

České vysoké učení technické v Praze  
Fakulta elektrotechnická

katedra elektroenergetiky

## ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Student: **Jan Malák**

Studijní program: Elektrotechnika, energetika a management  
Obor: Elektroenergetika

Název tématu: **Návrh aktivní části distribučního olejového transformátoru**

Pokyny pro vypracování:

- 1) Provedte rešerži návrhu olejového transformátoru.
- 2) Pro vybrané vstupní požadavky provedte předběžný návrh aktivní části transformátoru.
- 3) Rozeberte hlavní problémy sdílení tepla v zařízení.

Seznam odborné literatury:

- [1] James H. Harlow: Electric Power Transformer Engineering, ISBN 0-8493-1794-5, CRC Press 2004
- [2] Jiří Zikán: Návrh trojfázového transformátoru s olejovým chlazením, Státní nakladatelství technické literatury 1962
- [3] M.A.Michejev: Základy sdílení tepla, Praha 1952

Vedoucí: Ing. Ladislav Musil, Ph.D.

Platnost zadání: do konce letního semestru 2015/2016

L.S.

Ing. Jan Švec Ph.D.  
vedoucí katedry

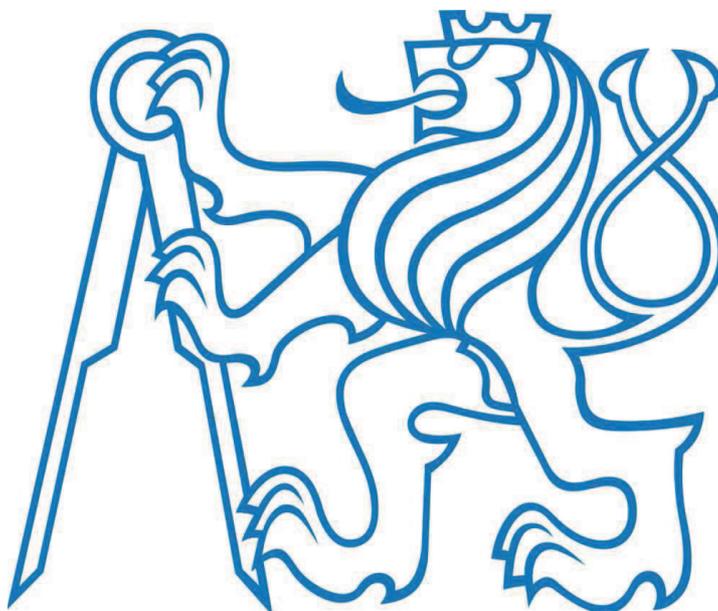
prof. Ing. Pavel Ripka, CSc.  
děkan

V Praze dne 1. 4. 2015

**ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE**

Fakulta elektrotechnická

Katedra elektroenergetiky



**Návrh aktivní části distribučního olejového transformátoru**

Design of Distribution Transformer's Active Part

Diplomová práce

Praha, květen 2015

Autor: Jan Malák

## Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem předloženou práci vypracoval samostatně, a že jsem uvedl veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o dodržení etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací.

Datum: 5. 5. 2015

.....

vlastnoruční podpis autora

## **Poděkování**

Předem mi dovoluji poděkovat mému vedoucímu práce Ing. Ladislavu Musilovi, Ph.D. za podnětné připomínky a rady.

## **Anotace**

Účelem této práce je popsat a zhodnotit některé návrhové metody distribučních transformátorů s olejovým chlazením. Dále pomocí jedné, zvolené návrhové metody navrhnout konkrétní transformátor a pro tento transformátor navrhnout chlazení a určit výsledné vlastnosti takto navrženého transformátoru jako jsou ztráty, napětí nakrátko, hmotnost mechanická odolnost vůči zkratu atd.

## **Summary**

This diploma thesis has been written to describe and evaluate some of design methods of oil immersed distribution transformers, design the transformer with chosen parameters and propose cooling for this transformer and evaluate the calculated properties as losses, impedance voltage, mass, mechanical resistance etc.

## Obsah

Úvod .....	8
Konstrukce olejových distribučních transformátorů.....	10
Návrhové metody distribučního transformátoru.....	11
Návrhová metoda dle prof. Cigánka <sup>[2]</sup> .....	11
Ekonomický návrh transformátoru .....	16
Výpočet aktivní části transformátoru.....	16
Požadované hodnoty navrhovaného transformátoru.....	17
Výpočet jádra .....	17
Výpočet vinutí VN.....	21
Výpočet vinutí NN.....	24
Izolační vzdálenosti .....	25
Výpočet spojky transformátoru .....	26
Výpočet zaručovaných hodnot transformátoru.....	26
Výpočet hmotnosti železa .....	26
Výpočet magnetizačního proudu .....	28
Výpočet ztrát naprázdno .....	28
Výpočet proudu naprázdno.....	29
Výpočet ztrát nakrátko .....	29
Výpočet účinnosti.....	31
Oteplení transformátoru .....	33
Podmínky chlazení transformátorů se vzduchovým chlazením.....	33
Meze oteplení.....	34
Výpočet oteplení vinutí .....	34
Oteplení VN vinutí .....	34
Oteplení NN vinutí.....	35
Výpočet oteplení magnetického obvodu .....	36
Výpočet oteplení nádoby .....	37
Určení vnitřních rozměrů nádoby .....	38
Určení chladičů a chladicí plochy .....	39
Výpočet zkratových sil.....	42
Radiální síly.....	43
Souměrné osově síly.....	43
Výpočet zkratových proudů .....	43

Celková radiální síla na NN vinutí .....	44
Celková radiální síla na VN vinutí .....	44
Namáhání v tlaku způsobené silou $F_d$ na vinutí NN.....	44
Namáhání v tahu způsobené silou $F_t$ působící na vinutí VN.....	44
Měrný tlak na vložky vysokého a nízkého napětí.....	45
Závěr .....	46
Seznam použité literatury .....	47

## Úvod

Při navrhování aktivní části transformátoru existuje několik metod. Všechny jsou ovšem založené na značně empiricky získaných předpokladech a vzorcích. Já v této práci takto empiricky získaným vztahem určuji velikost průřezu jádra, a z katalogového listu výrobce plechů volím hodnotu magnetické indukce, pro kterou jsou garantované ztráty. Tím je dán magnetický tok  $\Phi$  a napětí na závit  $U_{iz}$ . Z požadovaného napětí  $U_1$  a  $U_2$  pak vychází počet závitů  $N_1$  a  $N_2$ .

Takto zvolený postup má zjevné nevýhody. První nevýhoda, která je zřejmá na první pohled z onoho empirického vztahu, že již v de facto prvním kroku výpočtu se ztrácí kontrola nad výslednými ztrátami naprázdno. Neboť tato hodnota se vůbec nevyskytuje ve výpočtu průřezu jádra.

Druhý problém je, že takto navržený transformátor nemusí být dokonale využit. Volbou větší magnetické indukce by bylo možné snížit množství železa. Podobně při volbě proudového zatížení mědi. Tato zmenšování mají ovšem limity v podobě meze magnetizačního proudu, který omezuje indukci a nejmenší možný průřez je dán maximální proudovou hustotou.

Výsledné rozměry aktivní části transformátoru jsou tak pro tento výpočet dány výkonem  $S$ , frekvencí, napětím  $U_1$  a  $U_2$  a samozřejmě stavem technického pokroku, kterým jsou dány materiálové konstanty. Naopak ztráty nakrátko, naprázdno, proud naprázdno, napětí nakrátko jsou jen dalším výsledkem a nemají na výslednou velikost transformátoru vliv.

Tyto výsledné hodnoty je pak nutné porovnat s příslušnou normou ČSN EN 50464-1, případně s požadovanými hodnotami. Z toho vyplývá, že pokud tímto způsobem výpočtu vyjde výsledná hodnota ztrát naprázdno například o 15% nižší než požadovaná hodnota, je výrobce nucen provést výpočet znovu, neboť takto vyrobený transformátor neodpovídá tomu za co je provozovatel transformátoru ochoten zaplatit a výrobce tím ztrácí konkurenční výhodu. Z tohoto důvodu je následující postup pro reálné výpočty spíše nevhodný, avšak dobře slouží demonstračnímu účelu a to z důvodu, že veličiny použité při výpočtu touto metodou je možné obvykle kvalifikovaně odhadnout. Tím se do výpočtu zanášejí sice nepřesnosti, avšak alespoň je možné se dobrat technicky uvěřitelnému výsledku, neboť ostatní způsoby výpočtu vyžadují např. znalost poměrných rozměrů cívek. Tím do výpočtu vstupuje aktuální stav technického pokroku, neboť výpočet transformátoru přesnějšími metodami vlastně do značné míry vychází z vlastností již vyrobených transformátorů. Pokud

bych tedy chtěl vypočítat aktivní část transformátoru, který by odpovídal nejnovějším požadavkům a zároveň byl dokonale využit, tak by bylo nutné znát tato poměrná čísla pro moderní transformátory. To se mi bohužel nepodařilo získat, a proto tyto metody pouze popisuji v textu. Na druhou stranu je tento orientační výpočet jednoduchý a umožňuje opakovaný výpočet, kde z prvního výsledku dojde k zpřesnění představy a konečný výsledek může odpovídat požadovaným hodnotám.

## Konstrukce olejových distribučních transformátorů

Většina transformátorů má olejové chlazení hlavně proto, že činné části v oleji jsou dokonale zakryty a transformátor se může umístit venku.

Obyčejně se sériově vyrábějí transformátory do výkonu 2500 kVA, kterých se používá jako snížovacích transformátorů v distribučních sítích. Rozměry, výkonová řada a ztráty těchto transformátorů jsou předepsány normou ČSN EN 50464-1. Pro transformátory, které mají jmenovitý výkon podle hodnot uvedených v normě, jsou maximální hodnoty ztrát nakrátko a naprázdno uvedeny v tabulce č. 1. V případě, že vývoj ceny energie neodpovídá tabulkovým hodnotám ztrát, je možné nabízet transformátory, které se liší od ztrát uvedených v tabulkách, a použije se vzorec pro kapitalizaci ztrát. <sup>[5]</sup>

Jmenovitý výkon kVA	Po [W]	Pk [W]
50	190	1350
100	320	2150
160	460	3100
250	650	4200
400	930	6000
630	1300	8400

Tabulka 1 Ztráty naprázdno a nakrátko <sup>[5]</sup>

Velikost, váha a cena transformátoru je nejvíce ovlivněna součinem  $U_2 I_2$ . Proud ovlivňuje průřez vodičů, napětí závisí na magnetickém toku a počtu závitů  $N_2$ . Podle uspořádání železného jádra se rozdělují typy transformátorů:

- a) jádrový
- b) plášťový

U jádrového typu vinutí obklopuje plechy, u plášťového plechy obklopují vinutí. Pro konstrukci distribučních transformátorů, jejichž výkon je v řádu stovek kVA, se používá jádrové uspořádání jádra.

U malých distribučních transformátorů bývá tvar jádra čtvercový a s narůstajícím výkonem se používají jádra křížová a dále odstupňovaná.

Čím je vyšší výkon, pro který je transformátor navrhován, tím je i lepší účinnost a klesají i měrné náklady na jeden kVA.

# Návrhové metody distribučního transformátoru

## Návrhová metoda dle prof. Cigánka<sup>[2]</sup>

Návrh transformátoru pro rozvodné sítě vychází z následujících zadaných hodnot

Výkon  $S$

Převod  $U_1/U_2$

Frekvenci  $f$

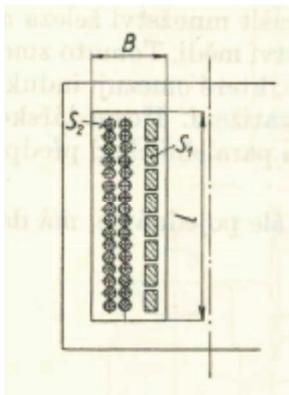
Ztráty ve vinutí  $P_k$

Ztráty v železe  $P_0$

Poměrné napětí nakrátko  $u_k$

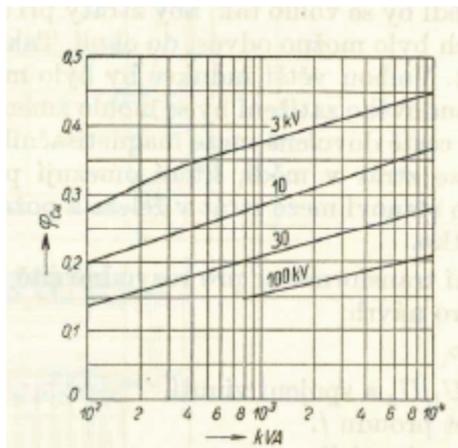
Poměrný proud naprázdno  $i_0$

Pokud není zadána hodnota poměrného proudu naprázdno, tak je to z důvodu, že se automaticky počítá s tím, že tato hodnota nepřesáhne rozumnou mez. Rozměry transformátoru jsou potom dány pouze hodnotou výkonu  $S$ , frekvence, ztrát  $P_k$  a  $P_0$  a poměrného proudu naprázdno. Výška napětí má vliv především na sílu izolací a tedy na výši využití okna transformátoru.



Obrázek 1 činitel plnění okna [2]

Čistě analytický postup, takový, aby se požadované hodnoty dosadily do vzorců, není pomocí této metody možný, neboť některé z daných hodnot lze totiž dodržet pouze na základě toho, že byly odvozeny z hotových provedených transformátorů. Tento fakt nabývá na významu v případě změny technologie výroby, užitých hmot či nového způsobu provedení chlazení. Výpočet se usnadní tím, že



Obrázek 2 hodnoty činitele plnění okna [2]

jsou zavedeny některé empiricky zjištěné hodnoty, které platí pro určitý druh transformátorů. Takovým činitelem je například činitel plnění okna  $\varphi$ . Tím se vyjádří poměr celkového průřezu mědi a celkové plochy okna transformátoru.

$$\varphi = \frac{S_1 N_1 + S_2 N_2}{S_0}; S_0 = B \cdot l. (1)$$

Vzorové hodnoty pro činitel plnění okna jsou na obrázku

č. 2. Pomocí tohoto činitele lze vyjádřit proud ve

vstupním vinutím přeskupením vztahu pro proudovou hustotu.

$$I_1 = \sigma S_1 = \frac{S_0 \varphi}{2N_1} \sigma \quad (2)$$

Pokud se napětí nahradí vztahem odvozeným z indukčního zákona, tak je možné přepsat výkon transformátoru do následujícího vztahu.

$$P = mU_1 I_1 = \frac{m\pi}{\sqrt{2}} S_{Fe} B \varphi S_0 \sigma. \quad (3)$$

Výkon je tedy úměrný součinu z průřezu železa, indukce v železe, průřezu čisté mědi a proudového zatížení. Při daných rozměrech bude tedy mít transformátoru tím větší výkon, čím více se měď a železo zatíží a čím méně bude izolace.

Další důležitou návrhovou veličinou je proudové zatížení  $A$  na jednotku délky sloupku. Čím větší je  $A$  tím větší je proudové využití transformátoru. Celkový proud na jednotku délky jádra je dán vztahem

$$A = nS\sigma \quad (4)$$

( $n$  je počet závitů na jednotku délky jádra)

a ztráty, které vzniknou pod jednotkou délky chladicího povrchu, jsou

$$p_1 = \rho \frac{A^2}{nS} = \rho \sigma A \quad (5)$$

( $\rho$  je měrný odpor)

Autor této metody předpokládá, že za daného stavu technologického vývoje lze pro dané napětí a daný způsob chlazení udat minimální izolační vzdálenost. Dodržením těchto vzdáleností se dospěje k nejlepšímu využití okna. Dále se použije faktu, že v předběžném návrhu je možno zanedbat vliv chlazení, protože je možné vinutí i magnetický obvod vždy rozdělit tak, aby chladicí plocha byla dostatečná.

Při návrhu se využívá metody poměrných rozměrů. Základním rozměrem je průměr opsané kružnice průřezu sloupku  $D$ . Pro trojfázový jádrový transformátor se hlavní rozměry jádra vztáhnou poměrovými čísly na základní rozměr  $D$ .

Délka cívky  $VN$  je tak dána vztahem:

$$l_c = \lambda D \quad (6)$$

Průřez čistého železa

$$S_{Fe} = \zeta D^2 \quad (7)$$

Střední průměr vinutí

$$D_s = \delta D \quad (8)$$

Rozteč sloupků

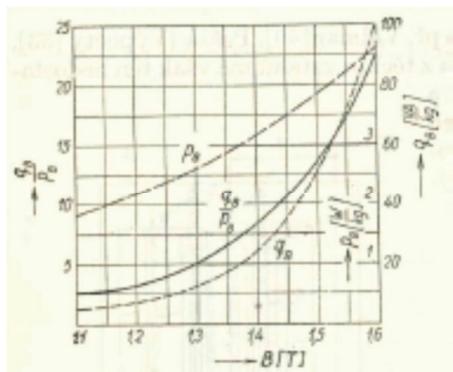
$$T = \tau D \quad (9)$$

Celková délka železa

$$l_{Fe} = \xi D \quad (10)$$

Za použití těchto vztahů se vypočítá váha železa transformátoru jako

$$G_{Fe} = S_{Fe} l_{Fe} \gamma_{Fe} = \zeta \xi \gamma_{Fe} D^3 \quad (11)$$



Obrázek 3 Diagram pro určení B [2]

Ztráty v železe pak jsou

$$P_0 = G_{Fe} p_B \quad (12)$$

$p_B$  jsou poměrné ztráty v jednom kilogramu jádra a  $q_B$  jsou zdánlivé ztráty jádra při dané indukci B. Poměrný budící proud je dán vztahem pro  $i_0$  a z něho vychází vztah pro následující poměr

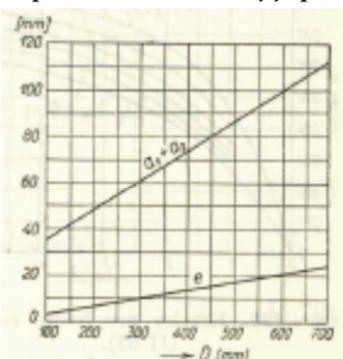
$$i_0 = \frac{I_0}{I} = \frac{q_B G_{Fe}}{P} \Rightarrow \frac{q_B}{p_B} = \frac{P i_0}{P_{Fe}} \quad (13)$$

Tento poměr je pro dané plechy funkcí magnetické indukce B – viz. obrázek 3. Na tomto obrázku je graf se znázorněnou závislostí tohoto poměru na indukci se ztrátovým číslem 1,3 W/kg. Poměr vypočítaný z rovnice tak dává magnetickou indukci. Současně se pro příslušnou magnetickou indukci odečtou poměrné ztráty  $p_B$  a z následujícího vztahu se vypočítá potřebná váha železa.

$G_{Fe} = \frac{P_{Fe}}{p_B} \quad (14)$  Z rovnice pro celkovou váhu železa se vypočítá diagonála

$$D = \sqrt[3]{\frac{G_{Fe}}{\zeta \xi \gamma_{Fe}}} \quad (15)$$

Pro transformátorové plechy je specifická váha  $\gamma_{Fe} = 7600 \text{ kg/m}^3$ .  $\zeta$  je činitel plnění průřezu železa (poměr plochy čtverce o straně D a plochy sloupku). Pro trojfázové olejové transformátory je poměrná délka železa  $\xi = 14$  až 22. Takto získaná diagonála je pouze předběžná, ale s jí pomocí lze určit parametry  $\delta$ ,  $\tau$ ,  $\xi$  a to z následujících vztahů.



Obrázek 4 Rozměry cívek trojfázové transformátoru [2]

$$\delta = 1 + \frac{2e + a_1 + a_2 + b}{D} \quad (16)$$

$$\tau = 1 + \frac{c + 2(a + a_1 + a_2 + b)}{D} \quad (17)$$

$$\xi = 3\lambda + 4\tau + 1,5 + 6 \frac{d}{D} \quad (18)$$

hodnoty b, c, a, d jsou izolační vzdálenosti a pro olejový transformátor a jsou uvedeny ve výpočtu v tabulce č. 7. Součet tloušťky obou cívek  $a_1 + a_2$  je pro zadané napětí nakrátko konstantní je možné ji společně s mezerou mezi cívkou NN a jádrem (izolační vzdálenost e) vynést do grafu jako závislost na diagonále.

Poměrná výška cívky  $\lambda$  závisí na požadovaném napětí nakrátko, které je dáno svou odporovou a reaktanční složkou.

Odporová složka

$$u_R = 100 \frac{P_K}{P} \quad (19)$$

Reaktanční složka

$$u_X = \frac{8 \cdot 10^{-6} \cdot 100 I}{U_1 l_c} \pi D f b_e N_1^2 \quad (20)$$

kde  $b_e$  je ekvivalentní šířka kanálu

$$b_e = b + \frac{a_1 + a_2}{3} \quad (21)$$

Z rovnice pro  $u_X$  vychází po dosazení vztah pro diagonálu

$$D = 0,106 \sqrt[4]{\frac{P b_e \delta}{\lambda f m \zeta^2 B^2 u_X}} \quad (22)$$

takto získaná diagonála a diagonála určená z celkové hmotnosti železa se musí rovnat. Tyto dva vztahy se tedy mohou dát do rovnosti.

$$\sqrt[3]{\frac{G_{Fe}}{\zeta \gamma_{Fe} (3\lambda + 4\tau + 1,5 + 6 \frac{d}{D})}} \equiv 0,106 \sqrt[4]{\frac{P b_e \delta}{\lambda f m \zeta^2 B^2 u_X}} \quad (23)$$

Neznámá  $\lambda$  je pak dána vztahem

$$A = \frac{\lambda}{(3\lambda + K)^{4/3}} \quad (24)$$

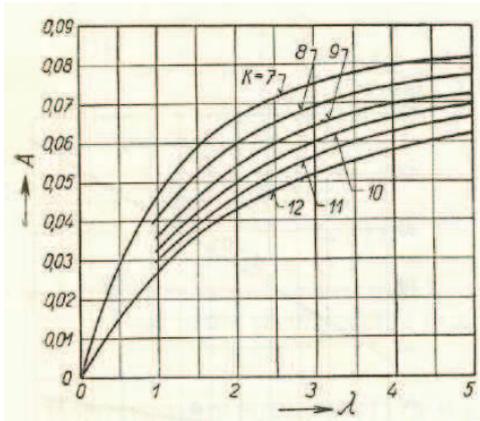
A konstanta A se vypočítá ze vzorce

$$A = \frac{4 S b_e \gamma_{Fe}^{4/3} \delta}{\pi 10^4 f \cdot m \cdot u_X \zeta^{2/3} B^2 G^{4/3}} \quad (25)$$

Parametr K

$$K = 4\tau + 1,5 + 6 \frac{d}{D} \quad (26)$$

Rovnice pro Konstantu A se řeší graficky. K vypočítané hodnotě a parametru K se odečte



Obrázek 5 graf pro řešení rovnice 24 [2]

délka cívky  $\lambda$ . Pro hodnoty  $\lambda > 5$  již neplatí závislost uvedená v na obrázku, neboť se skutečné hodnoty značně liší od hodnot předpokládaných v grafu. Pokud vyjde hodnota konstanty A vyšší než je uvedeno v grafu, tak to značí, že přesné řešení úlohy, aby transformátor vycházel zadaným parametřům, není možné. Některá zadaná hodnota se musí změnit

v rámci tolerancí. Ze vzorce pro konstantu A je vidět, že je možné ji zmenšit jen zvýšením váhy

železa. Platí poté opačný postup, zvolí se hodnota  $\lambda$ , taková aby vcházela v rozmezí (například  $\lambda=3$ ) a pro tu se přečte nová konstanta A. Tímto zvýšením se lineárně zvýší ztráty v železe a také magnetizační proud. Magnetizační proud obvykle vyjde v mezích tolerance, pokud jsou dodrženy ztráty v železe.

Ztráty v mědi lze poté přepsat do vztahu, ze kterého vyplyne potřebné zatížení průřezu vodičů.

$$P_K = 2mN_1\pi DS_1\rho\sigma^2 \Rightarrow \sigma = \frac{P_K f B \zeta D}{\sqrt{2} P \delta \rho} \quad (27)$$

Z chladicích ploch se určí oteplení a v případě potřeby se tyto plochy dalším rozčleněním dále zvětší, tak aby se dosáhlo požadované hodnoty oteplení.

## **Ekonomický návrh transformátoru**

Za daných používaných materiálů je možné transformátor navrhnout o nejrůznějších poměrech vinutí a průřezu jádra, délek spojek a jader. Kombinaci, která by zaručovala, že tyto poměry budou v konečném důsledku znamenat, že navrhovaný transformátor bude nejlevnější možný, odvodil Vidmar. Tyto jednoduché podmínky jsou následující: Cena mědi = cena železa, cena sloupů = cena spojek.<sup>[2]</sup> Tyto podmínky vycházejí ze zjednodušených předpokladů, takže mají spíše orientační význam. Avšak funkce určující cenu má poměrně ploché minimum a proto tato zjednodušení nemusí být nutně podstatná.

Z první podmínky vyplývá, že váha mědi má být tolikrát nižší oproti hmotnosti železa, kolikrát je cena mědi vyšší oproti ceně železa (já v této práci předpokládám poměr 5:1). Tato podmínka ovšem musí samozřejmě ustoupit případným požadavkům na ztráty v mědi a ztráty v železe. Většina návrhových metod ovšem k těmto poměrům dojde výpočtem a jen je zpětně kontroluje.

## **Výpočet aktivní části transformátoru<sup>[1]</sup>**

Níže uvedený výpočet je proveden metodou podle Jiřího Zikána, která se svým postupem značně liší od metody prof. Cigánka. V této metodě je nejprve určen průřez transformátoru a hodnota indukce je volena. Následně se vypočítá množství závitů. Vzhledem k malému množství závitů na straně NN a skutečnosti, že počet závitů musí být celé číslo je nutno brát v potaz, že zaokrouhlení závitů na celé číslo často způsobí, že výsledný převod bude mít větší chybu než 0,5%. Proto jsem volil postup, že jsem v prvním výpočtu určil přibližnou hodnotu závitů a následně jsem tuto hodnotu upravil tak, aby počet závitů byl  $\pm 0,5\%$  oproti požadovanému převodu. Z takto získaného počtu závitů jsem určil hodnotu aktivního průřezu.

## Požadované hodnoty navrhovaného transformátoru

$S = 630 \text{ kVA}$

$U_1 = 22 \text{ kV}$

$U_2 = 0,42 \text{ kV}$

chlazení ONAN

$f = 50 \text{ Hz}$

Spojení Yy0

Ztráty odpovídající normě ČSN EN 50464-1

## Výpočet jádra

V prvním kroku v souladu s výše uvedeném vypočítám aktivní průřez sloupku

$$Sfe = c \sqrt{\frac{S}{f k}} \quad (28).$$

Tento empirický vzorec obsahuje dvě konstanty a to konstantu  $k$ , která se liší v závislosti na počtu fází a druhu transformátoru.

- pro plášťový jednofázový transformátor  $k = 1$
- pro jádrový typ jednofázového transformátoru  $k = 2$
- pro jádrový typ trojfázového transformátoru  $k = 3$

Druhá konstanta  $c$  pak určuje poměr mezi počtem závitů a množstvím železa. Jak vidno, tak o tomto důležitém parametru je rozhodnuto již v prvním kroku, což může být poněkud nešťastné v případě, že transformátor vyjde rozdílně oproti očekávání. Pro olejem chlazené transformátory se konstanta  $c$  volí v intervalu  $4 \cdot 10^{-4}$  až  $6 \cdot 10^{-4}$ . Já pro tento výpočet volím konstantu  $c = 5,18 \cdot 10^{-4}$

$$Sfe = 5,18 \cdot 10^{-4} \sqrt{\frac{630000}{50 \cdot 3}} = 0,0336 \text{ m}^2 \quad (29).$$

Toto je průřez aktivní části jádra. Skutečná velikost jádra je ovšem vyšší a to z důvodu, že reálné jádro je tvořeno z plechů, které na sebe přesně nedoléhají a také jsou plechy vzájemně izolované, příklady koeficientů  $kz$  uvádím v tabulce č. 1

izolace	Tloušťka	kž
Papír	0,5	0,89
Papír	0,35	0,86
Lak	0,5	0,91
Keramická	0,35	0,92
<b>Orientované plechy</b>	<b>0,35</b>	<b>0,95</b>

Tabulka 2 hodnoty koeficientu kž [1]

Pro výpočet uvažuji orientované plechy tloušťky 0,35 mm a skutečný průřez se je pak roven

$$S_s = \frac{Sfe}{kž} \Rightarrow S_s = \frac{0,0336}{0,95} = 0,0354 \text{ m}^2. (30)$$

Tvar jádra je určen tvarem cívky. Z hlediska namáhání cívek zkratovými silami jsou výhodnější kruhové cívky. Při kruhovém tvaru cívek je také o 13% nižší spotřeba vodivého materiálu oproti cívkám čtvercovým. Kruhové cívky mají ovšem tu nevýhodu, že nelze dosáhnout plného využití průřezu (vyjma jader složených z axiálních plechů). Kolem jádra o průřezu  $S_s$  je opsána kružnice. Pro co možná nejlepší využití plochy kterou tato kružnice svírá je tedy nutné jádro odstupňovat. Obecně platí, že pro vyšší výkony je nutné vytvořit více stupňů. Já pro výkon 630 kVA dle tabulky č. 3 volím 5 stupňů (viz. Obr. č. 6). Každému počtu stupňů odpovídá i činitel plnění jádra  $\xi$ . Jemnější odstupňování znamená vyšší  $\xi$ . Pro pět stupňů je činitel plnění  $\xi=0,75$ . Pomocí této hodnoty vypočítám průměr kružnice opsané.

D [cm]	do 10	10 až 25	25 až 40	více než 40
Počet stupňů	4	5 až 6	7 až 8	8 až 10

Tabulka 3 Počet stupňů v závislosti na poloměru kružnice opsané [3]

$$S_{ops} = \frac{S_s}{\xi} \Rightarrow \frac{0,0279}{0,75} = 0,372 \Rightarrow D_{ops} = \sqrt{\frac{4 S_s}{\pi}} = 0,212 \text{ m}. (31)$$

Ze známého poloměru  $D_{ops}$  vypočítám rozměry každého z pěti stupňů sloupku z následujících vztahů.

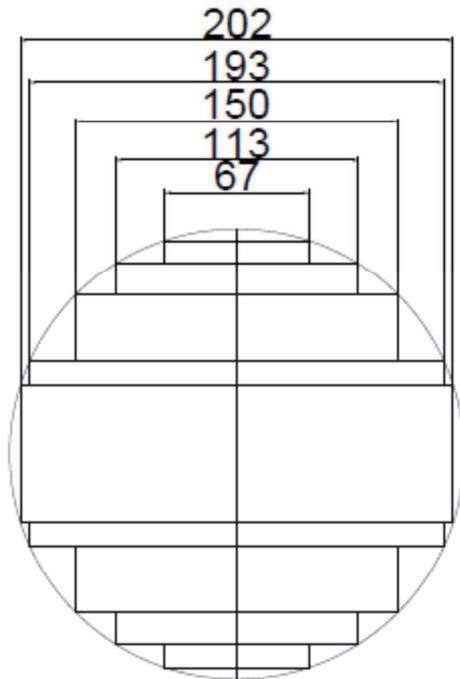
$$b_5 = 0,9495 D_{ops} = 0,202 \text{ m}.$$

$$b_4 = 0,8458 D_{ops} = 0,193 \text{ m}.$$

$$b_3 = 0,7071 D_{ops} = 0,150 \text{ m}.$$

$$b_2 = 0,5335 D_{ops} = 0,113 \text{ m}.$$

$$b_1 = 0,3138 D_{ops} = 0,067 \text{ m}.$$



Obrázek 6 Rozměrový náčrtek jádra

Pro účel výpočtu volím plechy typu H 105-30 z obrázku č. 6

**Guaranteed magnetic values**

For information concerning our typical values please contact our customer service team.

Grade*	Thickness		Typical core loss at				Guaranteed core loss at		Typical polarization at		Guaranteed polarization at
	mm	inch	1.5 T 50Hz W/kg	1.7 T 50Hz W/kg	1.5 T 60Hz W/lb	1.7 T 60Hz W/lb	1.7 T 50Hz W/kg	1.7 T 60Hz W/lb	800 A/m typ. T	800 A/m min. T	
<b>PowerCore®</b>											
H -18*	0.18	0.007									
H 075-23 L	0.23	0.009	0.54	0.74	0.33	0.44	0.75	0.45	1.91	1.88	
H 080-23 L	0.23	0.009	0.57	0.78	0.34	0.47	0.80	0.48	1.91	1.88	
H 085-23 L	0.23	0.009	0.59	0.81	0.36	0.49	0.85	0.51	1.90	1.88	
H 090-23 **	0.23	0.009	0.63	0.86	0.38	0.52	0.90	0.54	1.90	1.88	
H 095-23	0.23	0.009	0.66	0.91	0.40	0.55	0.95	0.57	1.89	1.88	
H 100-23	0.23	0.009	0.68	0.96	0.41	0.58	1.00	0.60	1.88	1.85	
H 085-27 L	0.27	0.011	0.63	0.83	0.38	0.50	0.85	0.51	1.91	1.88	
H 090-27 L	0.27	0.011	0.66	0.87	0.40	0.52	0.90	0.54	1.91	1.88	
H 095-27 **	0.27	0.011	0.70	0.92	0.42	0.55	0.95	0.57	1.91	1.88	
H 100-27	0.27	0.011	0.72	0.97	0.43	0.58	1.00	0.60	1.89	1.88	
H 095-30 L	0.30	0.012	0.70	0.93	0.42	0.56	0.95	0.57	1.91	1.88	
H 100-30 **	0.30	0.012	0.74	0.98	0.44	0.59	1.00	0.60	1.91	1.88	
H 105-30	0.30	0.012	0.77	1.02	0.46	0.61	1.05	0.63	1.91	1.88	
H 110-30	0.30	0.012	0.80	1.06	0.48	0.64	1.10	0.66	1.90	1.88	
H 115-35 **	0.35	0.014	0.84	1.13	0.51	0.68	1.15	0.69	1.90	1.88	
H 125-35	0.35	0.014	0.88	1.20	0.53	0.72	1.25	0.75	1.89	1.88	

\*other grades available upon request

Obrázek 7 garantované hodnoty transformátorových plechů<sup>[10]</sup>

Z obrázku č. 7 je vidět, že hodnoty poměrných ztrát naprázdno jsou garantovány pro velikost indukce  $B=1,7$  T. S touto hodnotou tedy budu dále počítat.

Ze vztahu pro indukované napětí zjistím indukované napětí v jednom závitě.

$$U_{iz} = 4,44 B S_{Fe} f = 4,44 \cdot 1,7 \cdot 0,0336 \cdot 50 = 12,7 \text{ V. (32)}$$

Ze známého primárního fázového napětí se zjistí počet závitů primárního a posléze sekundárního vinutí.

$$N_1 = \frac{U_{1f}}{U_{iz}} = \frac{12701,7}{12,21} = 1000 \text{ z. (33)}$$

$$N_2 = \frac{U_{2f}}{U_{1f}} N_1 = \frac{242,5}{12701,7} 1000 = 19 \text{ z. (34)}$$

Počet závitů primárního a sekundárního vinutí je třeba počítat s co možná nejvyšší přesností kvůli paralelnímu chodu transformátorů. Z tohoto důvodu musí být chyba daná převodem nižší než 0,5%. Tuto skutečnost ověřím v dalším kroku.

$$\Delta p = \frac{p - \frac{N_1}{N_2}}{p} 100 = 0,48\% \text{ (35)}$$

Vzhledem k tomu, že navrhovaný transformátor je vybaven přepojovačem odboček  $\pm 5\%$  na straně vysokého napětí, je potřeba hodnotu  $N_1$  vynásobit koeficientem 1,05 a 0,95.

$$N_{1,05} = 1,05 N_1 = 1050 \text{ z (36)}$$

$$N_{0,95} = 0,95 N_1 = 950 \text{ z (37)}$$

Pro další postup je nutné vypočítat hodnotu fázového proudu  $I_{1f}$  a  $I_{2f}$ .

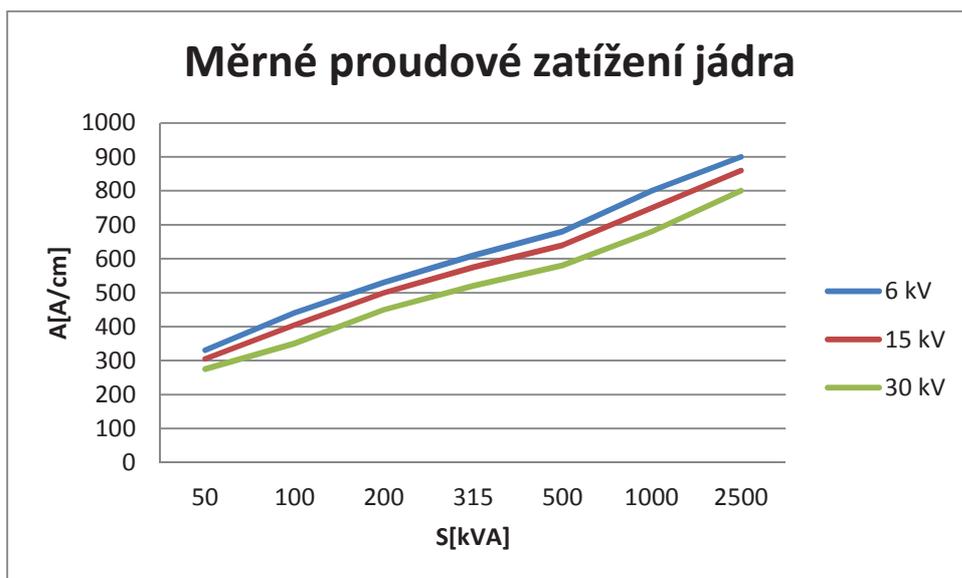
$$I_{1f} = \frac{S}{m U_{1f}} = \frac{630000}{3 \cdot 12702} = 16,53 \text{ A (38)}$$

$$I_{2f} = \frac{S}{m U_{2f}} = \frac{630000}{3 \cdot 242,5} = 866 \text{ A (39)}$$

Z grafu jsem odečetl hodnotu pro proudové zatížení jádra.

Napětí kV	Výkon trojfázového transformátoru kVA						
	50	100	200	315	500	1000	2500
6	330	440	530	610	680	800	900
15	305	405	500	575	640	750	860
30	275	350	450	520	580	680	800

Tabulka 4 měrné proudové zatížení jádra [3]



Obrázek 8 měrná proudová zátěž pro distribuční transformátory [3]

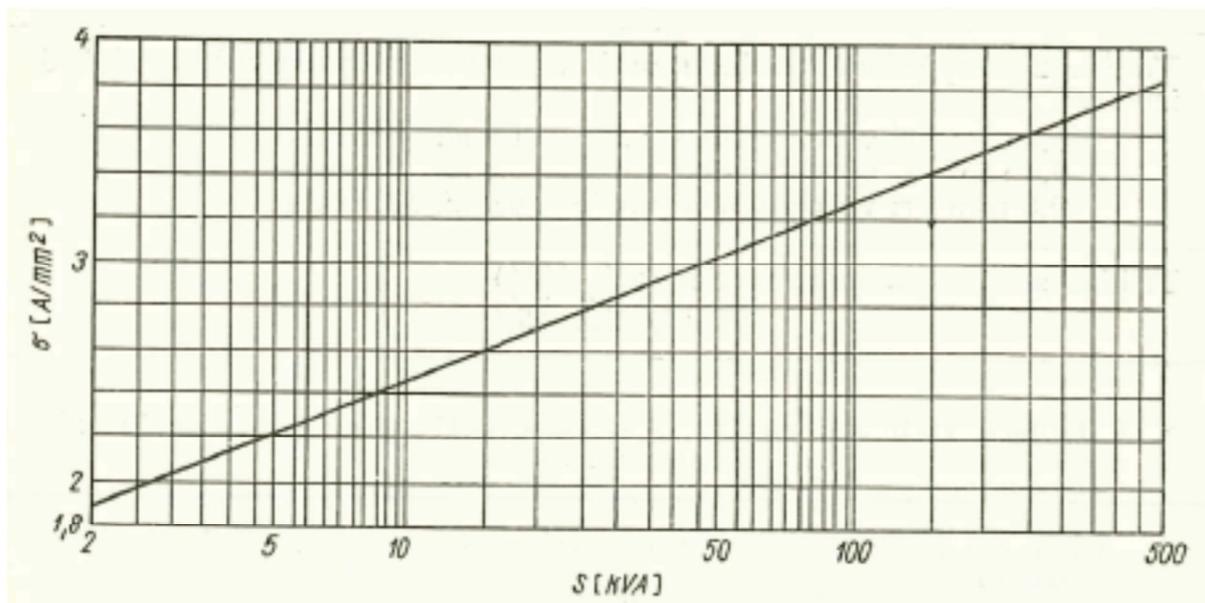
Hodnotu A volím 62000 A/m. Dosazením této hodnoty do vzorce získám délku jádra  $l_j$ .

$$l_j = \frac{N_1 I_1 + N_2 I_2}{A} \approx 0,55 \text{ m} \quad (40)$$

Vypočítaná délka jádra transformátoru ovlivňuje napětí nakrátko a zpětně se porovnává s vypočítanou délkou cívek.

### Výpočet vinutí VN

Z grafu č. 2 odečtu, nebo spíše odhadnu hodnotu povolené proudové hustoty, pro měděné vinutí olejového transformátoru. Tuto hodnotu tedy odhaduji na 4 A/mm<sup>2</sup>.



Obrázek 9 Závislost hustoty proudu v měděném vinutí olejového transformátoru [1]

Z hodnoty fázového proudu a proudové hustoty je tedy možné určit průřez vodiče primárního vinutí. Obdobně vypočítám i průřez vinutí NN.

$$S_1 = \frac{I_{1f}}{\sigma} \Rightarrow \frac{16,53}{4} = 4,13 \text{ mm}^2 \quad (41)$$

Tuto hodnotu zaokrouhlím na 4,2 mm<sup>2</sup>. Tloušťka jednoho závitů je zvolena na 1 mm. Z toho vyplývá, že požadovaná výška jednoho závitů činí 4,2 mm. Tyto hodnoty si označím jako  $h_1 = 4,2$  mm a  $b_1 = 1$  mm. Při fázovém napětí do 22 kV je pro uvažovanou papírovou izolaci o tloušťce 0,15 mm nárůst průřezu vodiče 0,6 mm na oba rozměry, tedy  $h_{1iz} = 4,8$  mm a  $b_{1iz} = 1,6$  mm. S těmito hodnotami je vypočítána výška vinutí vysokého napětí.

Celé vinutí si rozdělím do jednotlivých cívek, tak aby jednotlivé cívky měly pokud možno podobný počet závitů, jednotlivé cívky ve vinutí vysokého napětí uspořádám tak, aby cívky přepojovače byly z důvodu rovnoměrného namáhání při působení zkratových sil uprostřed (viz. obrázek č. 10). Vstupní cívky a cívky regulace mají zesílenou izolaci, zbývající cívky vinutí mají izolaci normální. Je vhodné, aby počet cívek v regulaci byl navržen tak, že vývody na jednotlivé odbočky jsou na začátku nebo na konci cívky. Vývod ze středu cívky by měl být nepreferované řešení. Počet závitů přepojovače odboček se určí jako  $N_p = N_{1,05} - N_{0,95}$ . V mém případě tedy 102 závitů.

V tabulce č. 5 je vidět navržení jednotlivých skupin cívek.

umístění	cívek	Závitů $g_1$	závitů ve skupině
vstupní	1	13	13
přepojovač	6	17	102
vinutí	55	<b>17</b>	935
celkem			1050

Tabulka 5 rozdělení vinutí do skupin (viz. obr. č. 10)

Mezi jednotlivými cívkami je nutné vést chladicí kanál, který je roven 10 % výšky cívky. Výška cívky  $a_1$  se určí jako součin počtu závitů  $g_1$  v cívce a výška jednoho izolovaného závitu.

$$a_1 = g_1 b_{1iz} \Rightarrow 17 \cdot 1,6 = 27,2 \text{ mm (42)}$$

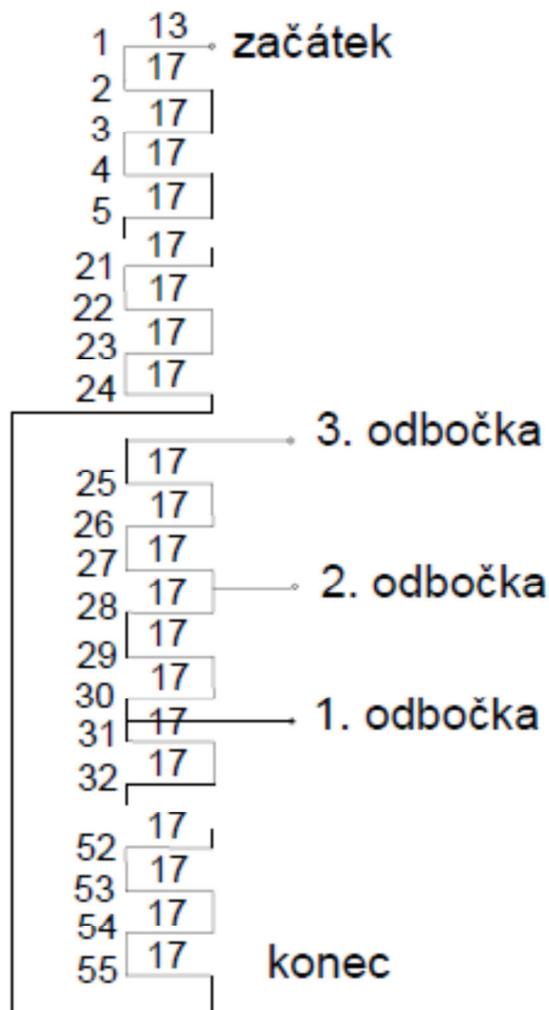
Šířka chladicího kanálu je tedy cca 3 mm.

Výška celého vinutí se vypočítá jako suma šířek všech cívek, chladících kanálů a zesílenou izolací mezi cívkou 54 a 55, kde je zhruba polovina fázového napětí (viz. tabulka č. 5).

	počet	výška	výška celkem
cívky	62	4,8	298
chladící kanály	61	3	183
izol. 54./55. cívky	1	15	15

Tabulka 6 výška vinutí

Celková výška vinutí je tedy  $l_{c1} = 496$  mm což zhruba odpovídá navržené výšce sloupku. K výšce vinutí je dále zapotřebí připočítat vzdálenost vinutí VN od spojky (tab. č.7). Výsledná hodnota výšky sloupku tedy odpovídá vypočítané výšce  $l_j=0,55$ m.



Obrázek 10 rozdělení vinutí VN

### Výpočet vinutí NN

Vinutí nízkého napětí se počítá obdobně jako vinutí VN. V prvním kroku se určí požadovaný průřez vodiče. Výsledná hodnota se zaokrouhlí.

$$S_2 = \frac{I_{2f}}{\sigma} \Rightarrow \frac{866}{4} = 217 \text{ mm}^2 \Rightarrow 220 \text{ mm}^2(43)$$

Tloušťku jednoho závitu stanovím jako  $b_2 = 5 \text{ mm}$ . Z toho vyplývá potřebná výška závitu  $h_2=4,4 \text{ cm}$ . Při takto velkém průřezu vodiče sekundárního vinutí může být výhodné použít několik paralelně spojených vodičů. Tento způsob bohužel s sebou nese problém

nerovnoměrného zatížení vodičů. Já v dalším výpočtu postupuji, jakoby NN vinutí bylo navinuto z vodiče o výše uvedených rozměrech.

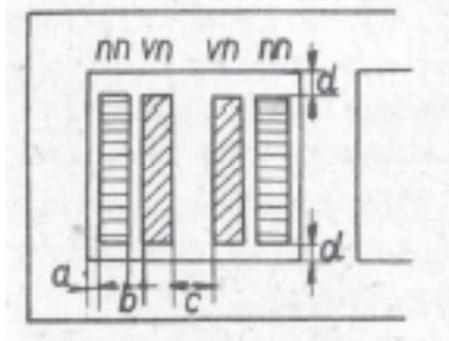
Izolace těchto vodičů pro napětí 0,42 kV způsobí nárůst do obou rozměrů o 0,45 mm ( $b_{2iz}=5,45$  mm,  $h_{2iz}=4,445$  cm). Pokud by vinutí nízkého napětí bylo navinuto v jediné vrstvě o 19 závitů, tak by celkový rozměr tohoto vinutí byl přes 80 cm. Z tohoto důvodu bude vinutí rozděleno do 9 cívek se dvěma závity ( $g_2=2$ ). Poslední, lichá cívka bude doplněna dvěma izolačními pásky o výšce 2 mm. Celková výška a šířka NN vinutí je tedy

$$a_2 = g_2 b_{2iz} \Rightarrow 2 \cdot 5,45 = 10,9 \text{ mm} \quad (44)$$

$$l_{c2} = n_2 h_{2iz} \Rightarrow 12 \cdot 4,445 = 40 \text{ cm} \quad (45)$$

Z důvodu namáhání při zkratových proudech je dobře, že výstupní a vstupní vinutí jsou podobně dlouhá.

## Izolační vzdálenosti



V tomto se určují izolační vzdálenosti mezi sloupkem a vinutím nízkého napětí (rozměr A), vinutím nízkého napětí a vinutím vysokého napětí (rozměr B), mezi vinutím vysokého napětí dvou fází (rozměr C) a mezi vinutím a spojkou (rozměr D). Tyto rozměry jsou určující pro výpočet délky spojky a korekci délky jádra. Hodnoty

Obrázek 11 izolační vzdálenosti[3]

A, B, C a D použiju dle tabulky č. 7.

Provozní napětí [kV]	Izolační vzdálenost [mm]			
	A	B	C	D
20	13	25	25	25
40	15	35	40	55
60	20	45	50	85

Tabulka 7 Izolační vzdálenosti (Liwschitz) [3]

Vzhledem k tomu, že provozní napětí je o 10% vyšší než nejbližší hodnota uvedená v tabulce, tak i já zvýším pro účely výpočtu izolační vzdálenosti o 10%.

## Výpočet spojky transformátoru

Celkové uspořádání vinutí v okně transformátoru je vidět na obrázku výše. Osová rozteč mezi dvěma sloupky je tedy dán průměrem kružnice opsané jádru. Izolační vzdálenost  $A = 14,3$  mm je podmíněna použitím izolačního válce. Vnitřní průměr válce se volí takový, aby mezi plechy jádra a stěnou válce byla vzdálenost alespoň 5 mm a zároveň by lišta mezi válce a vinutím měla mít šířku tloušťku také alespoň 5 mm. Izolační vzdálenost  $B$  je podmíněna použitím druhého izolačního válce. Z takto zadaných hodnot pak vypočítám vzdálenost mezi osou sloupku a osou okna.

$$\frac{l_s}{2} = \frac{D_{ops}}{2} + A + a_2 + B + a_1 + \frac{C}{2} = 0,2 \text{ m} \quad (46)$$

Průřez spojky je o pro výpočet uvažován jako 1,1 násobek účinného průřezu jádra tedy  $S_{sp}=0,0389 \text{ m}^2$ . Indukce ve spojce se vypočítá z následujícího vztahu.

$$B_{sp} = B_j \frac{S_j}{S_{sp}} = 1,55 \text{ T} \quad (47)$$

Průřez spojky je obdélníkový a její výška odpovídá maximální šířce jádra tedy 0,19 m.

Nyní je výpočet de facto hotov neboť jsou známy všechny hodnoty pro výpočet hodnot  $u_k$ ,  $P_0$ ,  $P_k$  a dalších.

## Výpočet zaručovaných hodnot transformátoru

### Výpočet hmotnosti železa

Magnetický obvod je rozdělen na 3 typy těles, pro které se snadno určí jejich objem. Jádra, spojky a rohy. Tyto objemy se vynásobí měrnou hmotností.

Objem jader:

$$V_j = 3 l_j \cdot S_j = 3 \cdot 0,55 \cdot 0,0354 = 0,0584 \text{ m}^3 \quad (48)$$

Objem spojek:

$$V_s = 4 l_s \cdot S_s = 4 \cdot 0,372 \cdot 0,0309 = 0,0494 \text{ m}^3 \quad (49)$$

Objem rohů:

$$V_r = 2 h_s \cdot S_j = 2 \cdot 0,19 \cdot 0,0354 = 0,013 \text{ m}^3 \quad (50)$$

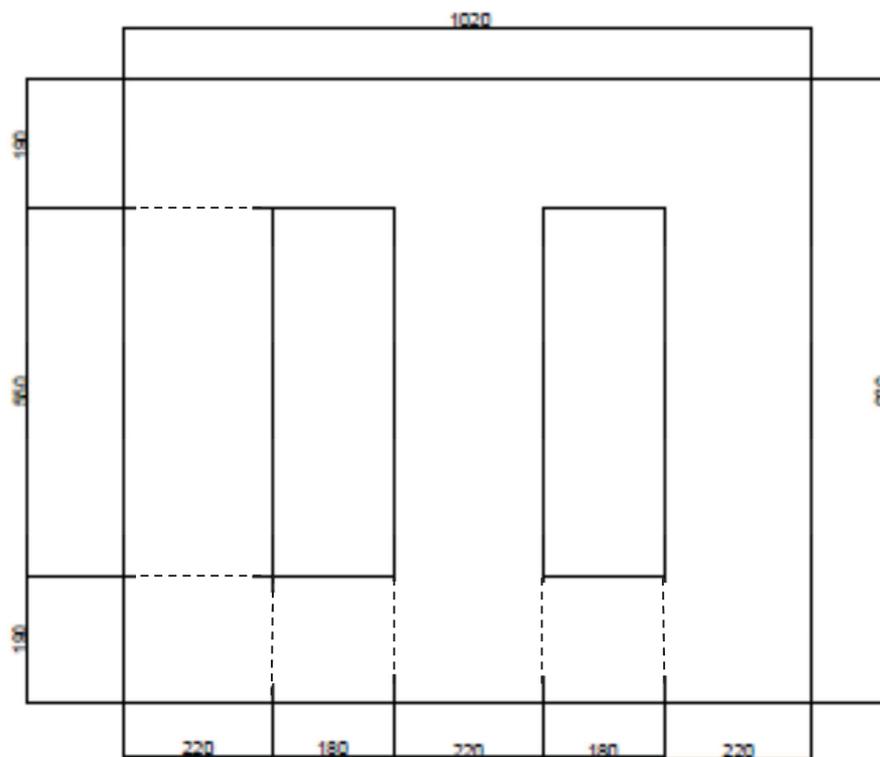
Z takto získaných objemů se vypočítá hmotnost  $G$  těchto dílů. Měrná hmotnost transformátorových plechů je udávána jako  $\delta_{Fe}=7500 \text{ kg/m}^3$ .

Hmotnost jader, spojek a rohů:

$$G_j = V_j \cdot \delta_{Fe} = 438 \text{ kg} \quad (51)$$

$$G_s = V_s \cdot \delta_{Fe} = 371 \text{ kg} \quad (52)$$

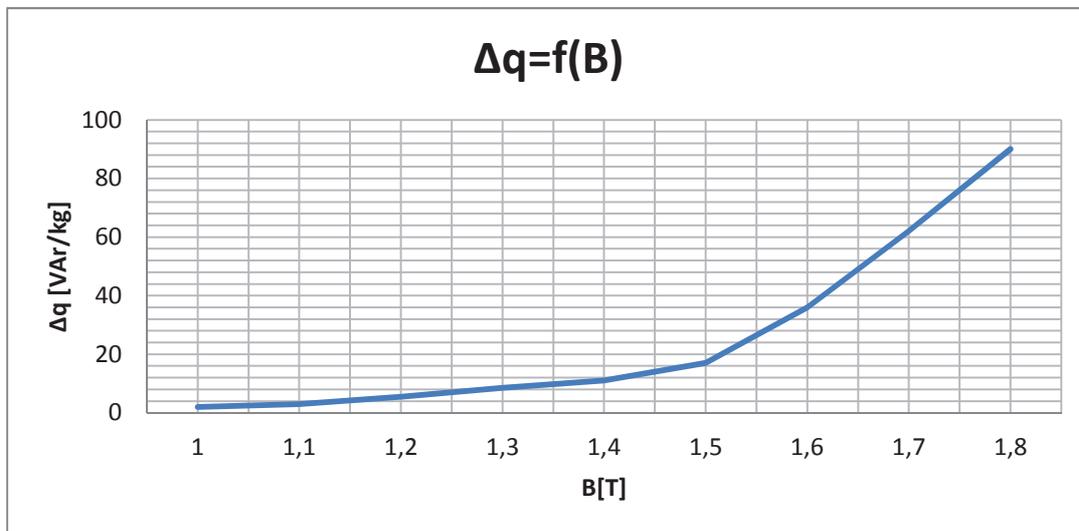
$$G_r = V_r \cdot \delta_{Fe} = 98 \text{ kg} \quad (53)$$



Obrázek 112 Magnetický obvod

## Výpočet magnetizačních proudů

Proud naprázdno počítám z magnetizačního příkonu, který je uveden v grafu.



Obrázek 13 měrný magnetizační příkon transformátorových plechů [1]

Ve spojce a v rozích je magnetická indukce podobná a proto v obou částech v dalším výpočtu uvažuji s hodnotou magnetické indukce spojky. Magnetická indukce v jádře  $B=1,7$  T odpovídá magnetizačnímu příkonu 62 VAr/kg, magnetická indukce ve spojce a rohách  $B=1,55$  T odpovídá přibližně hodnotě 20 Var/kg.

## Výpočet magnetizačního proudu

Poměrný magnetizační proud:

$$I_{\mu}^* = \frac{\Delta q_j G_j + \Delta q_s G_{rs}}{S} 100 \approx 6 \% \quad (54)$$

Magnetizační proud:

$$I_{\mu} = I_{\mu}^* \frac{I_1}{100} = 1 \text{ A} \quad (55)$$

## Výpočet ztrát naprázdno

Ztráty naprázdno jsou dány měrnými ztrátami v jednom kilogramu magnetického obvodu. V obrázku č. 7 jsou uvedeny garantované měrné ztráty při indukci  $B=1,7$  T jako  $\Delta q_j = 1,05$  W/kg. V katalogovém listu výrobce plechů je pro hodnotu 1,5 T udávána hodnota  $\Delta q_{sr} = 0,85$

W/kg. Tyto hodnoty, společně s hmotností obvodu tedy uvažují při výpočtu ztrát na prázdko v jádrech a spojce (vč. rohů).

Ztráty v železe jader:

$$\Delta P_j = G_j \cdot \Delta q_j = 460 \text{ W} \quad (56)$$

Ztráty v železe spojky:

$$\Delta P_{sr} = G_{sr} \cdot \Delta q_{sr} = 399 \text{ W} \quad (57)$$

Ztráty naprádko celkem se rovnají součtu ztrát v jádrech, spojkách a rohách, v tomto případě je to  $\Delta P_0 = 859 \text{ W}$ .

### Výpočet proudu naprádko

Činná složka proudu naprádko:

$$I_{P_0} = \frac{\Delta P_0}{U_1 \sqrt{3}} = 0,02 \text{ A} \quad (58)$$

Proud naprádko:

$$I_0 = \sqrt{I_{\mu}^2 + I_{P_0}^2} = 1 \text{ A} \quad (59)$$

Činná složka se tedy v tomto případě dá zanedbat a poměrný proud na prázdko se tedy rovná 6%.

### Výpočet ztrát nakrátko

Ztráty v mědi jsou způsobeny ohmickým odporem vodiče primárního a sekundárního vinutí. Proud procházející vodičem způsobí, že se část energie přemění na Joulovo teplo vyzářené v podobě tepelné energie a způsobuje tak oteplení transformátoru. Ztráty jsou proměnlivé podle přenášeného výkonu.

Výpočet délky závitu vinutí VN

$$r_{1AV} = \frac{D_{ops}}{2} + A + a_2 + B + \frac{a_1}{2} \cong 17,2 \text{ cm} \quad (60)$$

$$l_{v1} = 2\pi r_{1AV} N_1 = 1080 \text{ m} \quad (61)$$

Výpočet odporu jedné fáze při teplotě 75°C

$$\rho_{Cu75} = \rho_{Cu20} (1 + \alpha\Delta T) \Rightarrow 0,0169 \cdot 10^{-6} (1 + 4 \cdot 10^{-3} \cdot 55) = 0,0207 \cdot 10^{-6} \Omega m \quad (62)$$

$$R_{1f} = \rho_{Cu75} \frac{l_{v1}}{S_1} = 5,32 \Omega \quad (63)$$

Výpočet ztrát nakrátko ve vinutí VN

$$\Delta P_{Kvn} = 3 R_{1f} \cdot I_{1f}^2 = 4363 \text{ W} \quad (64)$$

Výpočet délky závitů vinutí NN

$$r_{2AV} = \frac{D_{ops}}{2} + A + \frac{a_2}{2} \cong 12,6 \text{ cm} \quad (65)$$

$$l_{v2} = 2\pi r_{2AV} N_1 = 15 \text{ m} \quad (66)$$

Výpočet odporu jedné fáze při teplotě 75°C

$$R_{2f} = \rho_{Cu75} \frac{l_{v1}}{S_1} = 0,0014 \Omega \quad (67)$$

Výpočet ztrát nakrátko ve vinutí VN

$$\Delta P_{Knn} = 3 R_{2f} \cdot I_{2f}^2 = 3175 \text{ W} \quad (68)$$

Hmotnost NN vinutí

$$G_{2Cu} = \rho_{Cu} \cdot l_{v2} \cdot S_2 = 29,5 \text{ kg} \quad (69)$$

Hmotnost VN vinutí

$$G_{1Cu} = \rho_{Cu} \cdot l_{v1} \cdot S_1 = 40,6 \text{ kg} \quad (70)$$

Hmotnost mědi celkem

$$G_{Cu} = 3(G_{2Cu} + G_{1Cu}) = 210,2 \text{ kg} \quad (71)$$

Napětí nakrátko

Odporová složka poměrného napětí nakrátko

$$u_r^* = \frac{100 \Delta P_k}{S} = 1,2 \% \quad (72)$$

Reaktanční složka poměrného napětí nakrátko

$$u_x^* = \frac{8 \cdot 10^{-4}}{U_{1f} \frac{l_{c1} + l_{c2}}{2}} \cdot f \cdot N_1^2 \cdot I_{1f} \cdot \left( B + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) \cdot \left( \pi \frac{D_{1av} + D_{2av}}{2} \right) = 4,3 \% \quad (73)$$

Poměrné napětí nakrátko

$$u_k = \sqrt{u_r^2 + u_x^2} = 4,5\% \quad (74)$$

### Výpočet účinnosti

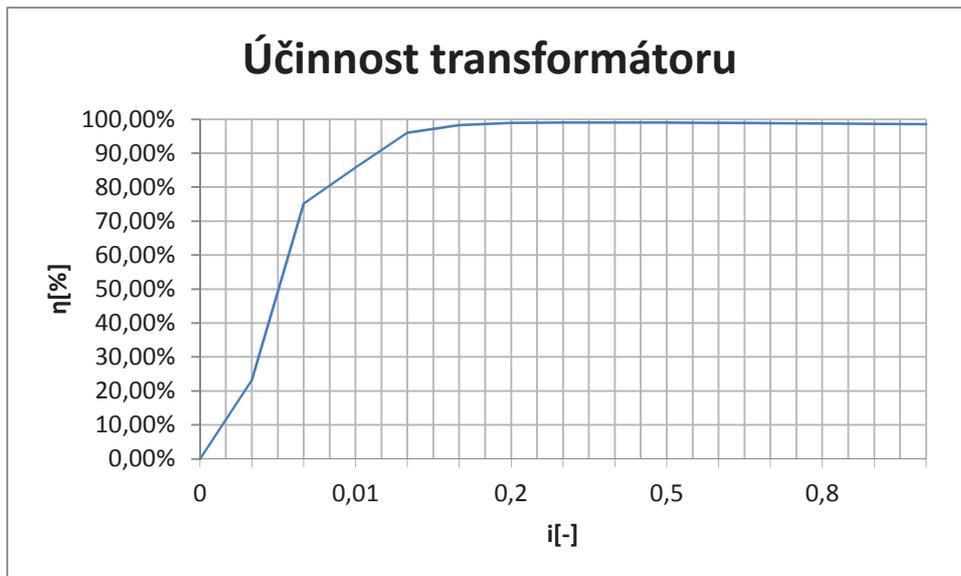
Účinnost transformátoru při maximálním zatížení a  $\cos\varphi = 0,9$  je možné vypočítat ze vztahu

$$\eta = \frac{S_N \cos\varphi}{S_N \cos\varphi + \Delta P_0 + \Delta P_K} \cdot 100 = 98,5\% \quad (75)$$

Vzhledem k tomu, že ztráty nakrátko jsou závislé na zatížení je i účinnost transformátoru závislá na zatížení. Z tohoto důvodu se zavádí zatěžovatel  $i$ , což je poměr skutečného a jmenovitého proudu. Výkon transformátoru je na zatížení závislý lineárně a ztráty nakrátko se mění s druhou mocninou proudu. Z tohoto důvodu nejsou transformátory navrženy pro maximální účinnost při maximálním zatížení. Vztah pro dané zatížení je pak

$$\eta = \frac{i \cdot S_N \cos\varphi}{i \cdot S_N \cos\varphi + \Delta P_0 + \Delta P_K i^2} \cdot 100 \quad (76)$$

Výsledná závislost účinnosti na zatěžovateli je na grafu níže



Obrázek 14 závislost účinnosti transformátoru na zatížení

Navržený transformátor má maximální účinnost kolem 40% zatížení.

Navržený transformátor má tedy následující parametry:

průřez aktivní části jádra	$S_{fe}=0,0336\text{m}^2$
počet závitů:	$N_1=1000$ závitů
	$N_2=19$ závitů
chyba převodu:	$\Delta p=0,48\%$
celková hmotnost jádra:	$G_{fe}=907\text{kg}$
celkové ztráty naprázdno:	$\Delta P_o=859\text{ W}$
proud naprázdno:	$I_o=1\text{ A}$
poměrný proud naprázdno:	$I_{or}=6\%$
ztráty nakrátko (75°C)	$\Delta P_k=7538\text{ W}$
celková hmotnost vinutí:	$G_{cu}=210\text{ kg}$
napětí nakrátko:	$u_k=4,5\%$
účinnost při 100% zatížení:	$\eta=98,5\%$

Hodnoty transformátoru vyhovují normě. Váha materiálu spojek je rovna 85% hmotnosti jader. Hmotnost mědi je cca 4,3 x nižší než hmotnost železa. Takto navržený transformátor tedy bude i blízko řešení pro nejlevnější transformátor. Možné ekonomické zlepšení by spočívalo ve zvýšení průřezu magnetického obvodu, tak aby hmotnost jader byla stejná

s hmotností spojek, což by vedlo ke zvýšení ztrát naprázdno a snížení ztrát nakrátko a poměr hmotnosti železa a mědi by tak byl až 1:5, což je teoretický ideál.

Od 1.7.2015 vstupuje v platnost nové nařízení Evropské unie č.548/2014, které určuje novou maximální povolenou hodnotu ztrát naprázdno a ztrát nakrátko pro distribuční transformátory do výkonu 3150 kVA.<sup>[11]</sup> Všechny transformátory uvedené do provozu po tomto datu musí splňovat podmínky uvedené v tabulce č. 8. Toto nařízení dále říká, že transformátory uvedené do provozu po 1.7.2020 budou mít dále snížené ztráty naprázdno o 10% a ztráty nakrátko o 30%.

S [kVA]	P <sub>k</sub> [W]	P <sub>o</sub> [W]
<25	900	70
50	1100	90
100	1750	145
160	2350	210
250	3250	300
400	4600	430
630	6500	600
1000	10500	770
1250	11000	950
1600	14000	1200

Tabulka 8 Ztráty naprázdno a ztráty nakrátko transformátorů uvedených do provozu po 1.7.2015 [11]

## Oteplení transformátoru<sup>[1]</sup>

### Podmínky chlazení transformátorů se vzduchovým chlazením

S ohledem na požadavky pro normální oteplení v zamýšleném místě instalace by teploty neměly překročit:

+40 °C v kteroukoliv dobu;

+30 °C měsíční průměrná teplota nejteplejšího měsíce (polovina součtu hodnoty denní nevyšší hodnoty a střední hodnoty denní nejnižší hodnoty v průběhu určitého měsíce za několik roků)

+20 °C roční průměrná teplota (jedna dvanáctina součtu průměrných měsíčních teplot)

## Meze oteplení

Pro třífázové transformátory do 2500 kVA s odbočkovým rozsahem nepřekračujícím  $\pm 5\%$  musí být meze oteplení vtaženy k hlavní odbočce odpovídající jmenovitému napětí, pro vyšší výkony nebo vyšší rozsah odboček musí být meze oteplení vztaheny ke každé odbočce. Pro transformátory ponořené do minerálního oleje nebo syntetické kapaliny s bodem vzplanutí vyšším než  $300^{\circ}\text{C}$  a vzduchovým chlazením platí meze oteplení uvedené v tabulce č. 8.

Požadavky pro	Meze oteplení [K]
Izolační kapalina v horní vrstvě	60
Střed vinutí	70
Hot-spot vinutí	78

Tabulka 9 Meze oteplení [4]

Žádné číselné hodnoty mezí nejsou stanoveny pro oteplení magnetického jádra, spoje elektrických holých vodičů, elektrických nebo magnetických stínění a nosných částí v nádobě. Samozřejmým požadavkem je, že teplota na nich nesmí dosáhnout hodnoty, která by mohla způsobit poškození sousedních částí nebo nepřiměřené stárnutí izolační kapaliny. Meze oteplení magnetického jádra může být dohodnuta mezi výrobcem a zákazníkem.

## Výpočet oteplení vinutí

Za chladicí plochu lze počítat celkovou chladicí plochu jenom tehdy, pokud je chladicí kanál širší než 10 % cívky.

### Oteplení VN vinutí

Pro výpočet uvažuji jednu cívku vinutí VN která má 17 závitů. Cívka je chlazená ze všech stran. Od plochy je nutno odečíst plochu zakrytou lištami.

Vnitřní chladicí povrch:

Vypočítám povrch válce bez 10 lišt

$$S_{1i} = \pi \cdot \varnothing 0,317 \cdot h_{1iz} - 10 \cdot 0,015 \cdot h_{1iz} \Rightarrow S_{1i} = 0,00406 \text{ m}^2 \quad (77)$$

Vnější chladicí povrch:

Povrch vnějšího válce

$$S_{1o} = \pi \cdot \varnothing 0,371 \cdot h_{1iz} \Rightarrow S_{1o} = 0,00559 \text{ m}^2 \quad (78)$$

Boční chladicí plocha

Od povrchu boku cívky je nutno odečíst plochu 10 vložek

$$S_{1s} = \frac{\pi}{4} \cdot (\emptyset 0,371^2 - \emptyset 0,317)^2 - 10 \cdot a_1 \cdot 0,036 \Rightarrow S_{1s} = 0,01937 \text{ m}^2 \quad (79)$$

Celková chladicí plocha je rovna součtu chladicích ploch

$$S_{1c} = S_{1i} + S_{1o} + S_{1s} = 0,02895 \text{ m}^2 \quad (80)$$

Odpor cívky vinutí VN je počítán pro cívku s 17 závitů:

$$R_{1c} = \rho_{Cu75} \frac{2\pi r_{1AV} N_{1c}}{S_1} = 0,0905 \Omega \quad (81)$$

Oteplení cívky vstupního vinutí při proudu  $1,05I_{1f}$ . Koeficient  $\alpha = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$  [1],[2].

$$\Delta\vartheta_1 = \frac{R_{1c} \cdot I_{1fmax}^2}{\alpha S_{1c}} = 11,7^\circ \text{C} \quad (82)$$

### Oteplení NN vinutí

Pro výpočet oteplení NN vinutí uvažuji cívku se dvěma závity.

Vnitřní povrch válce bez deseti lišt.

$$S_{2i} = \pi \cdot \emptyset 0,266 \cdot h_{2iz} - 10 \cdot 0,015 \cdot h_{2iz} \Rightarrow S_{2i} = 0,0305 \text{ m}^2 \quad (83)$$

Vnější chladicí povrch válce bez deseti lišt.

$$S_{2o} = \pi \cdot \emptyset 0,288 \cdot h_{2iz} - 10 \cdot 0,015 \cdot h_{2iz} \Rightarrow S_{2o} = 0,0335 \text{ m}^2 \quad (84)$$

Vzhledem k tomu, že jednotlivé cívky mají pouze dva závity, tak není mezi nimi veden žádný chladicí kanál. Proto je nutné tuto plochu považovat za nulovou a v dalším výpočtu s ní neuvažovat.

Celková chladicí plocha vinutí NN

$$S_{2c} = S_{2i} + S_{2o} = 0,064 \text{ m}^2 \quad (85)$$

Odpor jedné cívky vinutí NN se dvěma závity

$$R_{1c} = \rho_{Cu75} \frac{2\pi r_{2AV} N_{2c}}{S_2} = 0,00015 \Omega \quad (86)$$

Oteplení cívky vinutí NN

$$\Delta\vartheta_2 = \frac{R_{2c} \cdot I_{2f}^2}{\alpha S_{2c}} = 22 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (87)$$

## Výpočet oteplení magnetického obvodu

Jako chladicí povrch magnetického obvodu se mohou použít jen ty plochy, kde se jádro stýká přímo s olejem. Naopak nelze naopak uvažovat například s chladicí plochou spojky, která je v okně a plochou ležící rovnoběžně s izolací. Chladicí plocha jader se počítá, jakoby jádro mělo válcový tvar s průměrem válce 0,8 násobek průměru kružnice opsané jádru.

Chladicí plocha dvou spojek (rozměry viz. Obrázek 12)

$$S_{FeS} = 1,02 \cdot 0,163 \cdot 2 = 0,332 \text{ m}^2 \quad (88)$$

Chladicí plocha 4 čel spojky

$$S_{Fe\check{c}} = 0,163 \cdot 0,19 \cdot 4 = 0,124 \text{ m}^2 \quad (89)$$

Chladicí plocha 3 jader

$$S_{FeJ} = 3 \cdot 0,8 \cdot \pi \cdot D \cdot l_j = 0,879 \text{ m}^2 \quad (90)$$

Celková chladicí plocha se rovná sumě chladicích ploch

$$S_{Fe} = S_{FeS} + S_{Fe\check{c}} + S_{FeJ} = 1,334 \text{ m}^2 \quad (91)$$

Oteplení magnetického obvodu

$$\Delta\vartheta_{Fe} = \frac{\Delta P_0}{\alpha S_{Fe}} = 9 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (92)$$

## Výpočet oteplení nádoby

Maximální možné oteplení nádoby transformátoru se určí jako

$$\Delta\vartheta_N = 60 - \Delta\vartheta_{max} \quad (93)$$

Maximální oteplení jsem vypočítal ve vinutí NN

$$\Delta\vartheta_N = 60 - \Delta\vartheta_{max} = 60 - 22 = 38 \text{ }^\circ\text{C} \quad (94)$$

Na základě tohoto oteplení dále určím druh chlazení a požadovanou velikost chladicí plochy. Nejprve se z rozměrů aktivní části transformátoru určí vnitřní rozměry nádoby. Poté určuji druh chladičů, jejich umístění, počet, rozměry a chladicí plochu. Chladicí plocha je rovna součtu dílčích chladicích ploch.

Určení druhu chlazení:

Aktivní část transformátoru je chlazena olejem. Vnější chladicí médium je vzduch. Parametry chlazení tedy budu hledat pro hladkou nádobu s trubkovými radiátory s přirozeným vzduchovým chlazením.

Určení chladicí plochy:

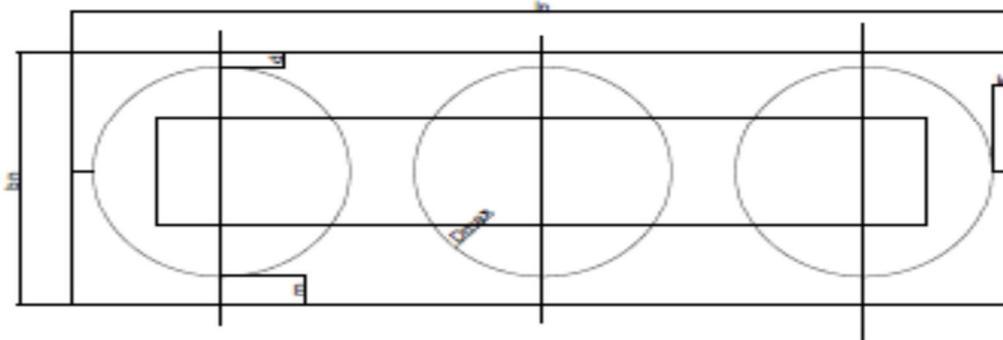
Pro odvedení 1 kW ztrát je v případě trubkových chladičů potřeba 2,5-3 m<sup>2</sup>. Při výpočtu chladicí plochy uvažuji pouze plochu radiátorových trubek. S plochou dna a plochou víka se doporučuje nepočítat. Pro výpočet volím 2,7m<sup>2</sup>/kW. Celkové ztráty transformátoru jsou na hlavní odbočce rovny

$$\Delta P_c = \Delta P_0 + \Delta P_K \cong 8500 \text{ W} \quad (95)$$

Požadovaná chladicí plocha žeber

$$S_{ch} = \Delta P_c \cdot 0,0027 = 23 \text{ m}^2 \quad (96)$$

## Určení vnitřních rozměrů nádoby



Obrázek 15 Rozměrový náčrtek pro určení šířky a délky nádoby

Vnitřní rozměry nádoby vyplývají z izolační vzdálenosti mezi vinutím a stěnami nádoby a ze vzdálenosti mezi spojovacími vodiči a nádobou, což je dáno zkušebním napětím.

Šířka nádoby:

$$b_N = D_{max} + d + m = 450 \text{ mm} \quad (97)$$

Vzdálenost vinutí od nádoby  $d$  je dána tabulkou č. 7 tato vzdálenost je tedy 28 mm. Vzdálenost od nádoby  $m$  volím větší než  $d$  z důvodu, že jsou potřeba větší izolační mezery pro spojování vinutí. Tato vzdálenost by měla být cca 1,5x  $d$ . Já pro výpočet volím vzdálenost  $m = 51$  mm.

Délka nádoby

$$l_N = 2l_s + D_{max} + 2k = 1225 \text{ mm} \quad (98)$$

Vinutí VN a vnitřní stěna nádoby v tomto případě reprezentuje válcovou elektrodu proti rovinné stěně. Vzdálenost  $k$  by měla být zhruba rovna vzdálenosti  $d$ , v tomto případě  $k=30$  mm.

Výška nádoby

$$h_N = l_j + 2h_s + h_p + h_{iz} + p = 1040 \text{ mm} \quad (99)$$

Výšku podložky volím 50 mm. Izolační mezera mezi spojkou a průchodkou VN pro napětí 22 kV volím 30 mm. Konec průchodky pro napětí 22 kV  $p=220$  mm.

## Určení chladičů a chladicí plochy

Pro výpočet trubkových radiátorů použiju trubky s vnitřním průměrem  $\phi 40$  mm a vnějším  $\phi 43$  mm.

Sběrná, vodorovná horní a dolní trubka je větší a zásobuje olejem všechny radiátorové trubky. Pro výpočet volím trubku o vnitřním průměru  $\phi 64$  mm a vnějším  $\phi 70$ . Rozteč jednotlivých trubek je pak rovna zhruba 1,3 násobku vnějšího průměru sběrné trubky. V tomto případě tedy 90 mm.

Na délku nádoby se tedy vejde  $1225:90=13$  radiátorů. Z konstrukčního důvodu je skutečný počet radiátorů nižší až o 20%<sup>[1]</sup>. V tomto případě by tedy skutečný počet radiátorů byl 11. Obdobně se zjistí počet radiátorů na šířku.  $450:90=5 \Rightarrow$  skutečný počet radiátorů je 4.

Výška radiátorů je dána výškou nádoby, spodní konec se umístí na úroveň spodního konce VN vinutí, tedy:

$$h_p + h_s + d = 50 + 190 + 28 = 268 \text{ mm} \quad (100)$$

Horní konec se provede 120 mm od horního okraje nádoby.

$$l_r = h_N - (h_p + h_s + d) - 120 = 723 \text{ mm} \quad (101)$$

Z grafů (viz. Obrázek 16) je možné odečíst chladicí plochu pro různá množství trubek v radiátorech, grafy jsou sice začínají výškou radiátoru 900 mm, ale vzhledem k tomu, že závislosti jsou lineární, tak je bez problému možné tyto hodnoty odečíst i mimo oblast grafu. Z grafů je možné dále odečíst objem a hmotnost jednotlivých radiátorů s množstvím trubek 3-7.

Chladicí povrch pro jeden radiátor s 6 trubkami dlouhými 0,72 m odpovídá  $0,83 \text{ m}^2$ .

Celkový chladicí povrch

$$S_r = 30 \cdot 0,83 = 24,9 \text{ m}^2 \quad (102)$$

## Kontrola oteplení nádoby

$$\Delta\vartheta_N = \frac{\Delta P_c}{\alpha S_r} = \frac{8477}{8,76 \cdot 24,9} = 38,9 \text{ °C} \quad (103)$$

Koeficient  $\alpha$  je určen podle vzorce Faye-Hansena<sup>[1]</sup>

$$\alpha = 7 + \frac{6}{x} = 8,76 \frac{W}{m^2} \quad (104)$$

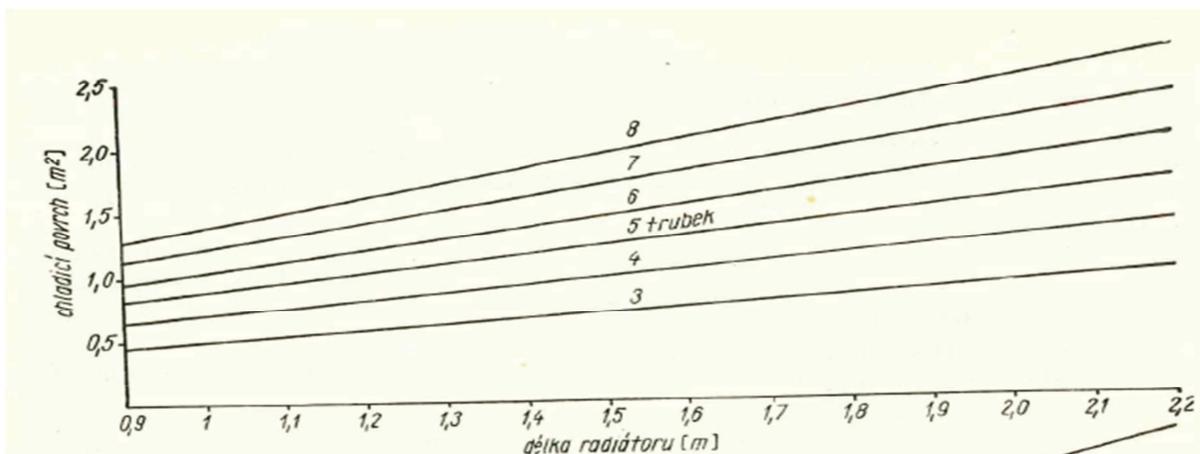
$x$  je poměr plochy nádoby sdílející teplo a plochy teplo zářící. Poměr těchto ploch v navrhovaném zařízení je roven zhruba 3,4.

Oteplení nádoby sice vychází o 0,9 °C vyšší než požadované. To by bylo možné řešit zvýšením počtu trubek v některých chladících radiátorech. Ovšem vzhledem k tomu, že oteplení 0,9°C odpovídá 2,3% navýšení a, že přesnost určení koeficientu  $\alpha$  je určitě nižší než 2,3% je nutné hodnotu oteplení 38,9 °C brát jako orientační a oteplení ověřit oteplovací zkouškou.

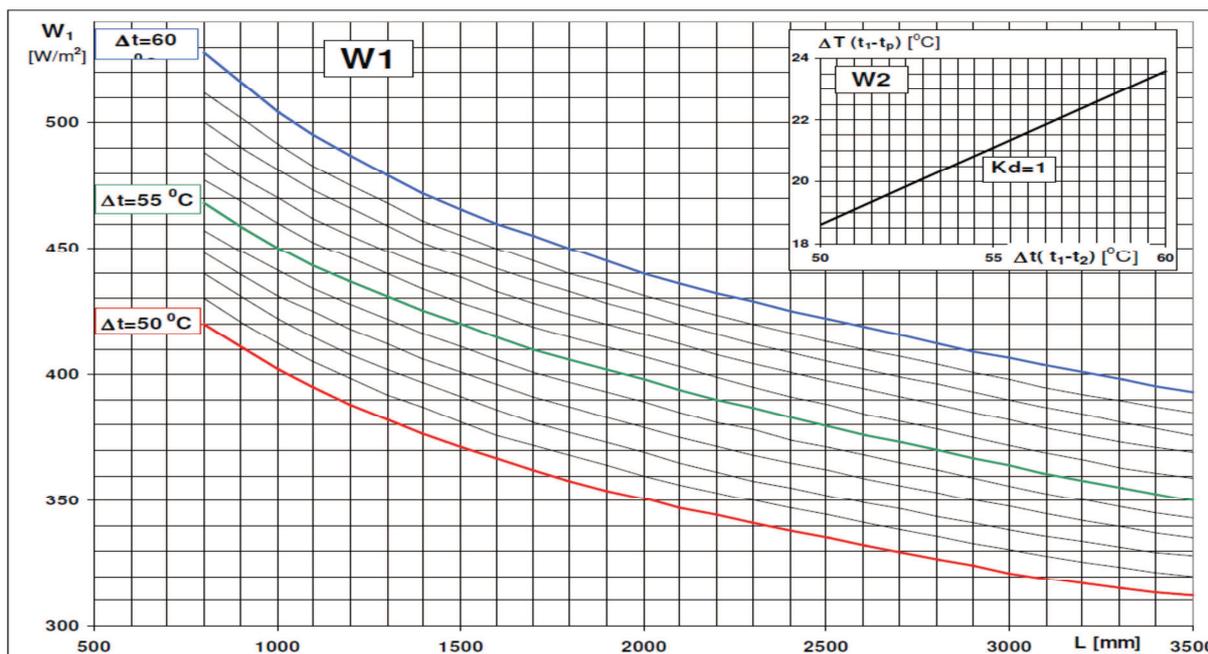
Pokud by byly použity radiátory s žebry, postup by byl následující

Výška jednoho žebra by v tomto případě byla 0,8 m. Z katalogového listu výrobce chladičů vyplývá, že této výšce odpovídá plocha jednoho žebra 0,876 m<sup>2</sup>. Toto je ovšem plocha, kterou by bylo možné uvažovat, pokud by jednotlivá žebra byla daleko od sebe a v jednotlivých radiátorech byl malý počet žeber.

Z tohoto důvodu je potřeba celkovou plochu 0,876 m<sup>2</sup> zmenšit o cca 30%. Takto získaná ekvivalentní plocha  $S_{ek}=0,613 \text{ m}^2$ . Z grafu výrobce vyplývá, že měrný chladicí výkon žebra činí  $P_r= 420 \text{ W/m}^2$ .



Obrázek 16 Závislost chladicího povrchu na počtu trubek a délce radiátoru [1]



Obrázek 17 chladicí výkon v závislosti na délce žeber[7]

Rozteč žeber činí 45 mm a šířka žebra je 12,5 mm. Vzhledem k tomu, že šířka nádoby je 450 mm, tak je možné dopočítat, že maximální možný počet žeber umístěných na kratší straně transformátoru je  $450 : 57,5 = 7$  žeber, stejně jako při návrhu trubkového radiátoru je nutné z konstrukčních důvodů odečíst asi 20% z celkového množství žeber<sup>[1]</sup>, výsledné počet žeber na straně  $b_N = 5$ . Obdobně na straně  $l_N$  o délce 1225 mm je výsledné množství žeber 17.

Celková chladicí plocha je pak rovna součtu chladicích ploch

$$S_{rC} = 2 \cdot 5S_{ek} + 2 \cdot 17S_{ek} = 27 \text{ m}^2 \quad (105)$$

Celkový chladicí výkon je dán vztahem

$$P_c = S_{rC} \cdot P_r = 11,3 \text{ kW} \quad (106)$$

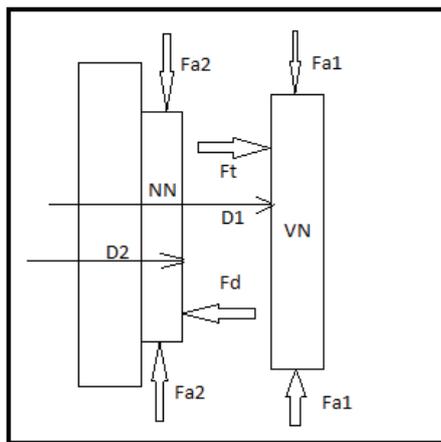
Při kontrole oteplení nádoby chlazené radiátory s žebry použijí stejnou hodnotu vypočítaného koeficientu alfa.

$$\Delta \vartheta_N = \frac{\Delta P_c}{\alpha S_{rC}} = \frac{8397}{8,76 \cdot 27} = 35,5 \text{ °C}$$

V tomto případě vychází již hodnota oteplení pod požadovaným limitem oteplení nádoby 38°C. Ovšem platí i zde stejná připomínka jako u výpočtu pomocí trubkových radiátorů. Rozdíl

teplot je příliš malý v poměru k nejistotě správného výpočtu (při chybě určení koeficientu alfa 7% již vychází oteplení vyšší než požadované) a skutečnou hodnotu je možné určit pouze oteplovací zkouškou.

## Výpočet zkratových sil<sup>[1]</sup>



Obrázek 18 Síly působící při zkratu

Za použití následujícího zjednodušeného výpočtu se orientačně určí, zda transformátor bude vlivem působení dynamických účinků zkratového proudu schopen dalšího bezvadného provozu nebo působící síly tento transformátor poškodí. Skutečně se pak tato schopnost určí během zkratové zkoušky.

Pro výpočet zkratových sil počítám s nesouměrným rázovým zkratovým proudem. Tento rázový proud vytváří rozptylový tok, který působí silou na vodiče vinutí, jimiž prochází zkratový proud. Rozptylový tok se rozloží na pole příčné a pole podélné. Podélné pole působí podél osy vinutí, pole příčné je kolmé k ose vinutí transformátoru.

Vinutí nízkého napětí je usazeno u jádra a prochází jím primární zkratový proud. Od jádra vzdálenější vinutí vysokého napětí je procházeno sekundárním zkratovým proudem.

## Radiální síly

Podélné pole vytlačuje vodiče ve směru poloměru a vznikají radiální odpudivé síly, cívka NN je tlačena k jádru a cívka VN je roztahována. Radiální tlaková síla  $F_d$  působí rovnoměrně na vnější povrch vnitřního vinutí, radiální síla tahová  $F_t$  působí rovnoměrně na vnitřním povrchu vnějšího vinutí. Radiální síla namáhá vnitřní vinutí na tlak a vinutí vnější na tah. Při výpočtu kontrolujeme vzniklý tlak a napětí v tahu.

## Souměrné osově síly

Příčné pole stlačuje vodiče ve směru osy vinutí. U vinutí U vinutí souměrně uspořádaného vzniklé souměrné osově síly  $F_{a1}$  a  $F_{a2}$  stlačují jeho střední cívky. Při výpočtu se kontroluje namáhání ohybem vodiče mezi vložkami, měrný tlak na vložky a namáhání nosné stahovací konstrukce. Z důvodu dobře zajištěného chlazení nesmí počet izolačních vložek zakrývat více než 20% povrchu cívky.

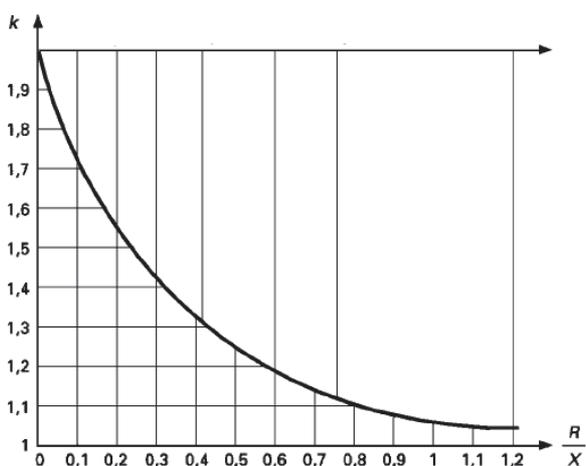
## Výpočet zkratových proudů

Efektivní souměrná složka proudu nakrátko trvajících 3 s je určena podle napětí nakrátko.

Primární proud nakrátko

$$I_{k1} = \frac{I_{1f}}{u_k} 100 = \frac{16,53}{4,5} 100 = 367,3 \text{ A} \quad (107)$$

Sekundární proud nakrátko



Obrázek 19 graf pro určení konstanty k [9]

$$I_{k2} = \frac{I_{2f}}{u_k} 100 = \frac{866}{4,5} 100 = 19,2 \text{ kA} \quad (108)$$

Amplituda primárního přechodného zkratového proudu

$$I_{kN1} = k_1 \sqrt{2} I_{k1} = 1,46 \sqrt{2} 367,3 = 758 \text{ A} \quad (109)$$

Amplituda sekundárního přechodného zkratového proudu

$$I_{kN2} = k_2 \sqrt{2} I_{k2} = 1,18 \sqrt{2} 19,2 = 32 \text{ kA} \quad (110)$$

Konstantu  $k$  jsem odečetl z grafu, poměr  $R/X$  je dán napětím nakrátko. Poměr  $R/X$  pro výpočet amplitudy primárního proudu je roven 0,25 a pro výpočet sekundárního zkratového proudu je tento poměr 0,6.

Měrné proudové zatížení primárního a sekundárního vinutí při přechodném zkratovém proudu

$$A_1 = \frac{I_{kN1}N_1}{l_{c1}} = \frac{758 \cdot 1000}{0,496} = \frac{15,3 \times 10^5 A}{m} \quad (111)$$

$$A_2 = \frac{I_{kN2}N_2}{2} = \frac{30400 \cdot 19}{0,4} = \frac{15,2 \times 10^5 A}{m} \quad (112)$$

Radiální tlak

$$p_R = 6,4 \times 10^{-8} A_1 A_2 = 14,1 \frac{kp}{cm^2} = 1,48 MPa \quad (113)$$

Celková radiální síla na NN vinutí

$$F_d = \pi D_2 l_{c2} p_R = 550 \text{ kN} \quad (114)$$

Celková radiální síla na VN vinutí

$$F_t = \pi D_1 l_{c1} p_R = 730 \text{ kN} \quad (115)$$

### Kontrola vinutí

Namáhání v tlaku způsobené silou  $F_d$  na vinutí NN

$$\sigma_d = \frac{F_d}{2\pi S_{v2}N_2} = 21 \text{ MPa} \quad (116)$$

Namáhání v tahu způsobené silou  $F_t$  působící na vinutí VN

$$\sigma_t = \frac{F_t}{2\pi S_{v1}N_1} = 27,9 \text{ MPa} \quad (117)$$

Výsledky namáhání v tahu a tlaku odpovídají požadovaným hodnotám, neboť maximální přípustné namáhání je 100MPa a výsledná hodnota tak odpovídá tomu, že se jedná o malý distribuční transformátor.

### Kontrola vložek

Vložky mezi vinutím NN a VN jsou stlačovány souměrnými osovými silami. Namáhání v tlaku by nemělo překročit hodnotu 18 MPa.

Souměrná osová síla na vinutí vysokého napětí a nízkého napětí

$$F_{a1} = F_t \frac{b_e}{2l_{c1}} = 29,6 \text{ kN} \quad (118)$$

$$F_{a2} = F_d \frac{b_e}{2l_{c2}} = 27,6 \text{ kN} \quad (119)$$

**Měrný tlak na vložky vysokého a nízkého napětí**

$$p_1 = \frac{F_{a1}}{a_1 b_{vl} n_1} = 3 \text{ MPa} \quad (120)$$

$$p_2 = \frac{F_{a2}}{a_2 b_{vl} n_2} = 7,1 \text{ MPa} \quad (121)$$

Vypočítaný měrný tlak je nižší než maximální dovolený a uspořádání, počet vložek a jejich zvolená šířka 3,6 cm tedy vyhovuje.

## Závěr

Předmětem práce bylo seznámení se s problematikou návrhu olejového distribučního transformátoru. Podobně specifikovaný transformátor je jedním z nejčastěji používaných snižovacích transformátorů VN/NN.

Návrh jsem se snažil koncipovat tak, aby výsledek byl technicky realizovatelný a aby jeho případná výroba mohla mít ekonomický smysl. Při porovnání mnou vypočítaných hodnot s katalogovými hodnotami výrobce<sup>[6]</sup> olejového transformátoru 630 kVA je možné odhadnout, jak jsem se tomuto cíli přiblížil. Ztráty v železe sériově vyráběného transformátoru činí 1300 W, zatímco mnou navržené ztráty naprázdno jsou 859 W, ztráty naprázdno skutečného transformátoru jsou 6500 W a v mnou navrženém zařízení by ztráty byly 7538 W, napětí nakrátko u sériově vyráběných transformátorů 630 kVA je 4% oproti mnou navržených 4,5 %, napětí nakrátko 4,5% je běžné u transformátorů s výkonem 800 kVA – což je první vyráběná výkonová řada nad mnou navrhovanými 630 kVA. Zajímavé je srovnání celkové hmotnosti transformátoru. Vyráběný olejový transformátor 630 kVA má hmotnost bez oleje 1345 kg. Zatímco hmotnost samotné aktivní části mnou navrženého zařízení je 1212 kg. K této hodnotě je samozřejmě nutné připočítat hmotnost nádoby, průchodek atd. Rozměry transformátoru jsou také srovnatelné se skutečnými transformátory. Celkově se dá říct, že mnou navržený olejový distribuční transformátor je větší než dnešní moderní transformátory.

Takto navržený transformátor by ovšem nemohl být uveden do provozu po 1.7.2015, kdy vstupuje v platnost nařízení EU regulující maximální ztráty distribučních transformátorů do 3150 kVA.

## Seznam použité literatury

- [1] ZIKÁN, Jiří. *Návrh trojfázového transformátoru s olejovým chlazením*. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1962.
- [2] CIGÁNEK, Ladislav. *Stavba elektrických strojů*. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1958.
- [3] HAPL, Josef a NOSEK Karel. *Stavba transformátorů*. Praha 1, Husova 5: Vydavatelství ČVUT, 1971.
- [4] ČSN EN 60072-2. *Výkonové transformátory: Část 2: Oteplení transformátorů ponořených do kapaliny*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2011.
- [5] ČSN EN 50464-1. *Trojfázové olejové distribuční transformátory 50 Hz od 50 kVA do 2 500 kVA s nejvyšším napětím pro zařízení nepřevyšujícím 36 kV: Část 1: Všeobecné požadavky*. Praha: Český normalizační institut, 2007.
- [6] EFACEC, Empresa Fabril de Máquinas Eléctricas, Unidade de Transformadores de Distribuissao. *Hermeticky uzavřené olejové transformátory*. 2009
- [7] ENERGETYKA-CZERWONAK”SA. *RADIATORS B2/520 for oil transformers*. 2004.
- [8] HARLOW, James H. *Electric Power Transformer Engineering*. CRC Press, 2004. ISBN 0-8493-1794-5
- [9] *Zkratové proudy, základní veličiny, jejich výklad. Požadavky na ochranu před zkratovými proudy. Příklady výpočtu* [online]. 2013 [cit. 2015-04-26]. Dostupné z: <http://www.in-el.cz/?t=201&p=103020>
- [10] THYSSEN KRUPP. *Electrical Steel H 103-30*
- [11] EU. COMMISSION REGULATION: on implementing Directive 2009/125/EC of the European Parliament and of the Council with regard to small, medium and large power transformers. In: *No 548/2014*. 2014.