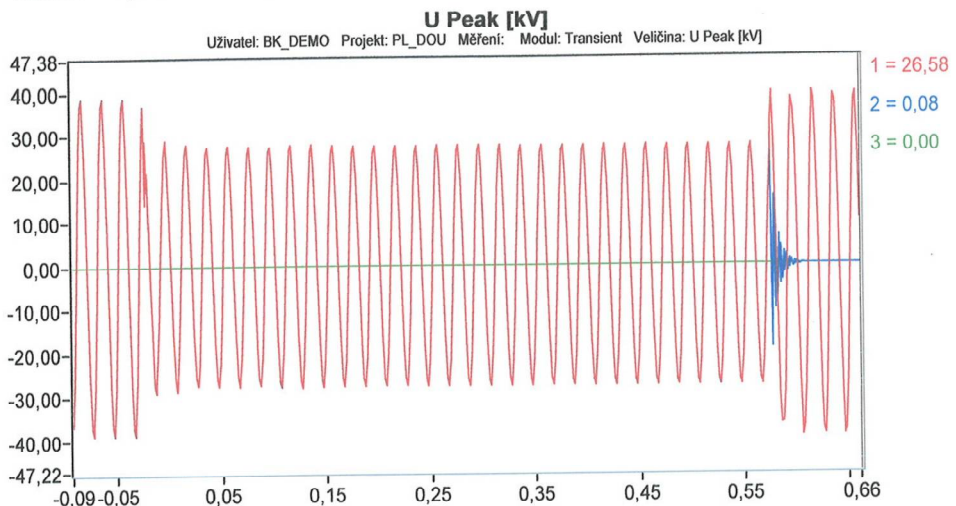
Příloha č.3

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	██████████ 1. zkrat	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:27:21 (0.48 ~ 0.50)	12.07.2005 13:27:21 (0.48 ~ 0.50)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



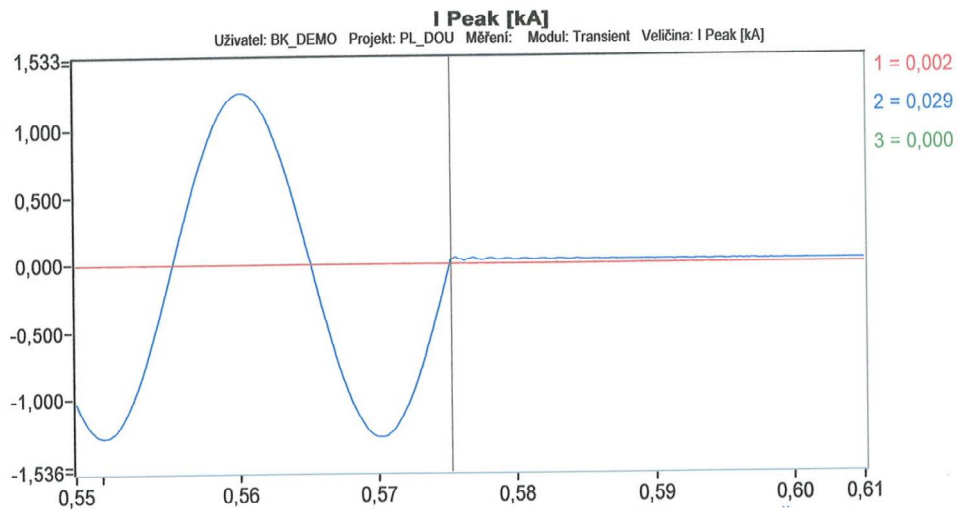
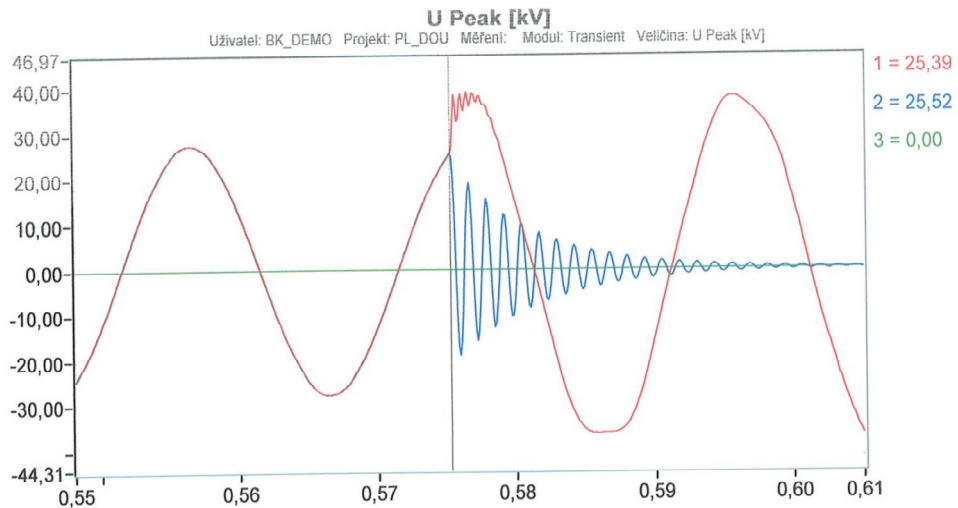
Příloha č.4

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	██████████ - 2. zkrat	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:31:46 (-0.09 ~ 0.66)	12.07.2005 13:31:46 (-0.09 ~ 0.66)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



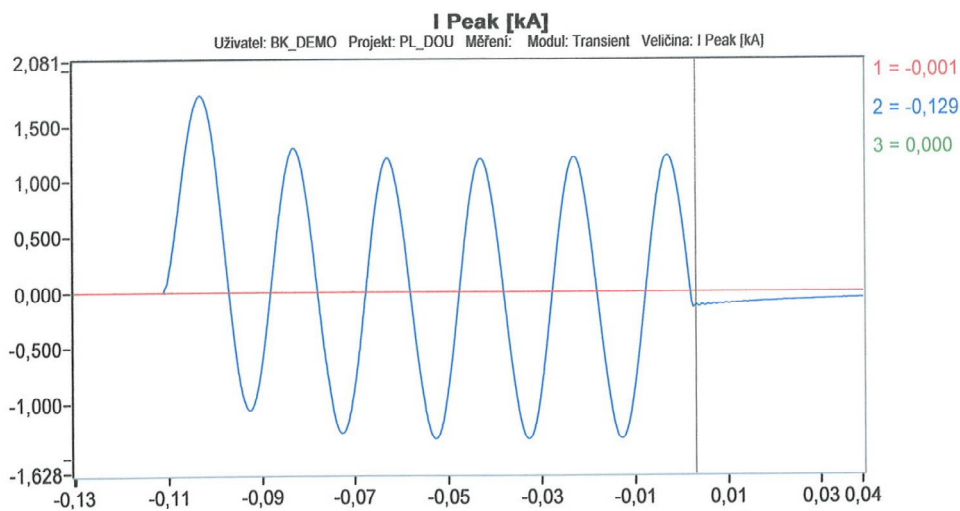
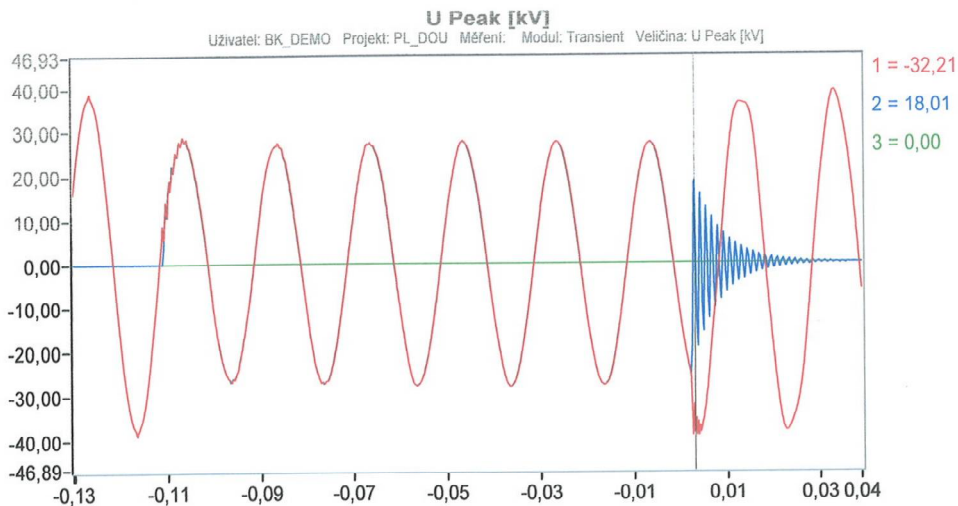
Příloha č.5

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	██████████ - 2. zkrat	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:31:46 (0.55 ~ 0.61)	12.07.2005 13:31:46 (0.55 ~ 0.61)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



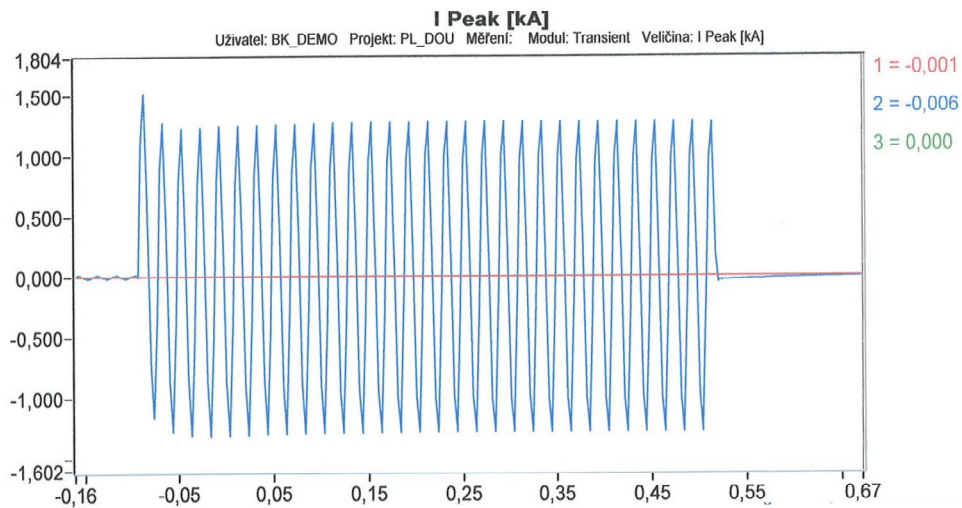
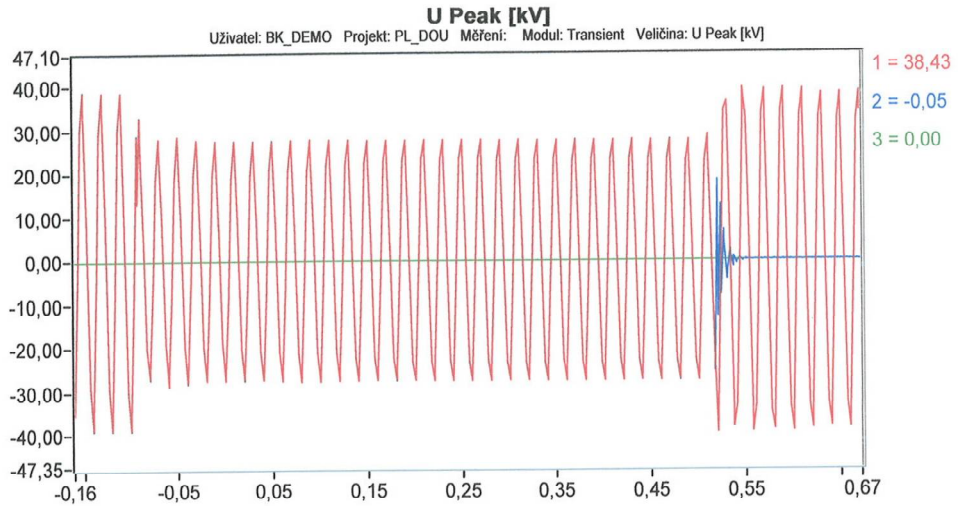
Příloha č.6

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	██████████ - 2. zkrat - OZ	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:32:07 (-0.13 ~ 0.04)	12.07.2005 13:32:07 (-0.13 ~ 0.04)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



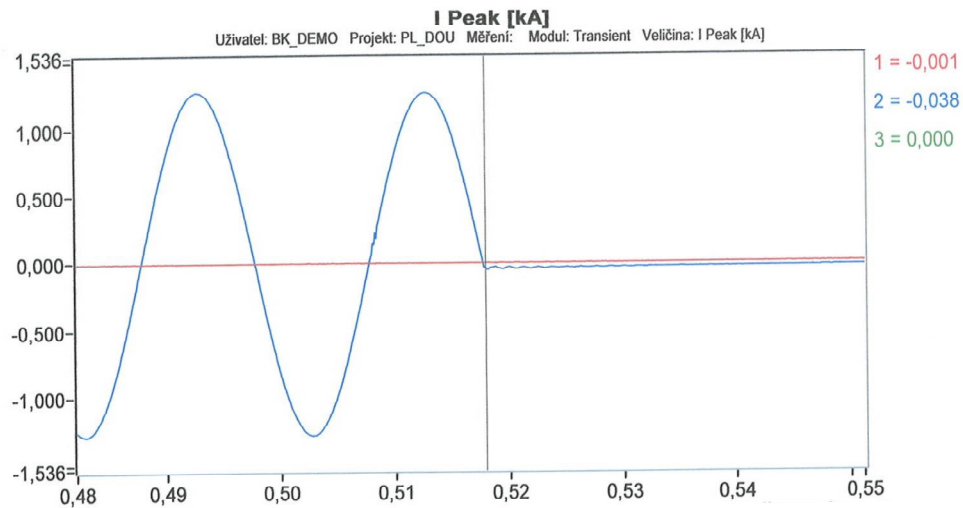
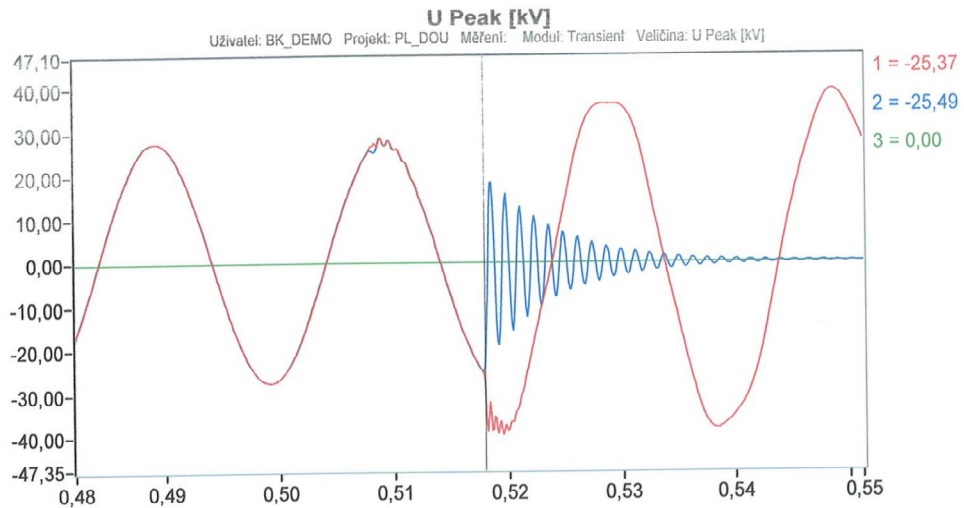
Příloha č.7

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	████ - kotel	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:36:09 (-0.16 ~ 0.67)	12.07.2005 13:36:09 (-0.16 ~ 0.67)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



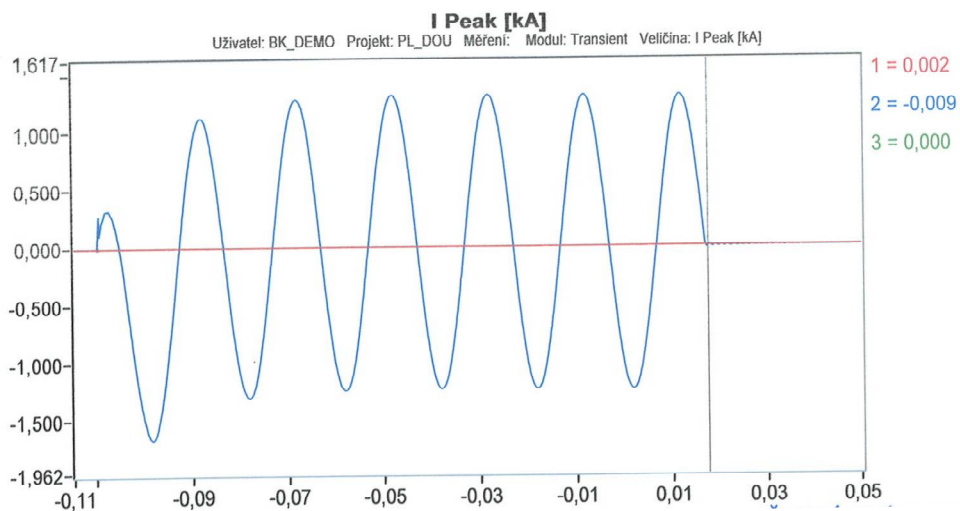
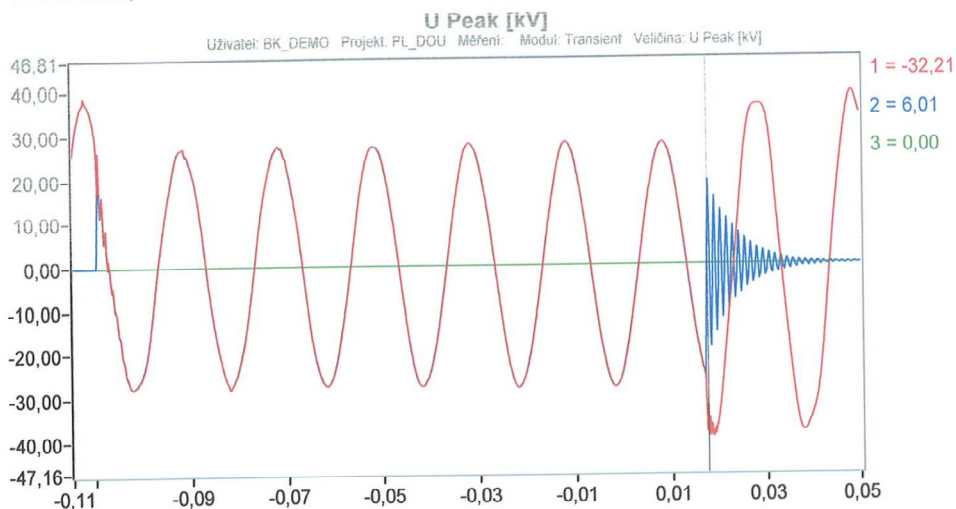
Příloha č.8

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	■ kotel	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:36:09 (0.48 ~ 0.55)	12.07.2005 13:36:09 (0.48 ~ 0.55)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



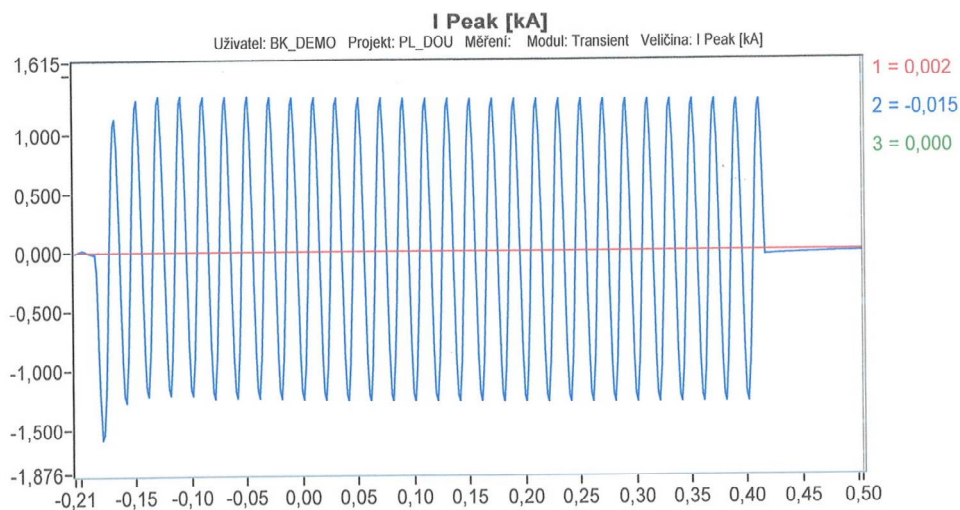
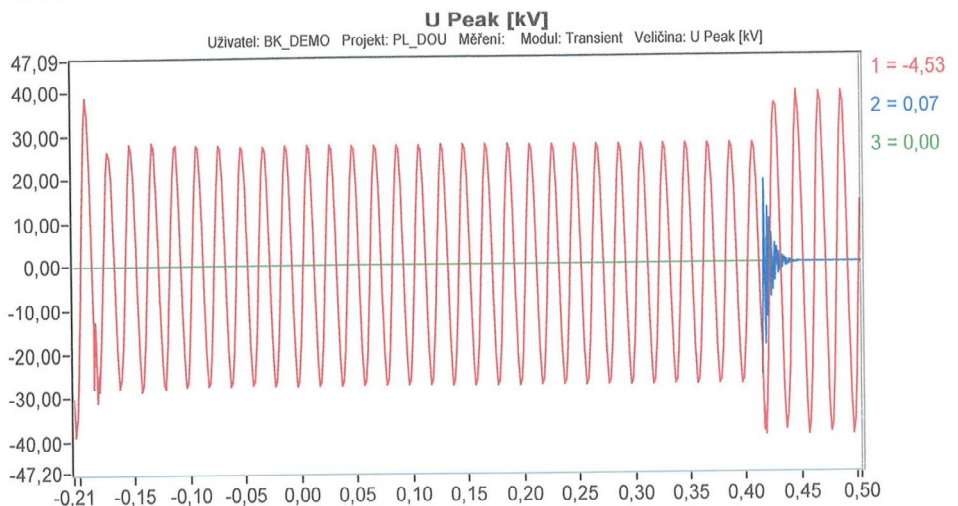
Příloha č.9

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	■ - kotelní - OZ	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:36:31 (-0.11 ~ 0.05)	12.07.2005 13:36:31 (-0.11 ~ 0.05)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



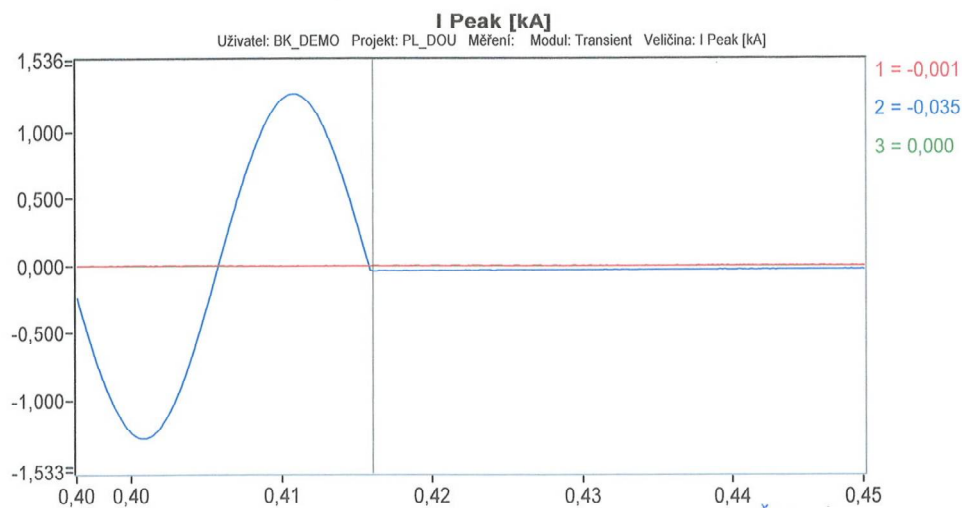
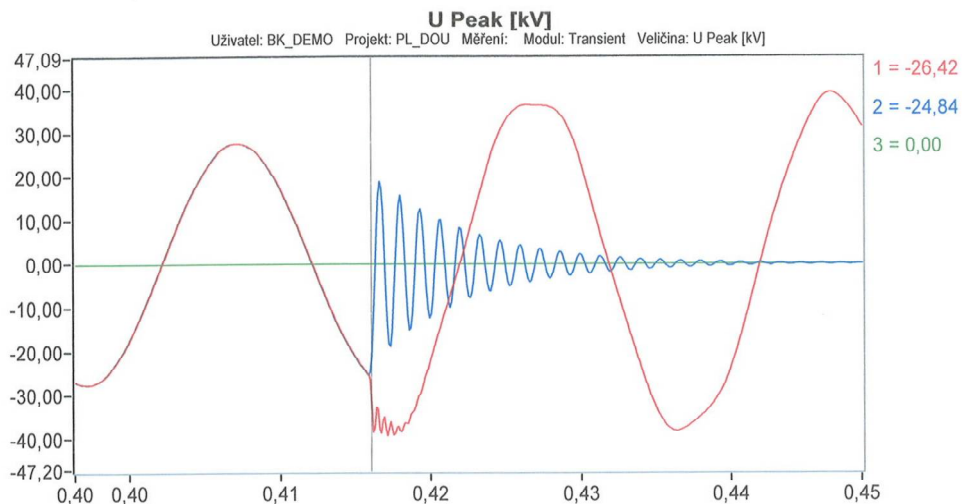
Příloha č.10

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	████ vnitřní	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:39:13 (-0.21 ~ 0.50)	12.07.2005 13:39:13 (-0.21 ~ 0.50)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



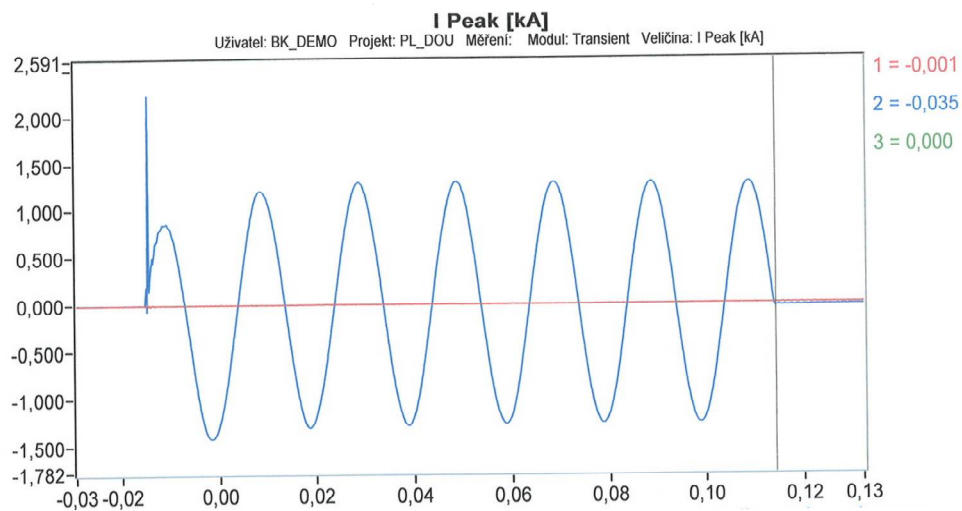
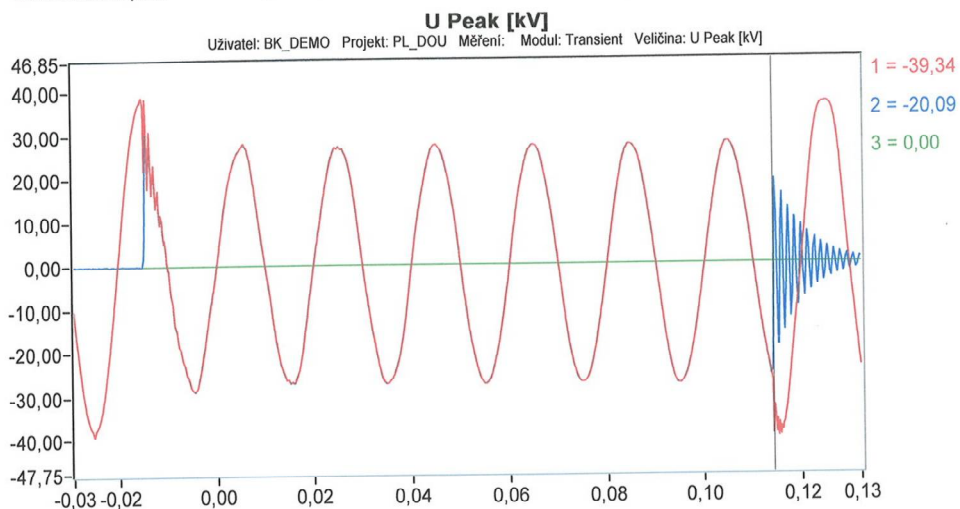
Příloha č.11

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	■ vnitřní	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:39:13 (0.40 ~ 0.45)	12.07.2005 13:39:13 (0.40 ~ 0.45)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



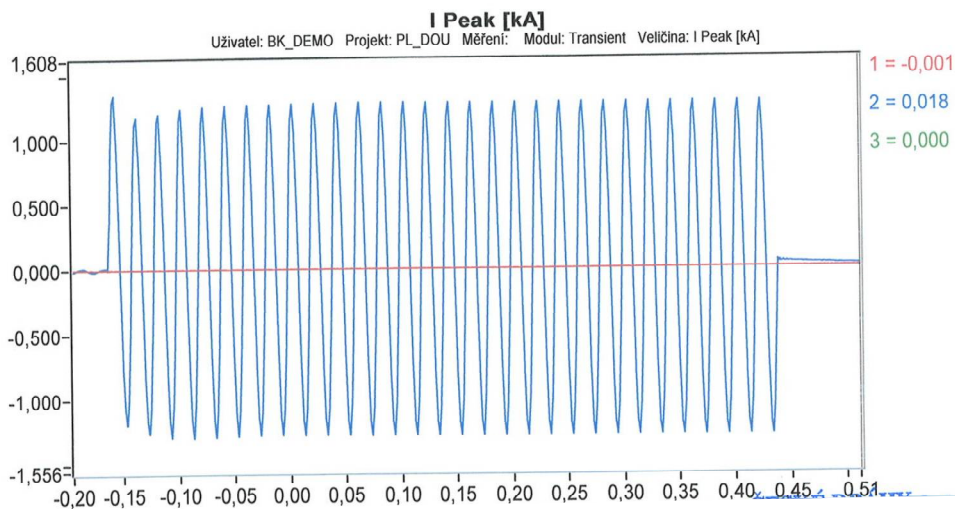
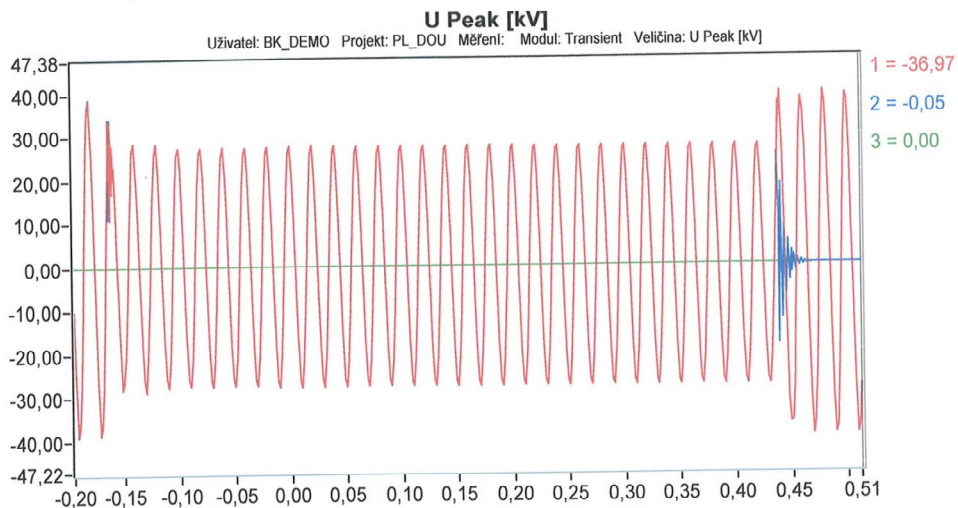
Příloha č.12

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	■ - vnitřní - OZ	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:39:33 (-0.03 ~ 0.13)	12.07.2005 13:39:33 (-0.03 ~ 0.13)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



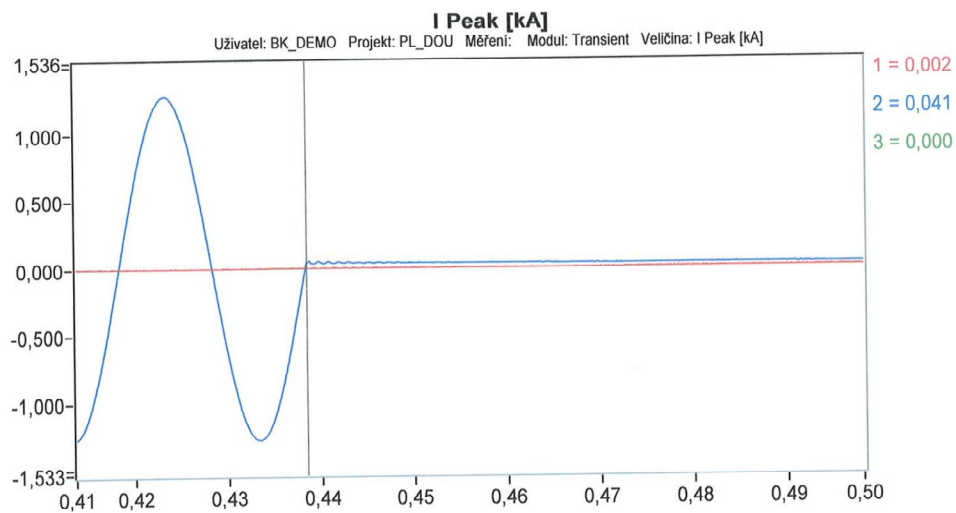
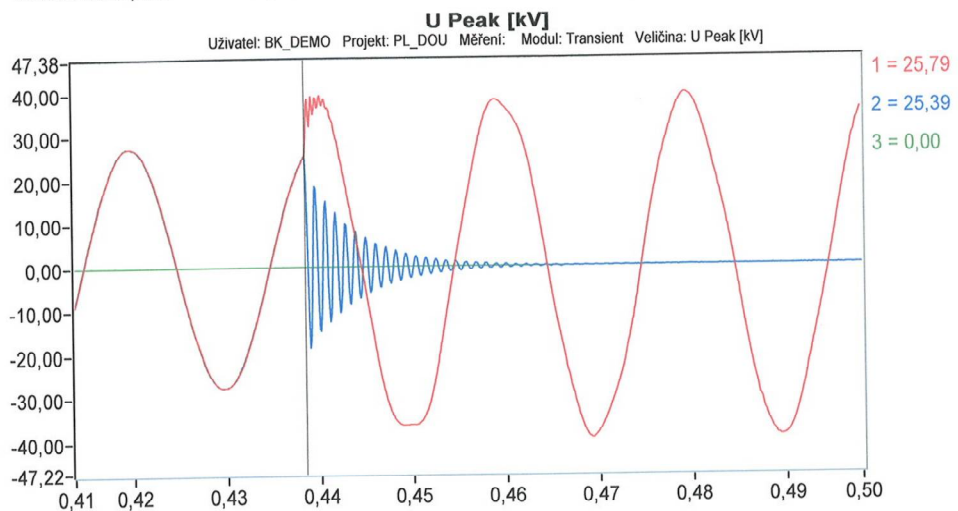
Příloha č.13

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	3. zkrat	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:42:15 (-0.20 ~ 0.51)	12.07.2005 13:42:15 (-0.20 ~ 0.51)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



Příloha č.14

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	3. zkrat	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:42:15 (0.41 ~ 0.50)	12.07.2005 13:42:15 (0.41 ~ 0.50)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV



Příloha č.15

	1. Graf	2. Graf
Místo měření:	TNS Doudlevice	TNS Doudlevice
Jméno operátora:	Ing. Jiří Krupica	Ing. Jiří Krupica
Přístroj:	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584	V: 2.2.1 1. 10. 2003, Lic.: 1100584
Popis:	3. zkrat - OZ	
Interval ukládání:	C	C
Čas Triggeru:	12.07.2005 13:42:35 (-0.09 ~ 0.10)	12.07.2005 13:42:35 (-0.09 ~ 0.10)
Referenční napětí:	3,60 kV	3,60 kV

