

České vysoké učení technické v Praze

Fakulta elektrotechnická

Katedra elektroenergetiky



DIPLOMOVÁ PRÁCE

Návrh důlního transformátoru 1400 kVA
v nevýbušném závěru

Autor: Bc. Zbyněk Škandera

Vedoucí práce: Ing. Karel Buhr, CSc.

Praha, 2015

Poděkování

Chtěl bych poděkovat vedoucímu mé práce, panu Ing. Karlu Buhrovi, CSc., a to nejen za vstřícný a osobní přístup při konzultacích, ale také za velké množství rad, připomínek a poskytnutých materiálů k problematice stavby transformátorů a jejich oteplení. Děkuji též mému kamarádovi, konstruktérovi Ing. Mikuláši Tůmovi, za užitečné tipy pro kreslení 3D součástí. Velký dík také patří mé ženě a rodičům za vytrvalou podporu během časově i psychicky náročné kombinované formy mého studia.

Název práce: Návrh důlního transformátoru 1400 kVA v nevýbušném závěru

Autor: Bc. Zbyněk Škandera

Katedra (ústav): Katedra elektroenergetiky

Vedoucí bakalářské práce: Ing. Karel Buhr, CSc.

e-mail vedoucího: buhr@fel.cvut.cz

Abstrakt: V práci studuji problematiku návrhu a modelování důlního transformátoru s chlazením AN/AN. Důraz je zde kladen zejména na požadavky nízkých ztrát, nároky na možnost působení v prostředí s nebezpečím výbuchu a s tím souvisejícím oteplením transformátoru. K simulacím je použito prostředí ANSYS Maxwell, k tvorbě geometrie modelu software Autodesk Inventor. Teoretický návrh je nejprve realizován geometricky do 3D sestavy, která je pak použita pro modelování ztrát v železe transformátoru a zobrazení příslušných souvisejících průběhů. Následně je diskutováno oteplení transformátoru s ohledem na konstrukci nádoby - nevýbušného závěru, v němž je transformátor umístěn.

Klíčová slova: důlní transformátor, návrh transformátoru, 3D model, ztráty a oteplení transformátoru

Title: 1400kVA mining transformer design

Author: Zbyněk Škandera

Department: Department of Electroenergetics

Supervisor: Ing. Karel Buhr, CSc.

Supervisor's e-mail address: buhr@fel.cvut.cz

Abstract: The thesis is studying problems of design and modeling of mining transformer with AN/AN cooling. The emphasis is placed on the requirements of low loss, claims the possibility of working in the hazardous areas as a electrical equipment for explosive atmospheres. For the simulations ANSYS Maxwell environment is used and for creating the geometry model Autodesk Inventor. At first, the theoretical design is realized geometrically in 3D assembly which is then used for modeling of transformer core losses and related diagrams. Subsequently, heat transfer of the transformer is discussed, focused on the design of the explosion protective hermetically sealed tank, in which the transformer is located.

Keywords: mining transformer, transformer design, 3D model, heating and losses of a transformer

České vysoké učení technické v Praze
Fakulta elektrotechnická
katedra elektroenergetiky

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Student: **Zbyněk Škandera**

Studijní program: Elektrotechnika, energetika a management
Obor: Elektroenergetika

Název tématu: **Návrh důlního transformátoru 1400 kVA v nevýbušném závěru**

Pokyny pro vypracování:

- 1) Seznamte se s specifikami strojního vybavení do prostředí s nebezpečím výbuchu.
- 2) Zpracujte elektromagnetický návrh transformátoru, zaměřte se na omezení výše ztrát.
- 3) Navrhněte ve vhodném CAD systému 3D model pro simulace v SW prostředí Maxwell3D.
- 4) Provedte návrh chladicího obvodu (vzduch- vzduch, ANAN) a kontrolní výpočet oteplení.
- 5) Analyzujte vypočtená data.

Seznam odborné literatury:

- [1] Nosek K., Hapl J., Stavba transformátorů, ČVUT v Praze, 1971
- [2] Jezierski E., Transformátory, Praha: Academia ČSAV, 1973
- [3] Popov , Silovi transformatori, Sofia, 1969
- [4] Manuály ANSYS Academic Research EM, Maxwell 3D

Vedoucí: Ing. Karel Buhr, CSc.

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

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

V Praze dne 11. května 2015

Zbyněk Škandera

Obsah

1	Úvod	1
2	Transformátory	2
2.1	Obecné pojednání	2
2.2	Ztráty a účinnost transformátoru	3
2.2.1	Ztráty naprázdno	3
2.2.2	Ztráty nakrátko	5
2.2.3	Účinnost transformátoru	6
3	Technologie a omezování ztrát při výrobě	7
3.1	Technologie magnetického obvodu	7
3.1.1	Provedení a konstrukce jader	7
3.1.2	Amorfni jádra	10
3.2	Technologie vinutí	12
4	Transformátory v prostředí s nebezpečím výbuchu	14
4.1	Požadavky v prostředí s nebezpečím výbuchu	14
4.2	Zajištění přívodu energie v dolech	18
4.3	Specifika a konstrukce důlních transformátorů	18
5	Elektromagnetický návrh transformátoru	22
5.1	Požadavky na návrh	22
5.2	Návrh a ztráty magnetického obvodu	23
5.3	Návrh a ztráty vinutí	27
6	Simulace v ANSYS Maxwell	34
6.1	Tvorba 3D Modelu	34
6.2	Pracovní prostředí ANSYS Maxwell	36
6.3	Simulace ztrát v železe	37

6.3.1	Úprava modelu a nastavení parametrů	37
6.3.2	Simulace s magnetickým obvodem z vinutých jader . . .	40
6.3.3	Komentáře k průběhům	45
6.3.4	Simulace s jádrem se skládaných plechů	46
7	Oteplení transformátoru	49
7.1	Přestup tepla do okolního prostředí	49
7.1.1	Úvod do problematiky	49
7.1.2	Odvod tepla radiací (sáláním)	49
7.1.3	Odvod tepla konvekčí (prouděním)	51
7.1.4	Porovnání vzduchu s ostatními médii	54
7.2	Návrh nevybušného závěru	55
7.2.1	Chladicí okruh	55
7.2.2	Postup výpočtu	56
7.2.3	Kontrolní výpočet oteplení nádoby 1	57
7.2.4	Kontrolní výpočet oteplení nádoby 2	62
8	Zhodnocení	67
9	Seznam použité literatury	70
10	Přílohy	71
10.1	Příloha 1 - B-H charakteristika plechů METGLAS 2605SA1[16]	71
10.2	Příloha 2 - průběh ztrát plechů METGLAS 2605SA1[16] . . .	72
10.3	Příloha 3 - B-H charakteristika Unisil-H M085-23P[17]	73
10.4	Příloha 4 - průběh ztrát plechů Unisil-H M085-23P[17]	74

Seznam obrázků

1	3-fázový plášťový transformátor	2
2	Jádrové a plášťové uspořádání s deskovým a válcovým vinutím [1]	3
3	Skládání plechů s plochým a šikmým stykem [6]	8
4	Skládaný magnetický obvod metodou step-lap	8
5	Metody styku vinutých jader [6]	9
6	Plášťové a jádrové provedení vinutých jader	9
7	Zalistování plechů amorfních jader	11
8	Vkládání vinutí do amorfních vinutých jader [21]	12
9	Navíjení foliového vinutí	13
10	Značka zařízení určených do prostředí s nebezpečím výbuchu	14
11	Nevýbušná transformátorová souprava TN6/1400-P6 fy. Hansen Electric [15]	19
12	Katalogové údaje TN6/1400-P6 fy. Hansen Electric [15]	20
13	Historický prototyp nevýbušného závěru válcovitého typu[10]	20
14	Nevýbušný závěr - oválný	21
15	Příklad vnitřního provedení důlního transformátoru	21
16	Ztráty v železe různých druhů transformátorových plechů	23
17	Náčrt magnetického obvodu	25
18	Náčrt vinutí	32
19	3D model magnetického obvodu	34
20	3D model vinutí	35
21	Výsledný 3D model transformátoru	35
22	Pracovní prostředí Maxwell 3D	36
23	Nastavení materiálu magnetického obvodu	38
24	Zadání vlastního materiálu plechu - hysterezní křivka	39
25	Zadání vlastního materiálu plechu - ztráty v železe	39
26	Výpočetní síť	41
27	Průběh napájecího napětí	41
28	Metglas 2605SA1 - graf ztrát v železe	42
29	Metglas 2605SA1 -rozložení indukce v čase 500ms	42
30	Unisil-H M085-23P - graf ztrát v železe	44
31	Unisil-H M085-23P - rozložení indukce v jádře	44
32	Unisil-H M085-23P - rozložení indukce v jádře	45
33	Vysíťovaný model se skládanými plechy	47
34	Ztráty v železe modelu se skládanými plechy	48

35	Rozložení indukce v modelu se skládanými plechy	48
36	Sálací povrch žebrovaného tělesa	51
37	Změna teploty na rozhraní [7]	52
38	Součinitel tepla pro 0,4m svislou hladkou stěnu dle Lorentzova vztahu	54
39	Cirkulace vzduchu v uzavřeném okruhu nádoby	55
40	Půdorys nevýbušného závěru č.1	57
41	3D model závěru č.1	58
42	Detail žebra nádoby č.1	58
43	Závislost oteplení pláště na množství odváděného ztrátového výkonu	61
44	Příspěvky sálání (červeně) a proudění (zeleně)	61
45	Půdorys nevýbušného závěru č. 2	63
46	3D model nevýbušného závěru č.2	63
47	Detail žebra nádoby č.2	64
48	Závislost oteplení pláště na množství odváděného ztrátového výkonu	65
49	Příspěvky sálání (červeně) a proudění (zeleně)	66

Seznam použitých symbolů

u_i	indukované napětí [V]
t	čas [s]
P	výkon transformátoru [W]
ΔP	ztrátový výkon transformátoru [W]
ϕ	magnetický tok [Wb]
Ψ	spřažený magnetický tok [Wb]
N	počet závitů [-]
U	hodnota napětí [V]
R	elektrický odpor [Ω]
X	reaktance [Ω]
Z	impedance [Ω]
I	hodnota proudu [A]
f	frekvence [Hz]
B	magnetická indukce [T]
k	konstanta [-]
γ_m	hustota materiálu [kg/m^3]
σ	činitel tvaru [-]
ρ	měrný odpor [$\Omega \cdot \text{m}$]
m	hmotnost [kg]
η	účinnost [%]
S	plocha [mm^2]
d	šířka (tloušťka) [mm]
x	stah jádra [mm]
V	objem [m^3]
μ	permeabilita [W/kg]
γ	měrná vodivost [S/m]
ω	fázová rychlost [rad/s]
m_v	počet vrstev vinutí [-]
δ	hloubka vniku [mm]
ξ	redukovaná šířka vodiče [mm]
p	měrné ztráty [W/kg]
ϑ	teplota [$^{\circ}\text{C}$]
$\Delta\vartheta$	oteplení [K]
Θ	teplota [K]
α	koeficient přestupu tepla [-]

1 Úvod

Transformátor je obecně nejpoužívanější elektrický stroj. Jako netočivý elektrický stroj sloužící k přeměně (transformaci) střídavého napětí na různé hladiny hraje klíčovou roli při přenosu a rozvodu elektrické energie - pro dálkový přenos elektřiny se jím zvyšuje napětí, tudíž snižuje proud, a tím i ztráty ve vedení.

Vývoj transformátoru urazil od jeho vynálezu v roce 1878 velký kus cesty. Dnes se jmenovité výkony transformátorů pohybují od desetin VA po stovky MVA s napětími pohybující se v rozmezí od desetin V po stovky kV. Co se výroby týče, limitující faktor pro maximální velikost transformátoru bývá doprava po železnici. Transformátory se dělí na mnoho různých skupin - dle konstrukce (jádrové, plášťové), dle druhu chlazení (vzduch, olej, přirozený či nucený oběh média), počtu fází (1-fázové, 3-fázové) či použití (distribuční, blokové, přístrojové, k napájení měničů, pecí atd.).

V této práci bych se rád zaměřil na speciální provedení tohoto stroje, a to na důlní transformátor. Přínos důlních transformátorů je v současné době, kdy hlubinná těžba uhlí - zejména v Číně a USA - naráží na limity naší planety, nedocenitelný. Tyto transformátory se vyznačují řadou specifík spřažených s náročnými atmosferickými a provozními podmínkami, ve kterých obvykle stroj pracuje. S postupně rostoucími rozměry a výkony razících strojů a kapacitou těžebních dopravníků rostou i nároky na množství elektrické energie do dolů dodávané. Tím pádem i na konstrukci důlních transformátorů.

První část mé práce nabídne obecný úvod do transformátorů a rozboru jejich ztrát. Ve druhé části se zaměřím na moderní technologické trendy omezování ztrát v aktivních částech. Následuje teoretický elektromagnetický návrh, který je poté realizován do 3D geometrie. Ta je v další části využita k simulacím ztrát v železe transformátoru v prostředí ANSYS Maxwell. V části poslední je diskutováno oteplení transformátoru s ohledem na konstrukci nádoby - nevybušného závěru, v němž je transformátor umístěn.

2 Transformátory

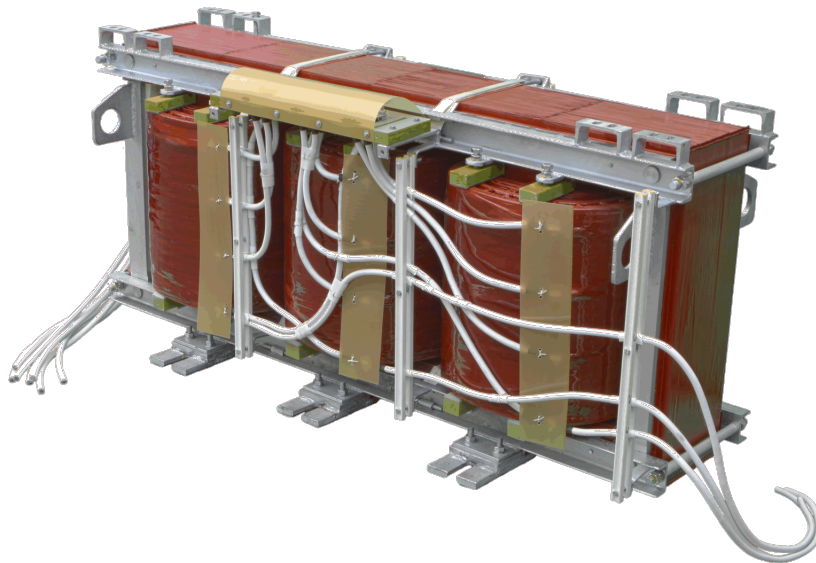
2.1 Obecné pojednání

Princip funkce transformátoru plyne z Faradayova indukčního zákona (1). Na železném jádře navinuto primární vinutí (vinutí, do něhož se energie přivádí) a sekundární vinutí (ze kterého se energie odebírá). Je-li na primární vinutí přivedeno střídavé napětí, vznikne v magnetickém obvodu jádra střídavý magnetický tok, jehož časovou změnou se naindukuje na sekundárním vinutí napětí. Poměr svorkových napětí na primárním, resp. sekundárním vinutí je pak dle vztahu (2) roven poměru počtu závitů jednotlivých vinutí.

$$u_i = \frac{d\Psi}{dt} = N \cdot \frac{d\phi}{dt} \quad (1)$$

$$\frac{U_1}{U_2} = \frac{N_1}{N_2} \quad (2)$$

Jelikož má fázový posuv nepatrný vliv na velikost transformátoru, udává se jeho výkon ve VA (kVA, MVA) namísto W (kW, MW). Poměr většího počtu závitů k menšímu se nazývá převod transformátoru.



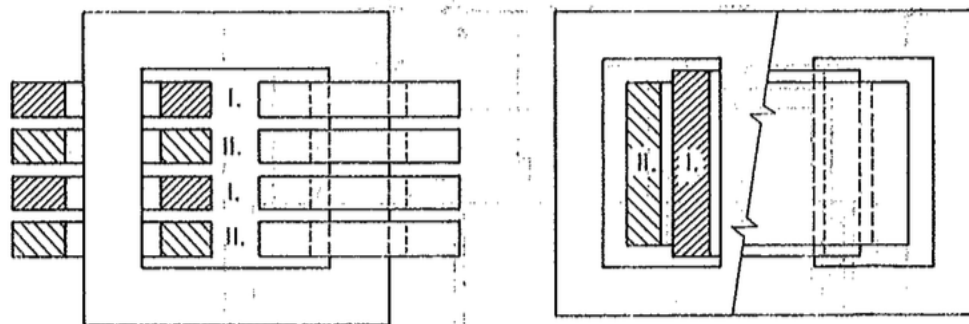
Obrázek 1: 3-fázový plášťový transformátor

Samotný transformátor má 2 hlavní části: magnetický obvod a na něm umístěna primární a sekundární vinutí.

Magnetický obvod je složen z železných plechů pro elektrotechniku o tloušťce obvykle do 0,35mm, navzájem izolovaných, kvůli omezení ztrát vířivými proudy. Ztráty jsou dále omezovány různými technologiemi vedoucími ke zvýšení činného odporu plechů. Obvod uzavírají magnetické spojky. Konstrukce magnetického obvodu může být jádrová, kdy jsou vinutí rovnoměrně rozdělena na jednotlivá jádra nebo plášťová s vinutími umístěnými na vnitřních jádrech a tokem uzavřeným přes postranní jádra bez vinutí - obvykle polovičního průřezu.

Každá fáze má dvě či více vzájemně magneticky vázaných vinutí, jež mohou být technologicky řešeny jako válcová, kdy každé vinutí tvoří válec podél celé výšky jádra, nebo jako desková kdy se cívky primárního a sekundárního vinutí ve směru osy jádra střídají.

Zejména u transformátorů chlazených olejem se používá nádoba, v níž je magnetický obvod s vinutími uložen. Nádoby bývají různého tvaru a provedení dle požadavků na chlazení oleje.



Obrázek 2: Jádrové a plášťové uspořádání s deskovým a válcovým vinutím [1]

2.2 Ztráty a účinnost transformátoru

Ztráty transformátoru se skládají ze dvou základních složek, a to na:

ΔP_0 - ztráty naprázdno - nezávislé na zatížení

ΔP_k - ztráty nakrátko - závislé na zatěžovacím proudu

2.2.1 Ztráty naprázdno

Ztráty naprázdno se měří při chodu transformátoru naprázdno, tzn. při stavu, kdy transformátor není na výstupu zatížen. Výstupní proud I_2 je nulový, vstupní proud naprázdno I_{10} se přibližně rovná proudu magnetizačnímu I_μ . Činný příkon naprázdno pokrývá Jouleovy ztráty způsobené proudem naprázdno ve vstupním vinutí a ztráty v železe. Protože je ale proud naprázdno i odpor primárního vinutí R_1 velmi malý, můžeme při chodu naprázdno

Jouleovy ztráty zanedbat - tzn., že ztráty transformátoru naprázdno se přibližně rovnají ztrátám v železe naprázdno dle vztahu:

$$\Delta P_{10} = \Delta P_{j10} + \Delta P_{Fe0} \cong \Delta P_{Fe0} \quad (3)$$

Nyní se podrobněji zaměříme za samotné ztráty v železe. Ztráty v železe se dělí na ztráty hysterezní, ztráty vířivými proudy a dodatečné ztráty.

Velikost hysterezních ztrát je úměrná ploše hysterezní smyčky - čím je tato smyčka užší, tím jsou ztráty menší. Tvar smyčky je značně ovlivněn jednak chemickým složením, tak zároveň i tepelným zpracováním plechů (žhánění) a mechanickým zpracováním (způsob a směr válcování). V materiálu plechu se nevyhnutelně vyskytují různá znečištění a to uhlíkem, sírou, kyslíkem a dusíkem. Přítomnost těchto příměsí zvětšuje hysterezní ztráty. Pro snížení hysterezních ztrát je naopak vhodné zvýšit obsah křemíku, který v železe nedovoluje rozpuštění většího množství uhlíku a zároveň zvyšuje vlastní odpor plechu a tím zmenšuje ztráty vířivými proudy. Hysterezní ztráty energie jsou samozřejmě přímo úměrné počtu cyklů přemagnetizování v daném intervalu, tzn. kmitočtu přemagnetizování železa.

Ztráty v železe se tedy dělí na ztráty hysterezní:

$$\Delta P_h = k_h \cdot f \cdot B^{(1,6 \div 2,2)} \quad (4)$$

na ztráty vířivými proudy:

$$\Delta P_e = k_e \cdot f^2 \cdot B^2 \quad (5)$$

a na ztráty dodatečné ΔP_a . Tloušťka transformátorového plechu d je mnohonásobně nižší, než jeho délka. Při průchodu magnetického toku plechem také předpokládáme, že indukce B je v každém místě průřezu stejná. Ztráty vířivými proudy na jednotku hmoty lze také vyjádřit vztahem [8]:

$$\Delta p_e = \frac{\Delta P_e}{m_z} = \frac{4}{3} \cdot \frac{1}{\gamma_m \cdot \rho} (d \cdot \sigma \cdot f \cdot B)^2 \quad (6)$$

Z této závislosti je vidět, že ztráty vířivými proudy jsou přímo úměrné druhé mocnině tloušťky plechu d , kvadrátu kmitočtu, kvadrátu indukce, rovněž druhé mocnině činitele tvaru σ a dále nepřímo úměrné měrnému odporu ρ a měrné hmotě materiálu plechu γ . Z toho vyplývá, že při daných hodnotách indukce B , kmitočtu f , a činitele tvaru σ (který je pro sinusový průběh střídavého proudu 1,11) můžeme zmenšit ztráty vířivými proudy jen použitím tenčího plechu či zvýšením měrného odporu materiálu ρ . V praxi se používá obou

těchto možností.

Je zřejmé, že snížení ztrát v jádře magnetickém obvodu lze dosáhnout jednak snížením využití materiálu, nebo naopak použitím kvalitnějšího materiálu. S tím souvisí, že změna magnetického obvodu ovlivní rovněž ztráty v obvodu elektrickém resp. zejména ve vinutí stroje. Nejdůležitější vlastností magnetických materiálů je výše ztrát při střídavé magnetizaci. Ty se dle druhu aplikace výrazně liší. Pro nízké kmitočty jsou ve vinutí stroje dominantní ztráty ohmické, v magnetickém jádře ztráty hysterezní. Při vyšších kmitočtech se výrazněji projevují ve vinutí rovněž ztráty vlivem skin efektu a v magnetickém obvodu ztráty vířivými proudy. Pro výpočet ztrát v magnetických obvodech elektrických strojů se obecně pro měkké feromagnetické materiály nejčastěji užívá zjednodušený Steinmetzův vztah, kde ΔP_h jsou hysterezní ztráty, ΔP_e ztráty vířivými proudy (eddy current losses) a ΔP_a ztráty dodatečné (additive losses).

$$\Delta P_0 = \Delta P_h + \Delta P_e + \Delta P_a = k_h \cdot f \cdot B^{(1,6 \div 2,2)} + k_e \cdot f^2 \cdot B^2 + k_a \cdot (f \cdot B)^{1,5} \quad (7)$$

2.2.2 Ztráty nakrátko

Ztrátami nakrátko nazýváme ztráty, jejichž příčinou je protékání proudů ve vinutích transformátoru. Tyto ztráty vznikají především ve vinutích a dále také v kovové konstrukci, resp. jejich částech nacházejících se v rozptylovém magnetickém poli. V menších a středních transformátorech jsou při jmenovitém zatížení téměř celé ztráty ve vinutích, u transformátorů velkých výkonů hrají velkou roli též ztráty v kovových konstrukčních částech.

Ztráty nakrátko se měří při chodu transformátoru nakrátko, tzn. při stavu, kdy při napájení vstupním vinutí je výstupní vinutí spojeno dokrátka a proudy I_{1k} a I_{2k} jsou ustáleny. Svorkové napětí výstupu je nulové ($U_2 = 0$). Při chodu nakrátko v pomocné železné konstrukci a olejové nádobě podstatně vrůstají rozptylové magnetické toky, které tak způsobují přídavné ztráty ΔP_d vířivého charakteru. Zahrneme-li do těchto ztrát i ztráty způsobené ve vodičích vinutí skin efektem, jsou celkové ztráty nakrátko při jmenovitém proudu

$$\Delta P_k = \Delta P_\Omega + \Delta P_d = \Delta P_{j1} + \Delta P_{j2} + \Delta P_d \quad (8)$$

kde

$$\Delta P_{j1} = R_1 \cdot I_1^2 \quad (9)$$

$$\Delta P_{j2} = R_2 \cdot I_2^2 \quad (10)$$

jsou ohmické (Jouleovy) ztráty ve vstupním, resp. výstupním vinutí při jmenovitém proudu a R_1 a R_2 jsou činné odpory vstupního a výstupního vinutí měřené stejnosměrným proudem.

Měření nakrátko umožňuje zjistit důležité veličiny transformátoru a to impedanci nakrátko, ztráty nakrátko a zejména napětí nakrátko.

2.2.3 Účinnost transformátoru

Účinnost elektrického stroje je poměr výstupního výkonu P k vstupnímu příkonu P_p , a lze ji vyjádřit například takto:

$$\eta = \frac{P}{P_p} = 1 - \frac{\Delta P}{P + \Delta P} \quad (11)$$

kde z výkonové bilance transformátoru pro ztráty při zatížení platí:

$$\Delta P = \Delta P_0 + \Delta P_k = \Delta P_{Fe} + \Delta P_{j1} + \Delta P_{j2} \quad (12)$$

Součet ztrát nakrátko a naprázdno dosahuje u moderních transformátorů velkých výkonů řádu MVA kolem hodnoty menší 1% jmenovitého výkonu, účinnost tedy běžně bývá více než 99%.

3 Technologie a omezování ztrát při výrobě

3.1 Technologie magnetického obvodu

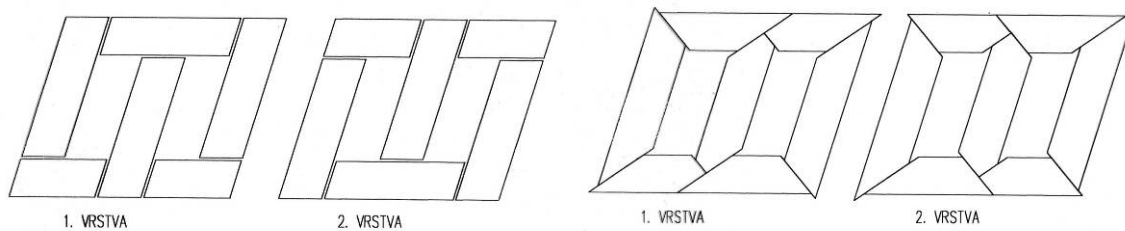
3.1.1 Provedení a konstrukce jader

Na materiály, ze kterých se vytvářejí magnetická jádra transformátorů, jsou kladeny mnohé požadavky na jejich vlastnosti, jako jsou například vysoká hodnota mezní indukce, čtvercová magnetizační charakteristika (což je ideální magnetizační charakteristika), vysoká rezistivita, nízké ztrátové číslo plechů a mnohé další. Těmto požadavkům vyhovují nejlépe dva druhy materiálů. Jsou to plechy z křemíkové oceli SiFe a nebo amorfní plechy. Zatím převládá výroba velkých transformátorů s magnetickými jádry z křemíkové oceli, ale pomalu se rozvíjí i výroba distribučních transformátorů s amorfními jádry. Tento rozvoj je pozorován především v Číně, která se snaží snížit ztráty v distribuční síti a omezit tak spotřebu uhlí a dalších přírodních zdrojů, potřebných k výrobě elektrické energie.

Mezi hlavní technologické vlivy z hlediska ztrát v železe - kromě vlivu chemických příměsí materiálu - patří tvar profilu jádra, technologie montáže a vliv stlačení válcování otřepů, z hlediska konstrukce pak zejména způsob překlátování plechů.

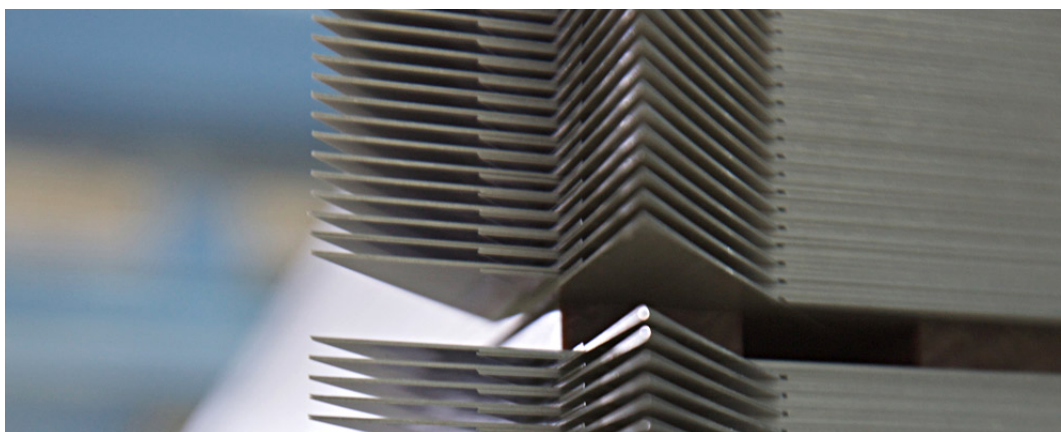
Existuje mnoho tvarů konstrukce jader transformátorů, které se liší ve svých vlastnostech. V základu se ale dělí na následující druhy:

- skládaná jádra
 1. s kolmým stykem
 2. s šikmým stykem
 3. s přechodem typu step lap
- vinutá jádra
 1. bez přerušení
 2. natupo
 3. s přechodem typu step lap
 4. zalistované



Obrázek 3: Skládání plechů s plochým a šikmým stykem [6]

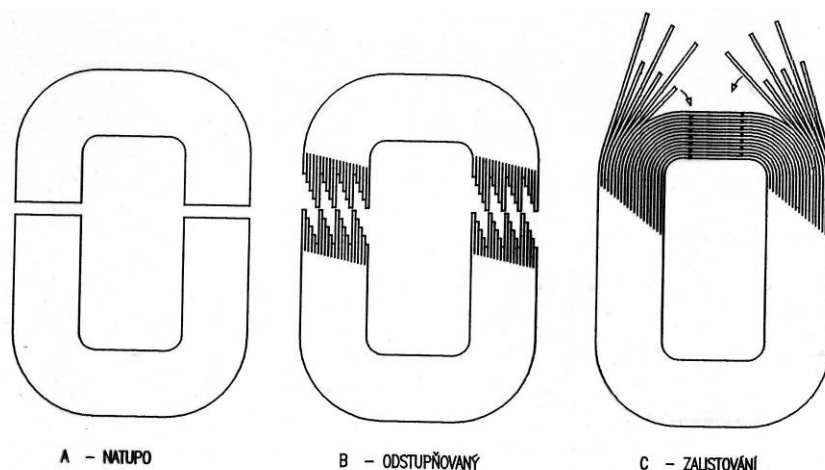
Na vlastnosti magnetického obvodu se skládaných jader má vliv také hmotnost jader, spojek a rohových částí magnetického obvodu, výše měrných ztrát v dané partii magnetického obvodu, ale i počet mezer resp. míst s nemagnetickou mezerou v místech přepletování. V současnosti se často volí metoda přepletování typu step-lap (obrázek 4), která vlivem mnohonásobného překrytí složených plechů zlepšuje rozložení toku po průřezu, snižuje hodnotu ztrát naprázdno, snižuje hladinu hluku a snižuje hodnotu magnetizačního proudu. Pro skládaná jádra je typické provedení zobrazeno na obrázku (4).



Obrázek 4: Skládání magnetický obvod metodou step-lap

Moderní trendy snižování ztrát magnetického obvodu ale v poslední době upřednostňují vinutá jádra před skládanými. Hlavní výhodou vinutých jader je naprostá shoda směru válcování se směrem magnetizace jádra, čímž se dosahuje velmi nízké hysterezní složky ztrát. Významnou výhodou vinutých jader sestavených natupo je jejich jednoduchá a rychlá montáž. Nevýhodou je vyšší magnetizační příkon a ztráty vznikající v místě styku. Technologie přepletování metodou step-lap je užívána zejména u menších typů jader. Nejdokonalejší technikou montáže je technologie zalistování, která garantuje nejnižší ztráty neboť magnetický tok prochází cestou menší reluktance, tj. přes izolaci plechů. Na obr. 5 jsou vidět tři druhy používaného styku při konstrukci jádra.

Vinutá jádra mají několik výhod díky způsobu zpracování, neboť u nich se méněkrát stříhá plech, čímž nedochází k otřepům a deformaci struktury, kvůli kterým se zvyšuje hodnota magnetizačních ztrát. Naopak jsou ale mnohem pracnější při stavbě, neboť se musejí rozlistovat a zpátky zalistovat, aby mohlo do magnetických jader být uloženo vinutí s cívkami. Vinuté magnetické obvody u transformátorů výkonů řádu MVA jsou spíše zvláštností. Co se týče amorfních slitin, magnetický obvod se kompletuje výhradně metodou zalistování.



Obrázek 5: Metody styku vinutých jader [6]

Mg. obvody z vinutých se vyrábějí jak v jádrové či plášťové podobě, jak lze vidět na obrázku 6.



Obrázek 6: Plášťové a jádrové provedení vinutých jader

Ve zkratce lze k omezení ztrát magnetického obvodu říci, že podstatné snížení ztrát je možné jen s použitím materiálu s výrazně nižším ztrátovým číslem, jako jsou například amorfní materiály. Co se konstrukce týče, nejdůležitější vliv má dosažení magnetizace ve směru válcování, tzn. použití vinutých jader.

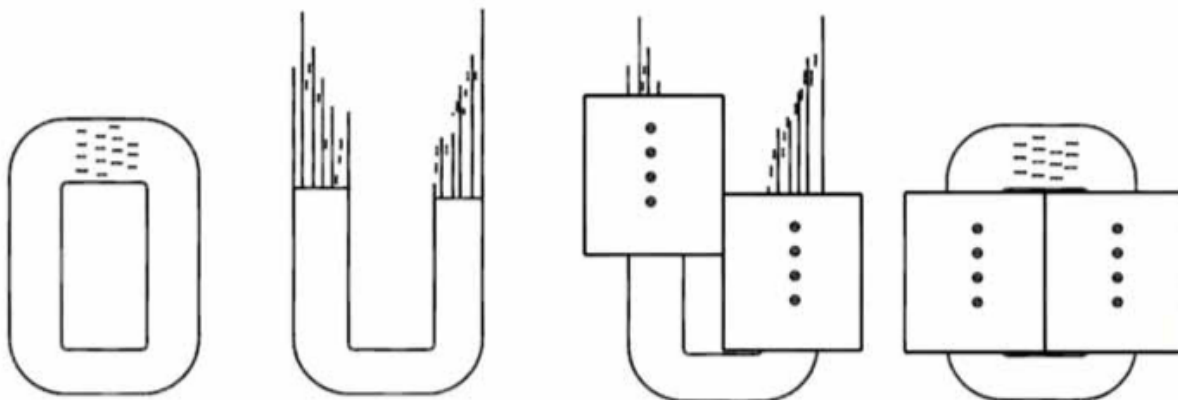
3.1.2 Amorfní jádra

Výroba plechů z amorfní oceli, respektive amorfních magnetických materiálů spočívá v metodě rychlého ochlazení. Tato technologie umožňuje vyrábět pásy o tloušťce několika desítek mikronů, řádově 0,02mm. Největší šířka vyráběných pásů je cca 500mm. Ve srovnání doposud nejlepší oceli pro elektrotechniku mají jen třetinové ztráty. Rychlé chlazení z tekutého stavu do pevného dojde za 1 - 2 ms. To způsobí zamezení růstu krystalického zrna. K tomuto rychlému ochlazení dochází na rotujícím válci, na který je nanesen tekutý kov. Následkem tohoto postupu je amorfní struktura s velmi odlišnými vlastnostmi v porovnání s typickými kovovými krystalickými látkami. Amorfní materiály mají velký elektrický odpor, velkou pevnost, vysokou otěruvzdornost a korozivzdornost. Až na polovinu je však omezena tepelná stabilita. Při vyšší teplotě dochází k rekrystalizaci a ke ztrátě typických vlastností těchto materiálů. Amorfní magnetické materiály se vyznačují vysokou permeabilitou a nízkou koerцитivitou (1 - 2 A/m) a mají nízkou magnetickou anizotropii. Dobře snáší mechanické deformace bez ovlivnění magnetických vlastností, což hraje významnou roli v životnosti zařízení. Výrobky z těchto materiálů mají mnohem menší ztrátový výkon, avšak jejich výrobní náklady jsou mnohokrát dražší. Kvalitnější magnetické materiály se tak z hlediska návratnosti uplatní spíše v rozvoji velkých transformátorů a elektrotechnických zařízení. U malých transformátorů je volba vhodného materiálu záležitostí ekonomickou.



Obrázek 7: Zalistování plechů amorfních jader

Způsobů výroby amorfních ocelí je mnoho, avšak princip zůstává stále stejný. V současné době je nejpoužívanější výrobní postup s použitím technologie rovinného lití. Tavenina je vytlačena z tavicí nádoby za přesně stanovených podmínek přes štěrbinovitou trysku na většinou dusíkem chlazený, rotující válec, na kterém pak tavenina hned tuhne a to ve formě tenkého pásu (rychlost ochlazování řádově $100\text{ }^{\circ}\text{C/s}$), který opustí chladicí válec před uskutečněním jedné otáčky. Výroba je rychlá a během několika minut jsou vyrobeny stovky metrů pásu o tloušťce v rozmezí $0,02 - 0,05\text{ mm}$, šířce $10 - 50\text{ mm}$. Bylo spočteno, že při výrobě tenkého pásu s amorfni strukturou se spotřebuje až 5 x méně energie, než kdyby se tvarově podobný výrobek vytvořil stávající klasickou technologií. Odpadají totiž technologické operace tavení a odlévání ingotů, jejich ohřev a válcování za tepla, moření, válcování za studena, žíhání a podélné dělení, které jsou nutné při klasické technologii. Pro výrobu amorfních plechů mg. obvodů výkonových transformátorů se používají nejčastěji amorfni slitiny na bázi železa (např. Si, B a C). Při současně nízkých ztrátách, mají velkou teplotní stabilitu (největší ze všech amorfni kovů). Jsou to materiály, které mají při extrémně nízkých magnetizačních ztrátách (dnes už v řádu desetin W/kg při frekvenci 50 Hz a $B_{\text{max.}} = 1,45\text{ T}$) indukci nasycení $B_{\text{sat}} = 1,56\text{ T}$ a vysokou permeabilitu. S ohledem na tyto parametry jsou tyto materiály určeny k výrobě magnetických obvodů pro distribuční a výkonové transformátory, tj. pro zařízení, kde je požadována vysoká permeabilita při nízkých ztrátách a nízkých cenách.



Obrázek 8: Vkládání vinutí do amorfních vinutých jader [21]

Jak je pro ilustraci zobrazeno na výše uvedeném obrázku - po kompletaci a zalistování je amorfní jádro podrobena zkouškám a měření parametrů magnetického obvodu, následně je v horní části rozloženo, jsou nasazena hotová vinutí a zpět zkompletováno zalistováním.

3.2 Technologie vinutí

Pro transformátory výkonů menší než 3 MVA a napětí $U_m \leq 35$ kV se většinou používá pro NN stranu vinutí fóliové vinutí, tedy vinutí z tenkého měděného nebo hliníkového pásu o šířce řádu desetin až jednotek mm. Výhodami fóliového vinutí jsou hlavně nízké dodatečné ztráty způsobené skin efektem a nižší axiální síly působící na cívky v případě zkratu. Závitová izolace je většinou obvykle provedena prepregem, který je oboustranně předimpregnován a navíjí se současně s vodičem. U cívek pro vyšší výkony se po určitém počtu závitů vkládá mezi dva sousední závity vrstva s nalepenými lištami, a vytvoří se tak axiální chladicí kanál. Vývody z cívek jsou provedeny zastudena nalisovanými pasy a jsou dodatečně izolovány rovněž prepregem. Po navinutí se provádí vytvrzení cívky při teplotě 150 °C po dobu několika hodin, při kterém se prepreg slepí s vodičem a cívka tak získá potřebnou mechanickou pevnost, která se následně kontroluje.



Obrázek 9: Navíjení foliového vinutí

Technologicky nejnáročnější částí transformátoru bývá vinutí vyššího napětí, které je provedeno buď také jako vinutí foliové, ale většinou jako zalité vinutí, to znamená, že vodič je zapouzdřen v pevné izolaci. Měděný nebo hliníkový lakem izolovaný drát kruhového nebo obdélníkového průřezu, případně svazkový vodič, se navíjí na trn, který je zároveň vnitřní stranou formy pro zalití. Vinutí vyššího napětí je provedeno jako skupinové polohové vinutí, to znamená, že polohové vinutí je rozděleno na dva nebo čtyři díly na fázi. Mezi polohy se vkládá několik vrstev skelné tkaniny. Ve vnějších polohách vinutí se pak připojují odbočky do zalévacích svorek, které jsou umístěny v podélném nálitku na vnější straně cívky. Pokud jsou ve vinutí vyžadovány chladicí kanály, jsou mezi určité polohy vloženy výplňové lišty, které se po zalití vytáhnou a tak se vytvoří axiální chladicí kanál, takže hotová cívka má pak tvar dvou nebo více soustředných válcových mezikruží spojených mezi sebou obvykle čtyřmi můstky. Jako zalévací hmota se obvykle používá bezrozpouštědlová tekutá nemodifikovaná epoxidová pryskyřice, po jejíž vytvrzení vzniká kompaktní spojení vodičů, izolace vodičů, skelné tkaniny a epoxidové pryskyřice. Mezi polohami je ale velké napětí, což klade velké nároky na polohovou izolaci, která musí být po zalití bez bublin. Na materiál zalévací hmoty jsou kladeny nejen izolační požadavky. Cívky musí odolávat i velkým mechanickým napětím vznikajícím na základě rychlých teplotních změn při změně zatížení nebo přetížení z chladného stavu, proto by neměly být součinitele tepelné roztažnosti vodiče a zalévací hmoty příliš rozdílné.

4 Transformátory v prostředí s nebezpečím výbuchu

4.1 Požadavky v prostředí s nebezpečím výbuchu

Elektrická zařízení do prostředí s nebezpečím výbuchu jsou speciální kategorií elektrických zařízení, které pro uživatele představují potenciální nebezpečí. Nejedná se u nich jen o zajištění bezpečnosti proti úrazu elektrickým proudem, ale především o takovou ochranu, aby při provozování v prostředí s nebezpečím výbuchu nepředstavovaly nebezpečný zdroj iniciace výbuchu. Běžně se tak označují taková elektrická zařízení, která je možno provozovat v prostředí se zvýšenou koncentrací výbušných plynů, par nebo prachů. Taková elektrická zařízení musí být navržena a konstruována takovým způsobem, aby za běžných provozních podmínek nehrozilo nebezpečí výbuchu, například vlivem vysoké provozní teploty zařízení nebo jiskřením v elektrickém obvodu. Příkladem může být zhášení oblouku mezi spínacími kontakty vypínače. V prostředí s nebezpečím výbuchu by však i tyto jevy mohly iniciovat výbuch. Takové zařízení tak musí být provedeno tak, aby výbuchu předcházelo.

Na elektrická zařízení do prostředí s nebezpečím výbuchu jako na velmi častý a účinný potenciální zdroj výbuchu se vztahují poměrně přísné zákonné předpisy. Nejde pouze o konstrukční předpisy, ale i o předpisy zřizovací. Takovéto předpisy existují vlastně ve všech zemích světa. Postupnou harmonizací národních předpisů se dospělo ke sjednocení technických norem na úroveň mezinárodně akceptovaných norem IEC, které jsou v současnosti přejímány rovněž jako evropské normy EN. Česká republika jako členský stát přebírá evropské normy jako normy ČSN EN nebo ČSN IEC EN. Zařízení určená do prostředí s nebezpečím výbuchu se značí symbolem dle obrázku (10)



Obrázek 10: Značka zařízení určených do prostředí s nebezpečím výbuchu

Z hlediska použitelnosti elektrických zařízení v určitém prostředí se elektrická zařízení podle IEC dělí do těchto skupin:

- skupina I - která je vyhrazena pro doly s nebezpečím výbuchu důlního plynu (metanu)

- skupina II - která je vyhrazena pro všechny ostatní zařízení na povrchu do prostředí s nebezpečím výbuchu plynů a par, dělí se na podskupiny odpovídající třídám výbušnosti plynů IIA (propan) , IIB (etylen), IIC (vodík), kdy zařízení skupiny IIC lze použít i pro prostředí s třídou výbušnosti plynů IIA nebo IIB, resp. skupinu IIB i pro prostředí s třídou výbušnosti plynů IIA
- skupina III - která je vyhrazena pro zařízení na povrchu do prostředí s nebezpečím výbuchu prachů. Navíc skupinu III dále dělí na hořlavé vláknité prachy (IIIA), ostatní nevodivé hořlavé prachy (IIIB) a vodivé hořlavé prachy (IIIC). Podobně platí, že zařízení skupiny IIIC lze použít i pro prachy skupiny IIIA nebo IIIB, resp. zařízení skupiny IIIB lze použít i pro prostředí s prachem skupiny IIIA

Pravděpodobnost existence přítomnosti výbušné atmosféry se vyjadřuje pomocí klasifikace prostředí do zón. Zóna je definována především pravděpodobností přítomnosti výbušné atmosféry v čase a jako doplňující údaj je i její rozsah, závislý na konkrétních provozních podmínkách provozovaných zařízení a obsahující hořlavé a výbuchem nebezpečné látky. Klasifikace zón je uvedena v tabulce 1.

Zóna	Pravděpodobnost výskytu výbušné atmosféry
0/20	Výskyt je trvalý nebo dlouhodobý. Za trvalý nebo dlouhodobý výskyt se považuje doba nad 10 % z provozní doby nebo při nepřetržitém provozu doba přítomnosti výbušné atmosféry po dobu větší než 1000h ročně.
1/21	Výskyt výbušné atmosféry je pravděpodobný. Vyjádřením je pravděpodobnost mezi 0,1 až 10 % provozní doby, resp. 10 až 1 000 h ročně v případě nepřetržitého provozu.
2/22	Výskyt výbušné atmosféry je málo pravděpodobný, ale nedá se vyloučit. Pokud vzniká, tak pouze po krátkou dobu. Kvantitativně se jedná o pravděpodobnost menší než 0,1 % provozní doby, resp. méně než 10 h ročně v případě nepřetržitého provozu.

Tabulka 1: Zóny pravděpodobnosti výskytu výbušné atmosféry

kde označení 0,1 a 2 platí pro směsi plynů a par se vzduchem a označení zón 20, 21 a 22 platí pro směs rozvířeného prachu se vzduchem. Pravděpodobnost existence účinného zdroje iniciace je vyjádřena kategorií elektrického zařízení. Kategorizace elektrických zařízení je založena na existenci účinného zdroje iniciace za různých provozních podmínek provozovaného elektrického zařízení včetně jeho poruchových stavů - viz tabulka 2. Způsob označení uvedený

v tabulce je definován ve směrnici ATEX (94/9/EC). Z důvodu přejímání norem IEC se ale začíná se používat i přidružená kategorizace označování. IEC jako analogii k evropské koncepci kategorií zavádí takzvanou úroveň ochrany zařízení EPL (Equipment protection level) úrovně a , b nebo c.

Kategorie	Přítomnost zdroje iniciace
1 (M1)	Účinný zdroj iniciace se nevyskytuje za normálních provozních podmínek, v případě jedné poruchy ani v případě dvou nezávislých poruch. Jedná se o nejvyšší úroveň zabezpečení elektrického zařízení proti výbuchu.
2 (M2)	Účinný zdroj iniciace se nevyskytuje za normálních provozních podmínek ani v případě jedné poruchy
3	Účinný zdroj iniciace se nevyskytuje pouze v případě normálních provozních podmínek

Značení EPL	Značení dle 94/9 EC
Ma I	I M1
Mb I	I M2
Ga II	II 1G
Gb II	II 2G
Gc II	II 3G

Tabulka 2: Kategorizace elektrických zařízení

Použitelnost a značení elektrických zařízení různých kategorií v závislosti na pravděpodobnosti výskytu výbušné atmosféry (zónách) včetně odpovídajících harmonizovaných norem je pak uvedena v tabulce 3

Název	Kód	Popis	Standard	Umístění
Pevný závěr	d	Pevný závěr je konstruován tak, že při výbuchu směsi uvnitř závěru se nerozšíří výbuch do okolní atmosféry.	IEC/EN 60079-1	Zóna 1
Zajištěné provedení	e	Elektrické zařízení zabraňuje vzniku jisker v obvodu.	IEC/EN 60079-7	Zóny 2 a 1
Olejový závěr	o	Elektrické zařízení je trvale ponořené do oleje.	IEC/EN 60079-6	Zóny 2 a 1
Pískový závěr	q	Elektrické zařízení je zasypáno do jemného písku.	IEC/EN 60079-5	Zóny 2 a 1
Zalévací hmota	m	Zařízení je trvale zalité zalévací hmotou a zabraňuje tak jiskření	IEC/EN 60079-18	Zóny 1 a 0
Závěr s vnitřním přetlakem	p	Závěr s vnitřním přetlakem pro neelektrická zařízení	IEC/EN 60079-2	Zóny 1 a 0
Jiskrově bezpečné zařízení	i	Zařízení má omezený přísun elektrické energie z napájecích zdrojů nebo akumulátorů.	IEC/EN 60079-25	
Ochrana typu „n“	n	Zařízení není schopno způsobit vznícení okolní výbušné atmosféry	IEC/EN 60079-15	
Speciální závěr	s	Další typy ochrany odpovídající národním normám a standardům.	IEC/EN 60079-33	Určuje výrobce

Tabulka 3: Značení elektrických zařízení různých kategorií

Konstrukce důlních transformátorů, respektive jejich nevýbušných závěrů musí být v souladu s uvedenými normami a obvykle odpovídá značení Ex d I Mb, což dle předchozího textu odpovídá parametrům:

- „Ex” - zařízení určené do prostředí s nebezpečím výbuchu
- „d” - zařízení umístěno v pevném závěru, který zabraňuje rozšíření potencionálního výbuchu do okolního prostředí
- „I” - zařízení skupiny I, tzn. je určeno do prostředí s nebezpečím výbuchu důlního plynu (metanu)

- „Mb” - u tohoto zařízení se zdroj iniciace výbuchu se nevyskytuje za normálních provozních podmínek ani v případě jedné poruchy

U nevýbušného závěru typu „d” případě výbuchu uvnitř závěru musí závěr bez poškození odolat výbuchovému tlaku a zároveň zabránit přenosu výbuchu zevnitř do vnějšího prostředí pomocí ochlazování výbuchových zplodin a plamene spárami pevného závěru. Druhým limitujícím bezpečnostním faktorem je maximální povolená teplota povrchu vnějších částí závěru, která nesmí dle IEC 60079-0 v případě umístění ve skupině I překročit 150°C.

4.2 Zajištění přívodu energie v dolech

K zajištění dodávky elektrické energie je obvykle podzemí dolu napájeno nejméně dvěma přívodními kabely, z nichž jeden je zpravidla veden průběžně přes rozvodny všech těžních pater, druhý přívod je veden přímo do rozvodny na hlavním patře. Při poruše jednoho kabelu musí ostatní kabely přenést celý potřebný příkon. Vzhledem k tomu, že zkratový výkon v podzemí dolu nemá při napětí 6 kV přestoupit hodnotu 100 MVA, je výhodné vyvést vývody pro důl ze samostatně napájeného úseku přípojníc 6 kV. Výkon transformátoru, který napájí tento úsek přípojníc, má být volen tak, aby nebylo nutno použít k omezení zkratových proudů reaktorů. Při dimenzování přívodních kabelů do podzemí dolu je rozhodující dovolené oteplení kabelu při provozním zatížení a při zkratu. Vzhledem k důležitosti, k době využití kabelu, k prostředí k uložení kabelu používá se jako hlavních přívodů v jamách kabelu CNKODU nebo CNKODY na 10 kV.

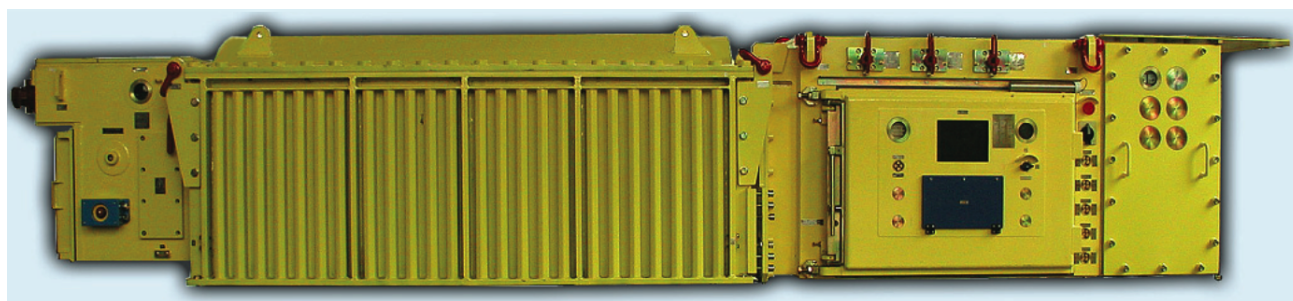
Hlavní důlní rozvodna 6 kV na těžním patře se zřizuje v blízkosti vtažné jámy v čerstvém větrném proudu. Rozvodna slouží po dobu životnosti dobývacího patra a jsou z ní napájeny napětím 6 kV čerpací stanice, úsekové transformační stanice a pojízdné transformační stanice.

4.3 Specifika a konstrukce důlních transformátorů

Důlní transformátory jsou zpravidla transformátory suché s chlazením ANAN, kde aktivní části (magnetický obvod s vinutími) jsou hermeticky uzavřené v nevýbušné nádobě, která zabraňuje nebezpečí výbuchu při nežádoucím oteplení aktivních částí vlivem zkratu či nadměrného zatížení. Výhodou suchých transformátorů je především nižší požární zatížení, protože použité izolační materiály jsou těžce zápalné a samozhášivé. Oproti olejovým transformátorům nepřispívají tyto transformátory k rozšiřování požáru a lze je použít tam, kde by použití olejových distribučních transformátorů nebylo možné z důvodu požární bezpečnosti. Protože suché transformátory neobsahují žádnou izolační a chladicí kapalinu, lze je provozovat bez problémů také v místech, kde jsou zvýšené požadavky na ochranu vod. Magnetické obvody důlních transformátorů jsou také většinou provedeny jako plášťové, kvůli omezení

rozměrů nádoby.

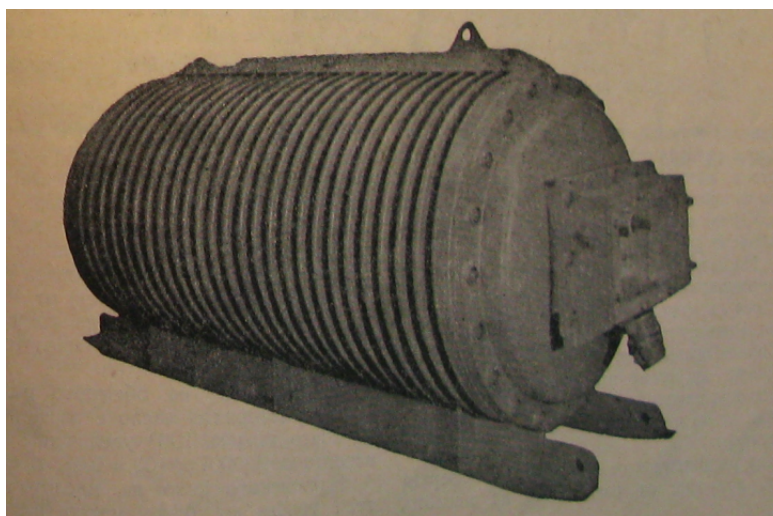
K nádobě ve které je suchý transformátor umístěn bývají ze stran připojeny moduly primární a sekundární strany obsahující měřící, jistící a ochranné prvky, ale i například elektrovýzbroj pro spouštění a řízení motorů a dalších zařízení k transformátoru napřímo připojených. Celý takto koncipovaný systém nazýváme transformátorová souprava, která bývá často také vybavena kolečky pro pojezd po důlní železnici. Souprava musí splňovat směrnice a normy pro zařízení do nebezpečného - výbušného prostředí, viz kapitola 4.1.. Souprava je rovněž vybavena transformátorem s jištěnými a spínanými vývody, který je určen pro napájení důlního elektrického náradí nebo místního osvětlení. Může pracovat v prostředí s nebezpečím výbuchu metanu nebo uhelného prachu. Na obrázku (11) je příklad takovéto soupravy, výrobce fy. Hansen Electric, v tabulce na obrázku (12) jsou příslušná katalogová data k výrobku.



Obrázek 11: Nevýbušná transformátorová souprava TN6/1400-P6 fy. Hansen Electric [15]

Technické parametry primární strany SN6	
Jmenovité napětí	dle požad. od 4160VAC do 6300VAC, 50/60Hz
Jmenovitý maximální proud	dle výkonu max. 250A
Jmenovitý zkratový výkon	100MVA při 6kV
Jmenovitý vypínací zkratový proud	10kA při 7,2kV
Vypínací schopnost, špičková hodnota	25kA
Zkratová odolnost, efektivní hodnota	10kA (3s)
Doba vypnutí	30+55ms
Označení nevýbušných elektrických zařízení	Ex d I Mb (PB Exd I, PB 1B)
Celková hmotnost	850kg
Technické parametry transformátoru VN	
Provedení	suchý trojfázový transformátor
Výkon	1000/1250/1400/1500/1600/1750kVA
Jmenovité primární napětí	dle požadavku od 4160VAC do 6300VAC
Jmenovité sekundární napětí	dle požadavku od 950VAC do 1200VAC
Odbočky primárního vinutí	± 5%
Třída izolace vinutí	H (200°C)
Impedance ek	od 4 do 5%
Typ chlazení	vzduchem (ANAN)
Zapojení	Yyn0 nebo Dyn5
Označení nevýbušných elektrických zařízení	Ex d I Mb (PB Exd I, PB 1B)
Celková hmotnost (včetně transformátoru a závěru)	5660/6410/6710/7230/7160/7560kg
Hmotnost transportního podvozku	390kg
Technické parametry sekundární strany SN12	
Jmenovité napětí	dle požad. od 950VAC do 1200VAC, 50/60Hz
Celkový jmenovitý proud	dle výkonu max. 770A
Maximální počet spínaných/jišťených silových vývodů	10
Jmenovitý trvalý proud vývodů:	
4 vývody s vakuovým stykačem (450A)	270A
6 vývodů s vakuovým stykačem (200A)	100A
230V/127V 50Hz (6kVA), resp. 110V 60Hz (8kVA)	3
Označení nevýbušných elektrických zařízení	Ex d Ib [Ia] I Mb (PB Exd Ia I, PB 1B Ia)
Celková hmotnost	2400kg

Obrázek 12: Katalogové údaje TN6/1400-P6 fy. Hansen Electric [15]



Obrázek 13: Historický prototyp nevýbušného závěru válcovitého typu[10]

Při návrhu a konstrukci tedy hraje velký vliv nejen velikost, ale - z hlediska cirkulace a velikosti účinných chladičích ploch pro sálání a proudění - také tvar nádoby. Příklady provedení nádob jsou vidět na obrázcích. V dřívějších dobách se závěry konstruovaly hlavně válcového (kulatého) tvaru (obrázek 13), dnes jsou, hlavně v Evropě k vidění spíše závěry hranatého

tvaru, ale stále se vyrábějí i závěry oválného typu. Oválný způsob konstrukce, například provedení firmy Bartec je na obrázku (14). Pro představu o uspořádání transformátoru a pomocných ochranných či spínacích prvků uvnitř nevýbušného závěru na obrázku (15) vidíme otevřenou nádobu hotového transformátoru firmy Atlas Electric.



Obrázek 14: Nevýbušný závěr - oválný



Obrázek 15: Příklad vnitřního provedení důlního transformátoru

5 Elektromagnetický návrh transformátoru

5.1 Požadavky na návrh

Základní požadavky pro návrh aktivních částí transformátoru jsou následující:

- Jmenovitý výkon $S=1400\text{kVA}$
- Napětí primáru $U_1 = 6000\text{V}$
- Napětí sekundáru $U_2 = 1050\text{V}$
- Frekvence sítě $f=50\text{Hz}$
- Zapojení Y_{yn0}
- Plášťové provedení transformátoru
- Chlazení přirozeným prouděním vzduchu ANAN

Důlní transformátor, resp. jeho konstrukce klade kvůli limitaci rozměrů a maximálního dovoleného oteplení vinutí vysoké nároky na nízké hodnoty ztrátového tepla. Pro dosažení takových, co nejnižších hodnot je pro výpočty aktivních částí transformátoru, tj. magnetického obvodu a vinutí potřeba využít odpovídající technologické možnosti. Při vytváření koncepce návrhu, tedy bude kladen důraz na snížení velikosti ztrát bez ohledu na ekonomické aspekty. Využívání každé moderní konstrukční technologie totiž samozřejmě s sebou nese negativum v podobě zvýšení nákladů na výrobu, a to je parciálním důvodem zatím ne tak častého využití nízkoztrátových technologií transformátorů v praxi.

Při zapojení primáru do hvězdy, jmenovitém výkonu 1400kVA a sdruženém napětí 6000V bude fázové napětí primárního vinutí:

$$U_{1f} = \frac{U_1}{\sqrt{3}} = \frac{6000}{\sqrt{3}} = 3464\text{V} \quad (13)$$

fázové napětí sekundárního vinutí:

$$U_{2f} = \frac{U_2}{\sqrt{3}} = \frac{1050}{\sqrt{3}} = 606\text{V} \quad (14)$$

fázový proud primárního vinutí

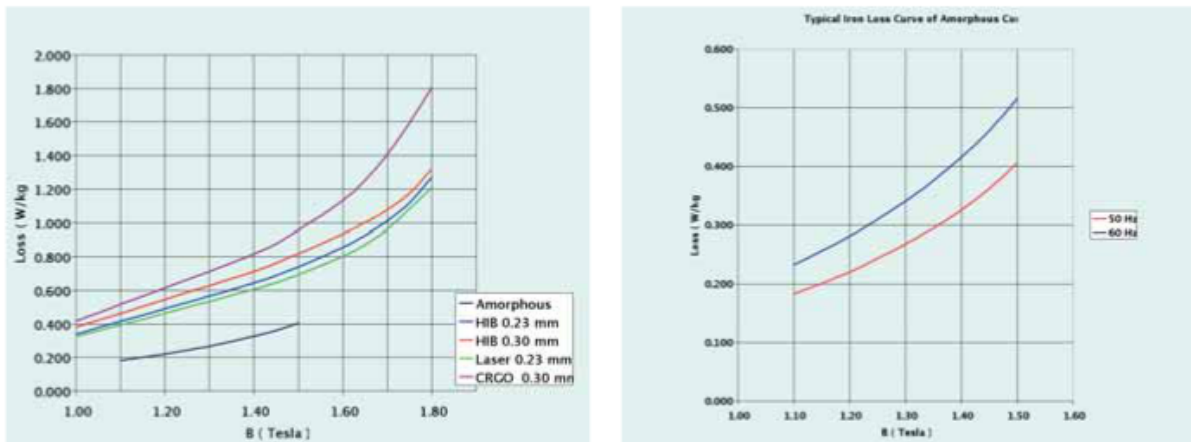
$$I_{1f} = \frac{S \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot U_1} = \frac{1400 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 6000} = 134,7\text{A} \quad (15)$$

fázový proud sekundárního vinutí

$$I_{2f} = \frac{S \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot U_2} = \frac{1400 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 1050} = 769,8 \text{ A} \quad (16)$$

5.2 Návrh a ztráty magnetického obvodu

Ke maximálnímu snížení ztrát v magnetickém obvodu je nejvhodnější pro návrh použít amorfní plechy, které se používají nejčastěji v praxi ve variantě s vinutými jádry. Jak je vidět z grafu na obrázku (14), celkové ztráty jsou při daném sycení až třetinové oproti konvenčním metodám, např. CRGO plechům (za studena válcované orientované plechy). Magnetický obvod důlního transformátoru musí být plášťového provedení, a to kvůli zmenšení celkové výšky jádra, a tedy umístitelnosti do vhodné nevýbušné nádoby.



Obrázek 16: Ztráty v železe různých druhů transformátorových plechů

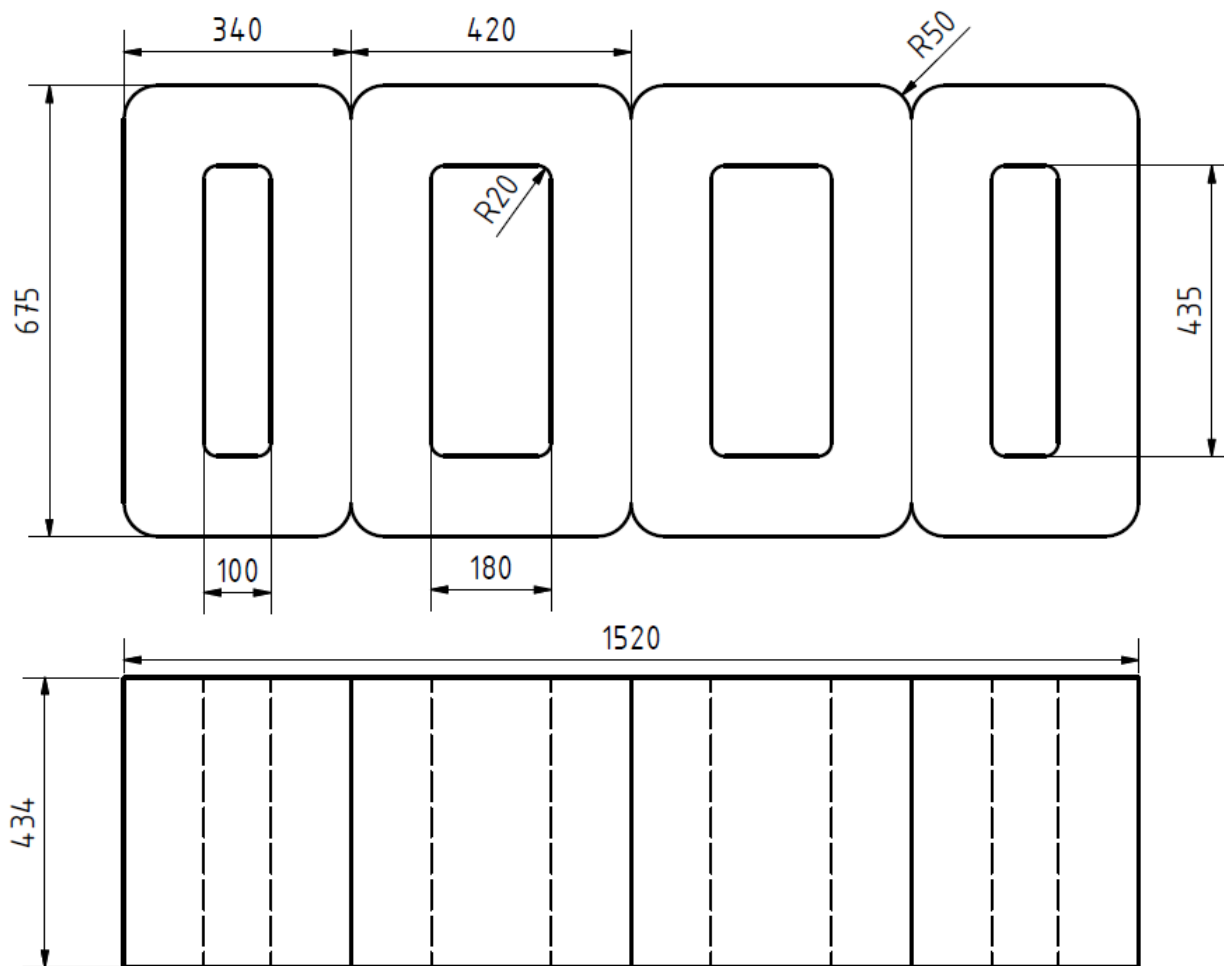
Protože technologie, rozměry, s tím přidružené výpočty, ale i dimenzování jader se podléhají přísnému know-how výrobců, budeme vycházet při výběru z katalogových hodnot např. společnosti CATECH [20]. Jelikož se jádra vyrábějí sériově, vybereme z katalogu nevhodnější rozměr odpovídající zdánlivému výkonu 1400kVA. Výrobce dle tabulky (4) uvádí mimo jiné vhodné rozměry pro i kapacity 1250kVA a 1600kVA, které odpovídají prováděnému návrhu. Konstrukčně se jedná o magnetický obvod plášťového provedení složený ze dvou typů vinutých jader (viz obrázek 6). Počtem elementů je míněno, jestli bude magnetický obvod složen z jedné nebo dvou „vrstev“ vinutých jader uvedených rozměrů. Z tabulky tedy vyplývá, že mg. obvodu pro jmenovité výkony nad 400kVA budou složeny ze dvou takovýchto vrstev. Z hlediska dimenzování pro návrh vybereme rozměry pro hodnotu jmenovitého výkonu 1600kVA, které jsou následující.

- šířka jádra $d_j = 240\text{mm}$
- stah jádra $x_j = 434\text{mm}$ (2 x 217mm)
- šířka okna 180mm (vnitřní 2 segmenty)
- šířka okna 100mm (vnější 2 segmenty)
- výška okna $h_j = 435\text{mm}$

S[kVA]	rozměry okna [mm]	počet elementů
400	450×90×94×217	2
	450×155×94×217	2
500	410×90×90.5×146	4
	410×155×90.5×146	4
630	360×95×108.5×146	4
	360×165×108.5×146	4
800	405×95×114×146	4
	405×170×116×146	4
1000	395×95×113×174	4
	395×170×113×174	4
1250	445×100×123.5×174	4
	445×175×123.5×174	4
1600	435×100×120×217	4
	435×180×120×217	4

Tabulka 4: Varianty provedení magnetického obvodu z vinutých jader fy. CATECH [20]

Náčrt magnetického obvodu v rovině pak následně vypadá jako na obrázku 18.



Obrázek 17: Náčrt magnetického obvodu

Pro výpočet parametrů magnetického obvodu použijeme katalogové hodnoty jednoho z výrobců amorfních plechů - firmy Metglas, konkrétně typ 2605SA1 [16]. Z dostupné dokumentace použijeme charakteristické vlastnosti plechů potřebné pro elektromagnetický návrh. Parametry těchto použitých plechů jsou následující:

- Tloušťka plechu $d_p = 0,025\text{mm}$
- Hustota materiálu $\gamma_{Fe} = 7,18\text{ g/cm}^3$
- Činitel plnění $k_L = 0,86$
- Indukce v při měření typických ztrát $B_m = 1,3\text{ T}$
- Typické ztráty (při 50 Hz, 1,3 T) $p_{Fe} = 0,097\text{ W/kg}$

Aktivní průřez jádra bude tedy při šířce jádra d_j a stahu jádra x_j

$$S_j = k_L \cdot d_j \cdot x_j = 0,86 \cdot 240 \cdot 434 = 89577,6 \text{ mm}^2 \quad (17)$$

Při magnetickém sycení (indukci v jádře) $B_j = 1,3 \text{ T}$ bude magnetický tok v jádře

$$\phi = B_j \cdot S_j = 1,3 \cdot 89577,6 \cdot 10^{-6} = 0,116 \text{ Wb} \quad (18)$$

Celková váha železa bude při objemu magnetického obvodu V_j

$$m_{Fe} = V_j \cdot \gamma_{Fe} = 2827 \text{ kg}$$

Ztráty v železe pak vypočteme ze vztahu

$$\Delta P_{Fe} = 1,2 \cdot m_{Fe} \cdot p_{Fe} \cdot \left(\frac{B_j}{B_m} \right)^2 = 1,2 \cdot 2827 \cdot 0,097 \cdot \left(\frac{1,3}{1,3} \right)^2 = 329 \text{ W}$$

konstanta 1,2 se může volit i menší hodnoty, prakticky znamená ve výpočtu konstrukční rezervu v podobě možných přídavných ztrát způsobených montážemi, tj. zejména rozlistováním a následným zalistováním plechů při montáži vinutí na magnetický obvod. U skládaných jader mohou tyto přídavné ztráty být způsobeny rovněž feromagnetickou stahovací konstrukcí.

Jak bylo řečeno v kapitole 2, další vztah pro výpočet ztrát v železe plyne z obecného Steinmetzova teorému, kde je ale nutné znát koeficienty k_h , k_v a k_e . Metodika jejich výpočtu není jednoznačná, a závisí na znalosti magnetizačních charakteristik plechu při různých kmitočtech. Čím je k dispozici těchto charakteristik více, tím je výpočet logicky přesnější. Jedním ze způsobů zjištění (odhadu) těchto koeficientů je využití možností software ANSYS Maxwell, této možnosti se více budu věnovat v kapitole 6.

Pro porovnání ztrát amorfních plechů se zastudena válcovanými orientovanými plechy nejvyšší jakosti je nutné provést další potřebný výpočet. Jako zástupce této skupiny volme plechy výrobce Cogent Power typu Unisil-H M085-23P [17]. Jeho parametry jsou následující:

- Tloušťka plechu $d_p = 0,23 \text{ mm}$
- Hustota materiálu $\gamma_{Fe} = 7,65 \text{ g/cm}^3$
- Činitel plnění $k_L = 0,96$
- Indukce v při měření typických ztrát $B_m = 1,7 \text{ T}$
- Typické ztráty (při 50 Hz, 1,7 T) $p_{Fe} = 0,85 \text{ W/kg}$

Aktivní průřez jádra bude tedy větší než u varianty s jádry z amorfních plechů poměrově k činiteli plnění

$$S_j = k_L \cdot d_j \cdot x_j = 0,99993,6,6\text{mm}^2 \quad (19)$$

Při zachování stejných rozměrů transformátoru bude celková hmotnost železa

$$m_{Fe} = V_j \cdot \gamma_{Fe} = 3011\text{kg}$$

která analogicky odpovídá ztrátám

$$\Delta P_{Fe} = 1,2 \cdot m_{Fe} \cdot p_{Fe} \cdot \left(\frac{B_j}{B_m}\right)^2 = 1755,4\text{W}$$

Což je 5,3x více než v případě použití amorfních plechů. Poměr typických ztrát obou typů plechů je ale větší (konkrétně 8,8x). To je způsobeno nízkým činitelem plnění u amorfních plechů, který způsobuje zmenšení aktivního průřezu jádra.

5.3 Návrh a ztráty vinutí

Indukované napětí na jeden závit se vypočítá dle známého vztahu

$$u_z = 4,44 \cdot \phi \cdot f = 4,44 \cdot 0,116 \cdot 50 = 25,85\text{V} \quad (20)$$

Počet závitů primárního vinutí bude

$$N_1 = \frac{U_{1f}}{u_z} = \frac{3464}{25,85} = 134,0 \quad (21)$$

Analogicky závitů sekundárního vinutí bude

$$N_2 = \frac{U_{2f}}{u_z} = \frac{606}{25,85} = 23,4 \quad (22)$$

Nadále budu počítat s 24 závity, odbočky (+5%, -5%) budou dále vyvedeny na 23 a 25 závitěch.

Z kapitoly 2 je známo, že ztráty ve vinutích se skládají ze dvou složek a to ztrát ohmických a ztrát dodatečných.

Výše ohmických ztrát je pak pro každé z vinutích dána rovnicí:

$$\Delta P_{\Omega} = R \cdot I^2 \quad (23)$$

která lze upravit na celkové ohmické ztráty pro dané oteplení trojfázového transformátoru

$$\Delta P_{\Omega} = 3(R_1 \cdot I_1^2 + R_2 \cdot I_2^2) \quad (24)$$

Z vlastností materiálu lze spočítat ztráty odvozením předcházejících vztahů takto:

$$\Delta P_{\Omega} = R \cdot I^2 = \rho \cdot \frac{l_{Cu}}{S_{Cu}} (S_{Cu} \cdot J)^2 = \rho \cdot S \cdot l_{Cu} \cdot J^2 = k_{\Omega Cu} \cdot m_{Cu} \cdot J^2 \quad (25)$$

kde pro 20°C platí

$$k_{\Omega Cu20} = \frac{\rho}{\gamma_m} = \frac{0,017241 \cdot 10^6}{8940} = 1,93 \quad (26)$$

Další vztažná hodnota teploty při výpočtech transformátoru je 75°C, při které se konstanta bude rovnat

$$k_{\Omega Cu75} = \frac{\rho}{\gamma_m} = \frac{0,02135 \cdot 10^6}{8940} = 2,39 \quad (27)$$

Ohmické ztráty jsou závislé na zatížení, respektive na teplotě vodiče, jehož odpor roste se zvyšující se oteplení dle vztahu:

$$R_{\vartheta} = \frac{k_{\vartheta} + \vartheta}{k_{\vartheta} + \vartheta_0} \cdot R_{\vartheta_0} \quad (28)$$

kde ϑ je teplota vodiče a ϑ_0 je referenční teplota (většinou 20°C) konstanta k_{ϑ} se volí obvykle pro měď $k_{\vartheta} = 235$ a pro hliník $k_{\vartheta} = 225$. Analogicky tedy můžeme zapsat

$$\Delta P_{\Omega 75} = \frac{k_{\vartheta} + \vartheta}{k_{\vartheta} + \vartheta_0} \cdot \Delta P_{\Omega 20} \quad (29)$$

pro 75°C. Za $\Delta P_{\Omega 20}$ dosadíme jmenovité hodnotu vypočtenou z rovnice (26) pro 20°C.

Pro návrh transformátoru budeme pro snížení ztrát volit na primárním i sekundárním vinutí foliové měděné vinutí. Pro srovnání dále popsaných dodatečných ztrát bude demonstrováno porovnání pro případ, že by vinutí byla složena z plochých vodičů. V následující tabulce jsou rozměry vodičů jejich počet paralelně zapojených ve svazku, počet uspořádaných v radiálním a axiálním směru, poměr závitů ku vrstvám a počet vrstev vinutí. Rozměry byly voleny s důrazem na zachování stejné hmotnosti vinutí, proudové hustoty a výsledných rozměrů ve vodičích vinutí v obou variantách s ohledem na technologické možnosti výrobců. Tím pádem budou stejné i ohmické ztráty obou typů vinutí. V případě elektrovodných měděných folií pro vinutí transformátorů jsem použil katalogové údaje firmy Anhui Zhongyuan New Materials [22].

	d [mm]	h [mm]	par.vodičů	vodičů rad.	vodičů ax.	N/m_v	m_v
Folie - prim.	1,15	43	1	1	1	8	17
Folie sek.	0,8	400	1	1	1	1	24
Plochý vodič - prim.	5	10	1	1	1	33,5	4
Plochý vodič - sek.	5	8	8	4	2	24	1

Tabulka 5: Použité vodiče pro srovnání dodatečných ztrát

Dodatečné ztráty ve vinutí obsahují složky ztrát vířivými proudy a ztrát způsobených skinefektem. Ztráty vířivými proudy ve vinutí při zachování stejné proudové hustoty a vhodnou izolací nelze významně ovlivnit, nicméně vliv skinefektu ano.

Skinefekt je jev, kdy při kterém dochází k vytlačování procházejícího proudu k povrchu vodiče. Proud procházející vodičem ve střídavé síti tak z hlediska skinefektu charakterizuje tzv. hloubka vniku δ , kde μ je permeabilita vakua, γ měrná vodivost materiálu a ω úhlová rychlost.

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\mu \cdot \gamma \cdot \omega}} \quad (30)$$

Čím je kmitočet proudu vyšší, tím je menší hloubka vniku a tím jsou vyšší dodatečné ztráty ΔP_d . Celkové ztráty nakrátko lze popsat vztahem:

$$\Delta P_k = k_d \cdot \Delta P_\Omega \quad (31)$$

kde k_d je konstanta dodatečných ztrát, určená při počtu vrstev vinutí m_v následovně

$$k_d = 1 + \frac{5m_v - 1}{45} \cdot \xi^4 \quad (32)$$

kde při šířce vodiče a se ξ nazývá redukovaná šířka vodiče vyjádřená

$$\xi = \frac{a}{\delta} \quad (33)$$

Celková hmotnost mědi je tedy při středním obvodu vinutí o pro primární vinutí

$$m_{Cu1} = 3 \cdot o_1 \cdot S_{Cu1} \cdot m_{v1} \cdot \frac{N_1}{m_{v1}} \cdot \gamma_{Cu} = 312,26 \text{kg} \quad (34)$$

a pro vinutí sekundární

$$m_{Cu2} = 3 \cdot o_2 \cdot S_{Cu2} \cdot m_{v2} \cdot \frac{N_2}{m_{v2}} \cdot \gamma_{Cu} = 313,89 \text{kg} \quad (35)$$

Dosazením do rovnice (27) se tedy budou ohmické ztráty ve vinutích rovnat

$$\Delta P_{\Omega 1} = k_{\Omega Cu} \cdot m_{Cu1} \cdot J_1^2 = 4311 \text{W} \quad (36)$$

$$\Delta P_{\Omega 2} = k_{\Omega Cu} \cdot m_{Cu2} \cdot J_2^2 = 3420 \text{W} \quad (37)$$

Při násobku počtu radiálních vodičů počtem vrstev m_c celkové ztráty nakrátko včetně zahrnutých dodatečných ztrát vypočteme dosazením rovnic (32) až (35) dle vztahu:

$$\Delta P_k = k_d \cdot \Delta P_{\Omega} = \left[1 + \frac{5m_v - 1}{45} \cdot \left(\frac{a}{\sqrt{\frac{2}{\mu \cdot \gamma \cdot \omega}}} \right)^4 \right] \cdot \Delta P_{\Omega} \quad (38)$$

Když dosadíme hodnoty pro foliová vinutí

$$\Delta P_{k1f} = \left[1 + \frac{5 \cdot 17 - 1}{45} \cdot \left(\frac{1,15 \cdot 10^{-3}}{\sqrt{\frac{2}{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 58 \cdot 10^6 \cdot 2\pi \cdot 50}}} \right)^4 \right] \cdot 4311 = 4343 \text{W} \quad (39)$$

$$\Delta P_{k2f} = \left[1 + \frac{5 \cdot 24 - 1}{45} \cdot \left(\frac{0,8 \cdot 10^{-3}}{\sqrt{\frac{2}{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 58 \cdot 10^6 \cdot 2\pi \cdot 50}}} \right)^4 \right] \cdot 3420 = 3432 \text{W} \quad (40)$$

$$\Delta P_k = \Delta P_{kf} = \Delta P_{k1f} + \Delta P_{k2f} = 7775 \text{W} \quad (41)$$

Následně pro ploché vodiče

$$\Delta P_{k1p} = 4967 \text{W} \quad (42)$$

$$\Delta P_{k2p} = 3961 \text{W} \quad (43)$$

$$\Delta P_{kp} = \Delta P_{k1p} + \Delta P_{k2p} = 8928\text{W} \quad (44)$$

Při vzájemném poměru ztrát obou vypočtených typů vinutí vyjde, že

$$\frac{\Delta P_{kp}}{\Delta P_{kf}} = 1,148 \doteq 15\% \quad (45)$$

Což znamená, že vlivem skinefektu při použití plochých vodičů se ztrácí o 15% energie navíc, tudíž je vidět, že aplikace foliového vinutí znamená z důvodu dodatečných ztrát nezanedbatelnou úsporu.

Z hlediska návrhu se tedy nejlépe jeví kombinace magnetického obvodu složeného z vinutých jader amorfních plechů a foliového vinutí na primárním i sekundárním vinutí. Celkové ztráty transformátoru jsou tedy součtem ztrát v daném magnetickém obvodu a ztrát ve foliovém vinutí

$$\Delta P_c = \Delta P_{Fe} + \Delta P_k = 8104\text{W} \quad (46)$$

Náčrt vinutí pro tvorbu 3D Modelu je na obrázku (18). Výška primárního vinutí je 345mm, výška sekundárního 400mm. Mezi jádrem a NN vinutím a mezi vinutími samotnými jsou axiální chladicí kanály široké 20mm. Pro tvorbu geometrie za účelem simulace v ANSYS Maxwell neuvažují v návrhu vinutí izolaci. Vliv izolačních vložek v kanálech mezi VN a NN vinutím na zmenšení chladicího povrchu vinutí bude zahrnut do výpočtu oteplení.

Jmenovitá impedance je tedy

$$Z_k = \frac{U_{1f}}{I_{1f}} = 25,7\Omega \quad (47)$$

Odpor nakrátko

$$R_k = \frac{\Delta P_k}{3 \cdot I_k^2} = 0,14\Omega \quad (48)$$

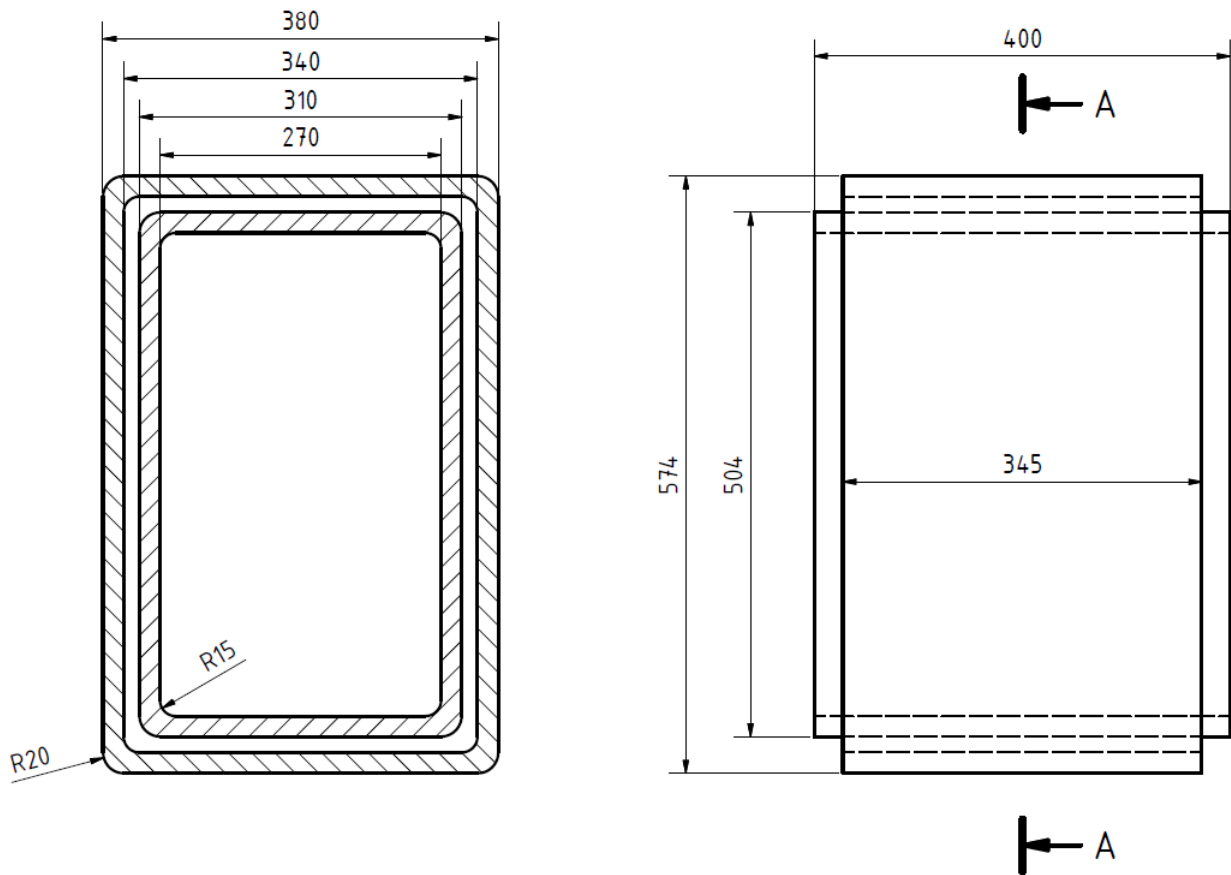
Reaktanci nakrátko jsem určil Petrovovou [16] metodou dle vztahu

$$X_k = \frac{7,9 \cdot f \cdot N^2 \cdot \pi \cdot D}{l_\sigma} \left(a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3} \right) \cdot 10^{-6} = 0,811\Omega \quad (49)$$

kde a_{12} je šířka jádra a a_1 a a_2 jsou šířky oken jádra a D je střední průměr vinutí. Napětí nakrátko je pak vypočteno z poměrného odporu nakrátko a poměrné reaktance nakrátko

$$u_k = z_k = \sqrt{\left(\frac{R_k}{Z_k} \cdot 100 \right)^2 + \left(\frac{X_k}{Z_k} \cdot 100 \right)^2} = 3,2\% \quad (50)$$

Výsledné vypočtené parametry elektromagnetického návrhu jsou uvedeny v tabulce (6).



Obrázek 18: Náčrt vinutí

Magnetický obvod			
Šířka jádra	mm	240	
Stah jádra	mm	434	
Šířka okna	mm	180	
Výška okna	mm	435	
Indukce	T	1,3	
Průřez jádra	mm ²	89577	
Hmotnost železa	kg	3011	
Měrné ztráty	W/kg	0,097	
Ztráty naprázdno	W	329	
Vinutí			
		sekundár	primár
Napětí	V	6000	1050
Spojení	-	Y	Y
Proud	A	134,7	769,8
Paralelních vodičů	-	1	1
Šířka vodiče	mm	1,15	0,8
Výška vodiče	mm	44	400
průřez svazku	mm ²	50,37	324
Proudová hustota	A/mm ²	2,67	2,37
Fázové napětí	V	3464,1	606,2
Fázový proud	A	134,7	769,8
Šířka kanálů	mm	15	15
Počet závitů	-	134	24
Vodičů radiálně	-	1	1
Vodičů axiálně	-	1	1
Vrstev	-	17	24
Závitů na vrstvu	-	8	1
Šířka vinutí	mm	19,55	19,44
Výška vinutí	mm	345	400
Hmotnost cívek	kg	312,3	313,8

Ztráty nakrátko	W	7775
Jmen. impedance	Ω	25,7
Reaktance nakrátko	Ω	0,81
Reaktance nakrátko	%	3,15
Napětí nakrátko	%	3,20

Tabulka 6: Parametry elektromagnetického návrhu

6 Simulace v ANSYS Maxwell

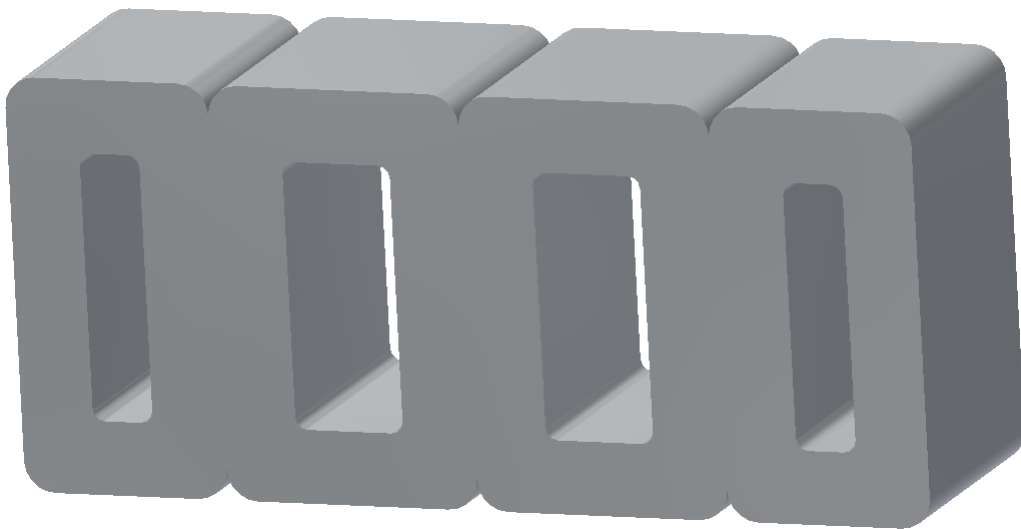
6.1 Tvorba 3D Modelu

Pro tvorbu 3D modelu jsem se rozhodl použít SW Autodesk Inventor. Ten mi pro tento účel připadal nejvýhodnější, a to z důvodů intuitivního pracovního prostředí a zejména vysokého formátů, do kterých lze výsledná 3D soustava exportovat a to například

- IGES (*.igs, *.ige, *.iges)
- STEP (*.stp, *.ste, *.step)
- DWG (*.dwg)
- SAT (*.sat)
- 3D DWG (.ipt, .iam)

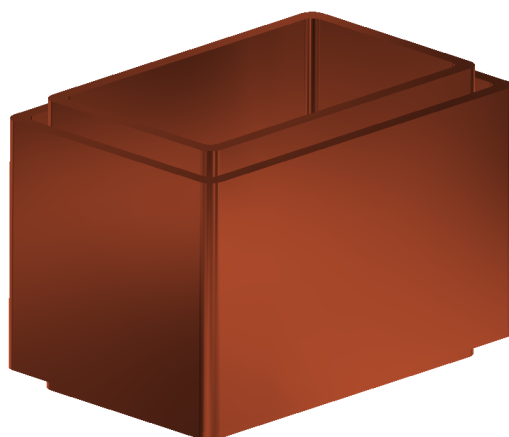
Kde pro export výsledné geometrie do ANSYS Maxwell je nejvhodnější formát *.sat (standard ACIS text).

Tvorba modelu vždy začíná 2D náčrtem ve zvolené rovině, kde se vytvoří okótovaný výkres součásti, případně ošetřený vazbami mezi jednotlivými křivkami. Po dokončení náčrtu je možno určené ohraničené plochy náčrtu „vysunout” či rotovat do prostoru a následně je dále upravovat. Při úpravách je často nutné vytvořit další pracovní roviny pro vytvoření nových náčrtů, zároveň je potřeba obezřetnost při vkládání a odstraňování vazeb, a to hlavně při změnách rozměrů součásti. 2D náčrt magnetického obvodu transformátoru je v minulé kapitole zobrazen na obrázku (17). Jeho 3D model pak bude vypadat následovně



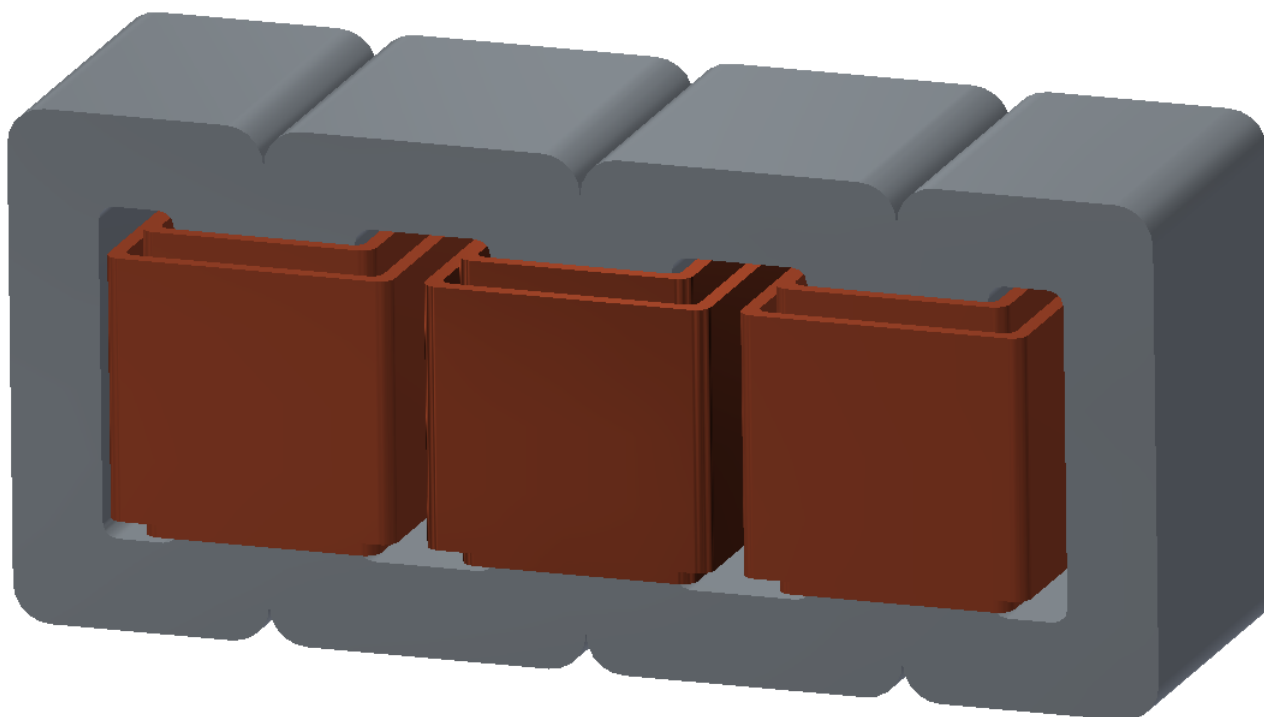
Obrázek 19: 3D model magnetického obvodu

Stejným způsobem z náčrtu za pomoci rozměrů z elektromagnetického návrhu je vytvořen model primárního a sekundárního vinutí



Obrázek 20: 3D model vinutí

Obě takto vykreslené součásti se standardně ukládají ve formátu *.ipt, aby mohly být následně vloženy do modelu 3D sestavy formátu *.iam. Po kompletaci součástí bude dle návrhu v kapitole 5 výsledný 3D model sestavy transformátoru vypadat jako na obrázku (21).

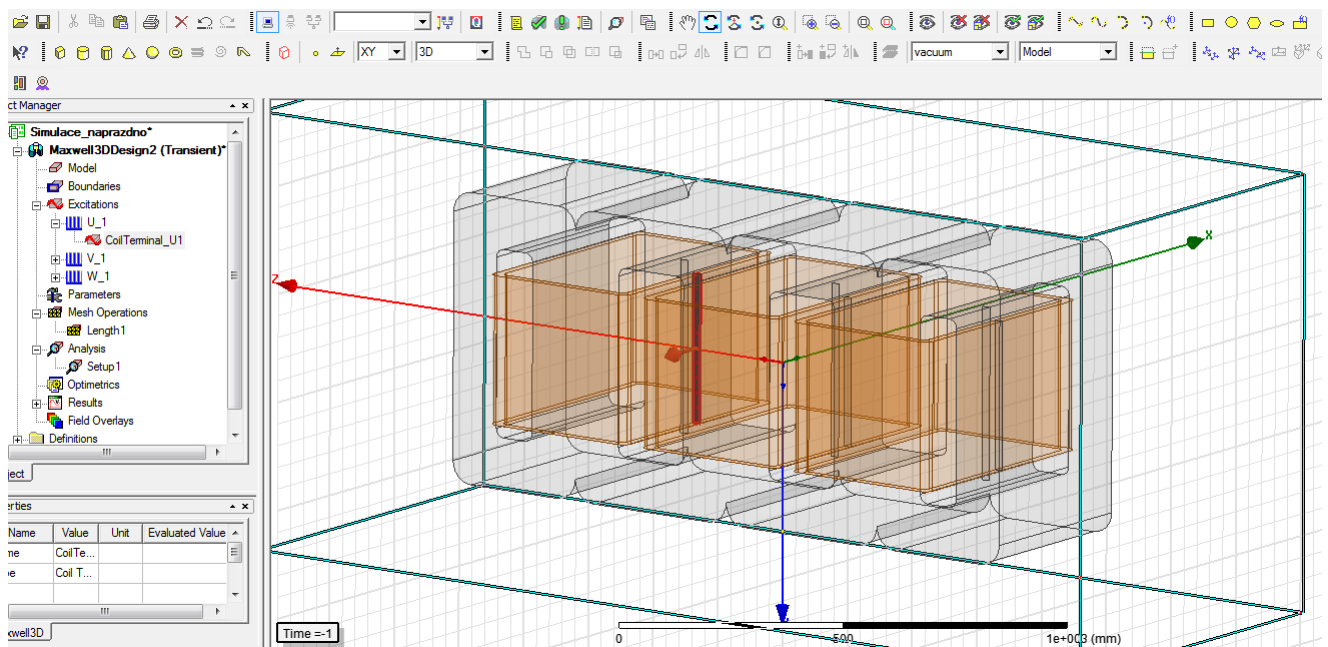


Obrázek 21: Výsledný 3D model transformátoru

6.2 Pracovní prostředí ANSYS Maxwell

Software ANSYS Maxwell je přední simulační software elektromagnetického pole pro inženýry, jejichž úkolem je navrhovat a analyzovat v rovině či v prostoru elektromagnetická a elektromechanická zařízení, včetně motorů, transformátorů, senzorů a cívek. Maxwell používá metody konečných prvků pro řešení ve statické frekvenční oblasti, ale i pro časově proměnné elektromagnetické a elektrická pole. Hlavní výhodou tohoto SW je jeho automatizovaný proces řešení, pro který je nutné zadat pouze geometrii, vlastnosti materiálu a jmenovité buzení (napájení). Od tohoto okamžiku, automaticky generuje odpovídající, účinnou a přesnou síť pro řešení. Tento osvědčený proces automatického adaptivního síťování odstraňuje složitost z procesu analýzy a zvyšuje tak efektivitu návrhů a simulací

3D sestavu z Autodesk Inventor jsem po vyexportování do formátu *.sat naimportoval do ANSYS Maxwell. Pro import se dají použít i jiné formáty, ale jediný *.sat zachová hierarchii geometrie jednotlivých součástí, tak, jak byly uloženy v původní 3D sestavě. Pracovní prostředí Maxwell 3D vypadá dle obrázku 22



Obrázek 22: Pracovní prostředí Maxwell 3D

kde je v systému souřadných os zobrazen naimportovaný 3D model. Na levé straně se nalézá nabídka nastavení modelu pro simulaci. Jelikož předmětem modelování bude simulace ztrát v železe, jako typ simulace vybíráme se tří možností - elektrostatická, magnetostatická, a přechodová - třetí volbu (Transient). Nyní stručně popíšu důležité položky nastavení simulace.

- Model - nastavení geometrických objektů a přiřazení jejich funkce (jádro, vinutí), volba

vhodného materiálu z knihovny

- Excitations - způsob napájení objektů - nastavení napájení vstupních vinutí (napětí, počet závitů), kde každé vinutí musí mít vlastní „terminál“ - plochu ze které je napájeno a která určuje směr orientace proudů, na obrázku (22) zobrazeno úzkou plochou se směrem navíjení označeným červenou šipkou
- Mesh Operations - nastavení sítě, tj. velikost oka sítě, popřípadě omezení celkového počtu prvků sítě.
- Analysis - zde se nastavuje celková délka simulace a krok simulace, tj. počet iterací, dále také nastavení iterací, u kterých se bude ukládat stav (průběh) polí (např. pole indukce v jádře)
- Results - možnost zobrazení volených průběhů (např. napájecích napětí a proudů, magnetizačního proudu nebo ztrát v železe)
- Field Overlays - 3D zobrazení průběhů magnetického pole, průběžně ukládaných dle nastavení v položce „Analysis“

Délka, respektive čas výpočtu v ANSYS Maxwell, je ovlivněna mnoha faktory. Základ je hardwarový výkon výpočetní stanice, protože výpočet metodou konečných prvků významně zatěžuje jak procesor, tak operační paměť počítače. Při neměnném výpočetním výkonu PC, můžeme délku simulace nejvíce ovlivnit počtem iterací a volbou vhodné členitosti sítě. Výsledky výpočtů se průběžně ukládají na pevný disk, kde data grafů simulace, jsou zanedbatelné velikosti vůči velikosti dat z průběžně ukládaných průběhů polí. Tyto data pak mohou narůst při simulaci dlouhé několika stovek milisekund až do řádu několika stovek GB, proto je při nastavení řešiče nutno zohlednit hardwarové možnosti výpočetního stroje.

6.3 Simulace ztrát v železe

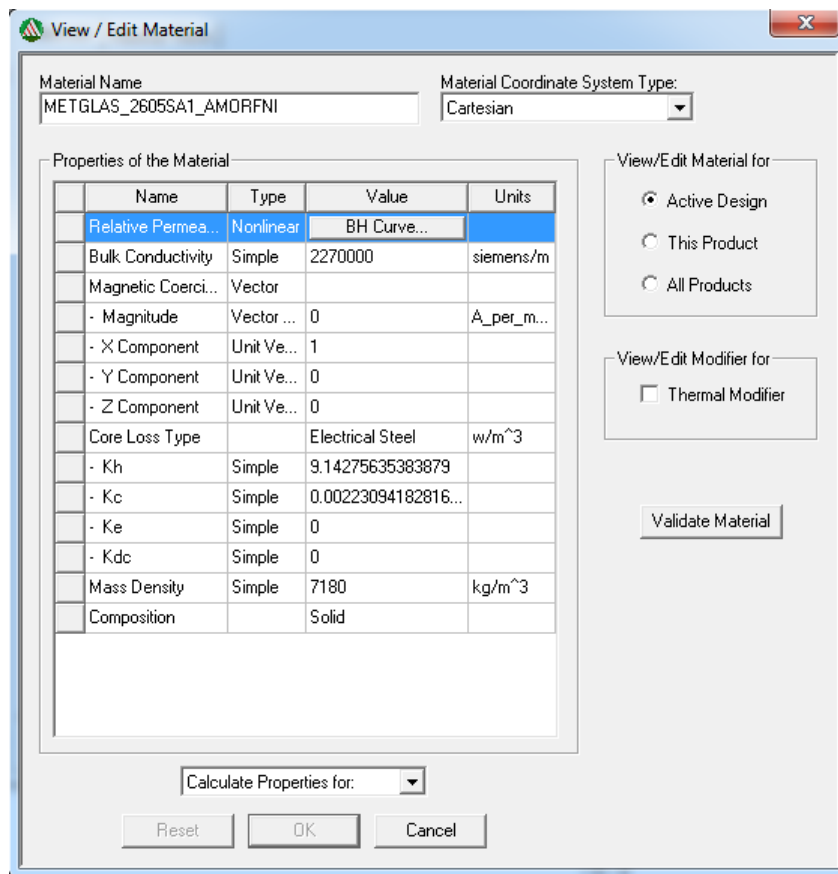
6.3.1 Úprava modelu a nastavení parametrů

Pro simulaci ztrát v železe musíme z 3D modelu odstranit sekundární vinutí. To částečně plyne jak s obecné teorie měření ztrát naprázdno, tak z podmínek výpočtu v Maxwellu. NN vinutí by se totiž při simulaci jakožto nezúčastněné (tj. nenastavovalo by se u něj buzení, tudíž ani terminál) chovalo jako spojené do krátka. Pro simulaci nastavíme jmenovitá napájecí napětí pro jednotlivé fáze primárního vinutí v sekci Excitations, kde se hodnota zadává ve formátu

„ $U_{max} \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot 50 \cdot \text{time})$ ”

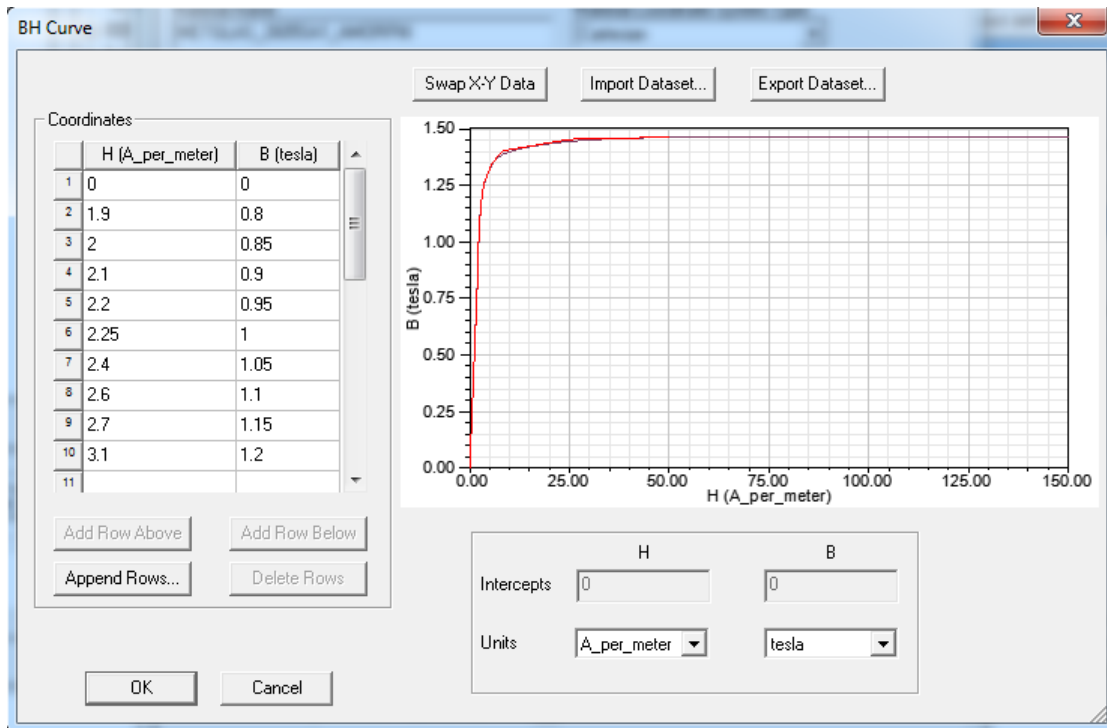
pro fázi 1, analogicky pro fázi 2 a 3 s fázovým posuvem ($2 \cdot \pi / 3$). Nutno dodat že hodnota U_{max} (amplituda fázového napětí) se nastavuje v kořenové nabídce projektu

Terminály (připojení) vytvoříme tak, že provedeme řez transformátorem v rovině YZ a z ploch ovlivněných řezem ponecháme pouze úzké plochy primárního vinutí (pro každou cívku jednu plochu). Při simulaci ztrát v železe je nejzásadnějším parametrem volba materiálu. ANSYS Maxwell, totiž ztráty v železe počítá pomocí Steinmetzova vztahu, použitím vhodných koeficientů získaných z magnetizačních a ztrátových charakteristik materiálu. Okno nastavení materiálu magnetického obvodu je na obrázku (23)

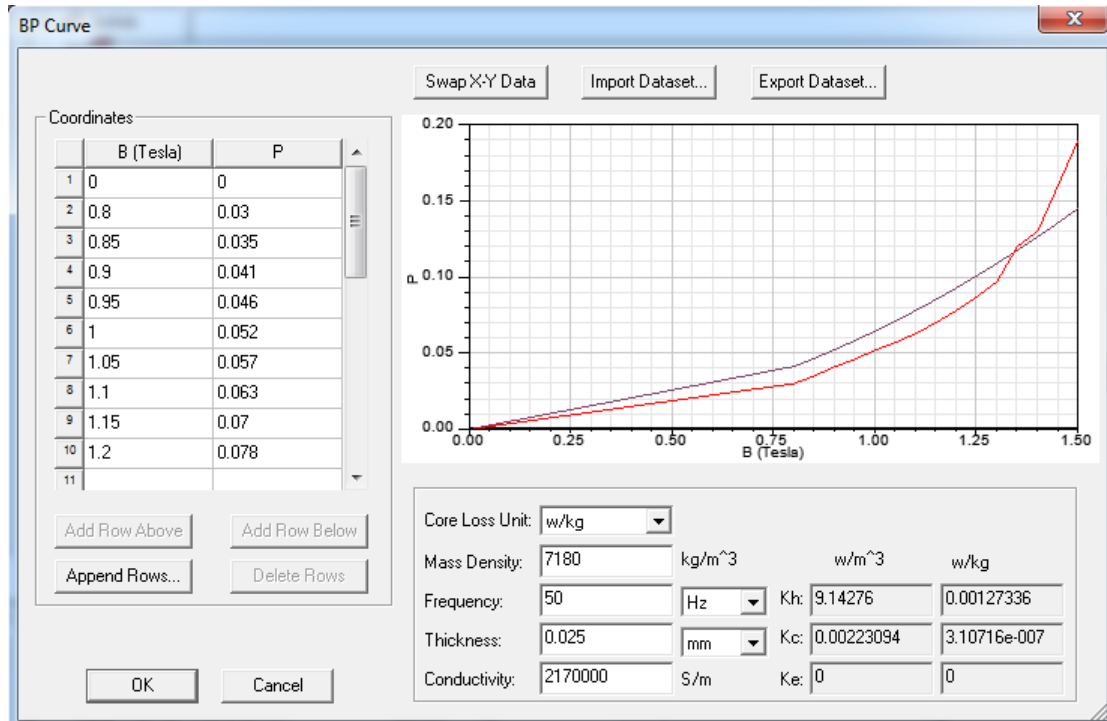


Obrázek 23: Nastavení materiálu magnetického obvodu

Jak vidno z okna nastavení, můžeme například změnit parametry měrné vodivosti, měrné hmotnosti či skládání plechů podél dané souřadné osy. Koeficienty k_h , k_c a k_e se však program počítá ze zadaných údajů hysterezní křivky a magnetizačních ztrát. Zadání hodnot pro jejich výpočet jsou vyobrazeny na obrázcích 24 a 25.



Obrázek 24: Zadání vlastního materiálu plechu - hysterezní křivka



Obrázek 25: Zadání vlastního materiálu plechu - ztráty v železe

6.3.2 Simulace s magnetickým obvodem z vinutých jader

Pro simulaci ztrát použijeme nejprve amorfní plechy METGLAS 2605SA1 ze kterých je dle elektromagnetického návrhu vyroben magnetický obvod. Data do tabulky materiálů z hysterezní křivky a charakteristiky naměřených ztrát vezmeme z katalogu výrobce (příloha 1 a 2). Odečtená data z křivek jsou vyneseny v následujících tabulkách.

Magnetizační křivka		Ztráty v jádře	
B	H	B	Δp
[T]	[A/m]	[T]	[W/kg]
0,80	1,9	0,8	0,03
0,85	2	0,85	0,035
0,90	2,1	0,90	0,041
0,95	2,2	0,95	0,046
1,00	2,25	1,00	0,052
1,05	2,4	1,05	0,057
1,10	2,6	1,10	0,063
1,15	2,7	1,15	0,07
1,20	3,1	1,20	0,078
1,25	3,5	1,25	0,087
1,30	4,5	1,30	0,097
1,35	5,8	1,35	0,12
1,40	8,5	1,40	0,13
1,45	25	1,45	0,16
1,46	50	1,50	0,19

Tabulka 7: METGLAS 2605SA1 - odečtené hodnoty k výpočtu ztrát

Nyní zkusme vypočítat ztráty magnetického obvodu podle Steinmetzova vztahu za pomoci koeficientů vypočítaných z křivky ztrát v jádře (viz obrázek 25) v ANSYS Maxwell. Při $k_h = 0,001273\text{W/kg}$ a $k_e = 3,107 \cdot 10^{-7}$ budou ztráty magnetického obvodu rovny

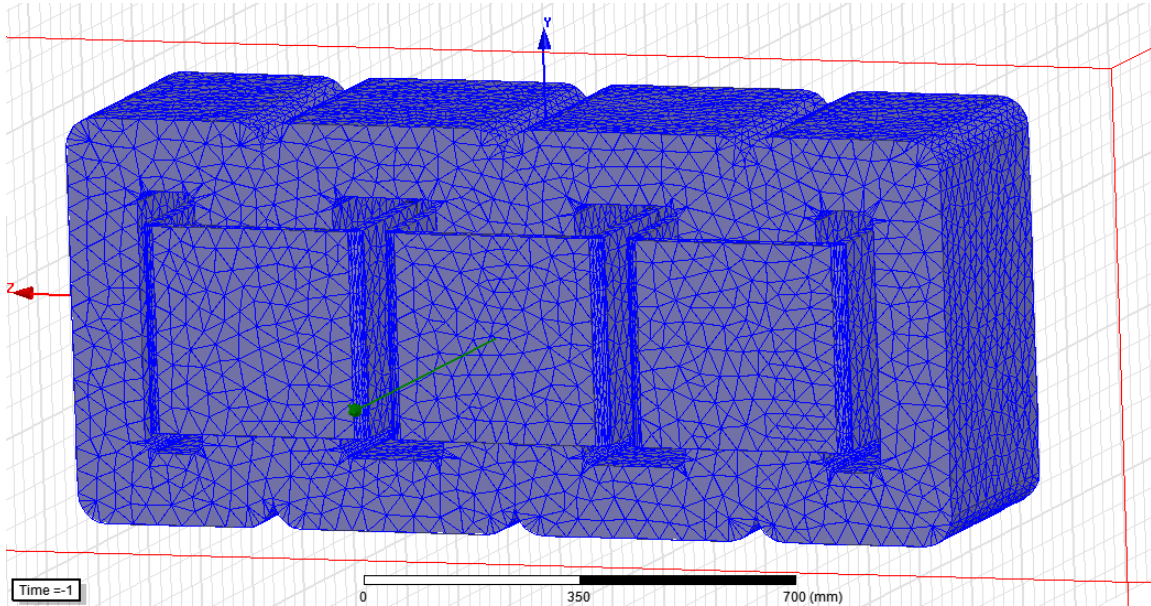
$$\Delta P_{Fe} = k_h \cdot f \cdot B^2 \cdot m_{Fe} + k_e \cdot f^2 \cdot B^2 \cdot m_{Fe} = 304,1 + 3,7 = 307,8\text{W} \quad (51)$$

což je skoro stejná (o 21W menší) hodnota, než spočítaná z v kapitole elektromagnetického návrhu.

Jelikož jsou jádra navrženého transformátoru vinutá, v nastavení materiálu (obrázek 23) nezbyvá než místo souřadné osy směru skládání plechů vybrat možnost „Solid” namísto původního „Lamination”. Oko sítě volíme 50mm, což je při rozměrech transformátoru dostačující hodnota. V nastavení řešiče Analysis -> Setup jsem zvolil celkovou délku simulace 500ms, což je doba za kterou se dle předpokladů ustálí magnetizačního proudu a tedy ztrát v mag-

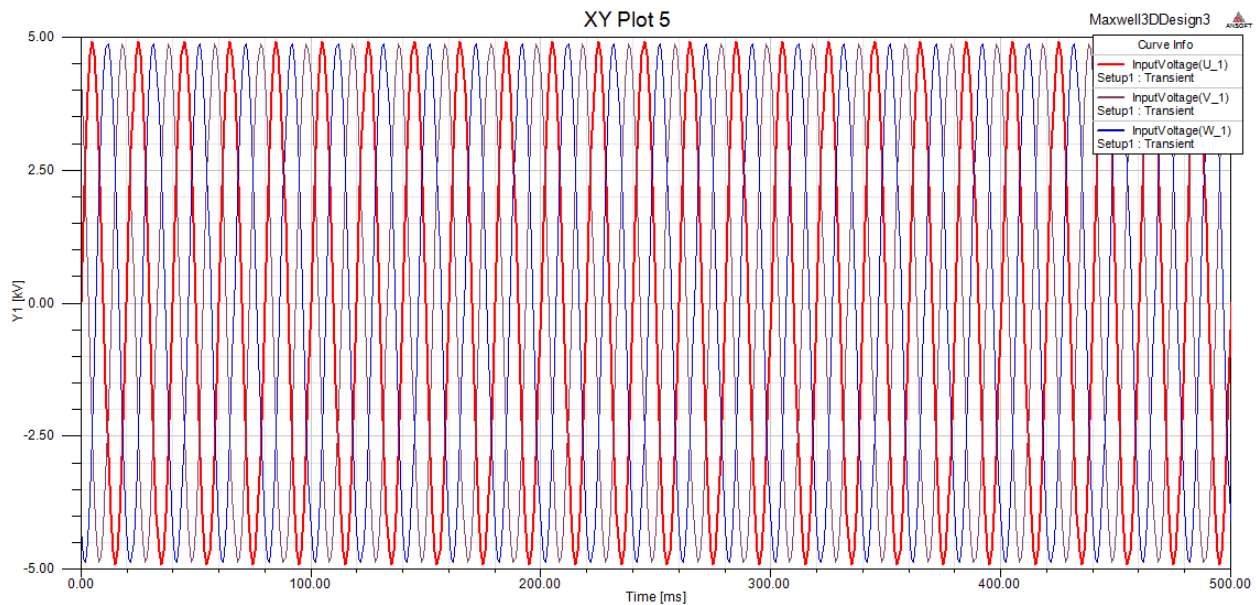
netickém obvodu. Zvolená délka kroku 0,001s znamená, že simulace proběhne 500ti iteracích.

Vysítovaný model bude poté vypadat následujícím způsobem

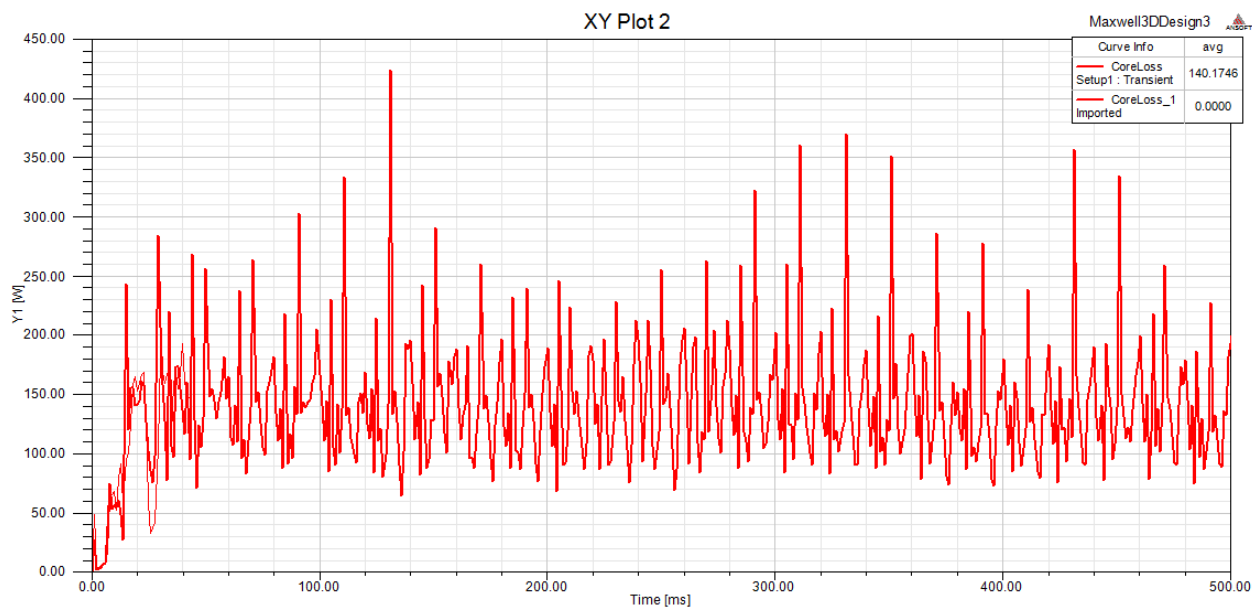


Obrázek 26: Výpočetní síť

Na obrázku následujících obrázcích je průběh napájecího napětí, průběh ztrát v železe a rozložení indukce v magnetickém obvodu v čase 500ms

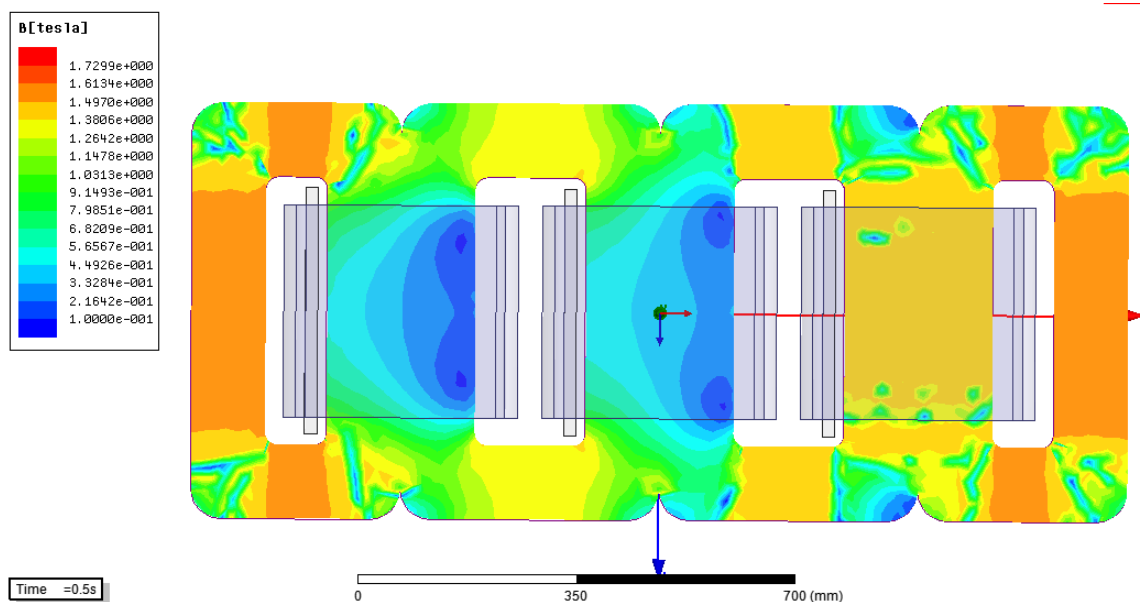


Obrázek 27: Průběh napájecího napětí



Obrázek 28: Metglas 2605SA1 - graf ztrát v železe

Po ustálení hodnot simulace jsou ztráty je střední hodnota ztrát v železe $\Delta P_{Fe} = 140W$, což je o více jak 50% méně, než vypočtená hodnota pro tyto plechy - $\Delta P_{Fevyp} = 329W$.



Obrázek 29: Metglas 2605SA1 -rozložení indukce v čase 500ms

Analogicky v další simulaci pro porovnání použijeme plech Unisil-H M085-23P jejichž ztráty jsem po porovnání s amorfními plechy počítal v elektromagnetickém návrhu. Data do tabulky materiálů z hysterezní křivky a charakteristiky naměřených ztrát vezmeme z katalogu výrobce (příloha 3 a 4). Odečtená data jsou vyneseny v následujících tabulkách.

Magnetizační křivka	
B	H
[T]	[A/m]
0,50	10,00
0,60	12,00
0,70	14,00
0,80	15,00
0,90	16,00
1,00	17,00
1,10	18,00
1,20	19,00
1,30	20,00
1,40	23,00
1,50	26,00
1,60	34,00
1,70	46,00
1,80	90,00
1,90	470,00

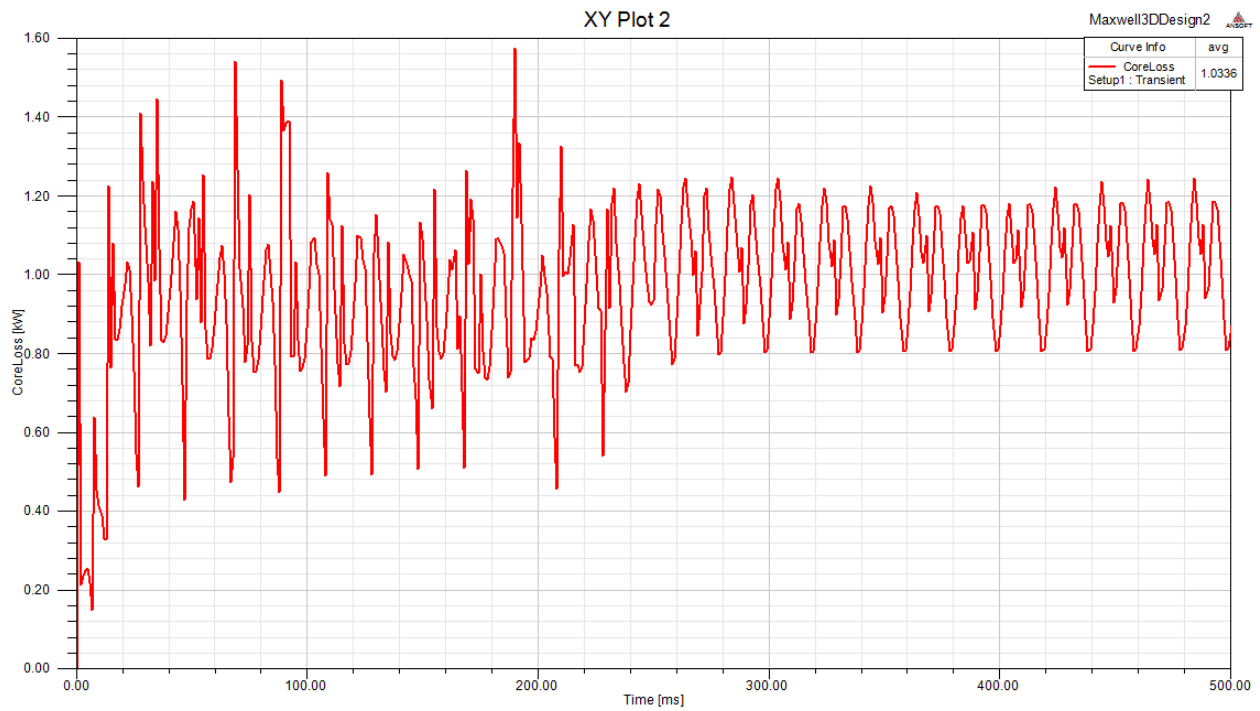
Ztráty v jádře	
B	Δp
[T]	[W/kg]
0,50	0,05
0,60	0,09
0,70	0,14
0,80	0,17
0,90	0,22
1,00	0,26
1,10	0,32
1,20	0,36
1,30	0,44
1,40	0,50
1,50	0,59
1,60	0,68
1,70	0,85
1,80	1,10
1,90	1,45

Tabulka 8: Unisil-H M085-23P- odečtené hodnoty k výpočtu ztrát

Opět vypočítáme ztráty magnetického obvodu podle Steinmetzovy rovnice za pomoci koeficientů vypočítaných z křivky ztrát v jádře. Při $k_h = 0,005 \text{ W/kg}$ a $k_e = 2,46 \cdot 10^{-5}$ budou ztráty magnetického obvodu rovny

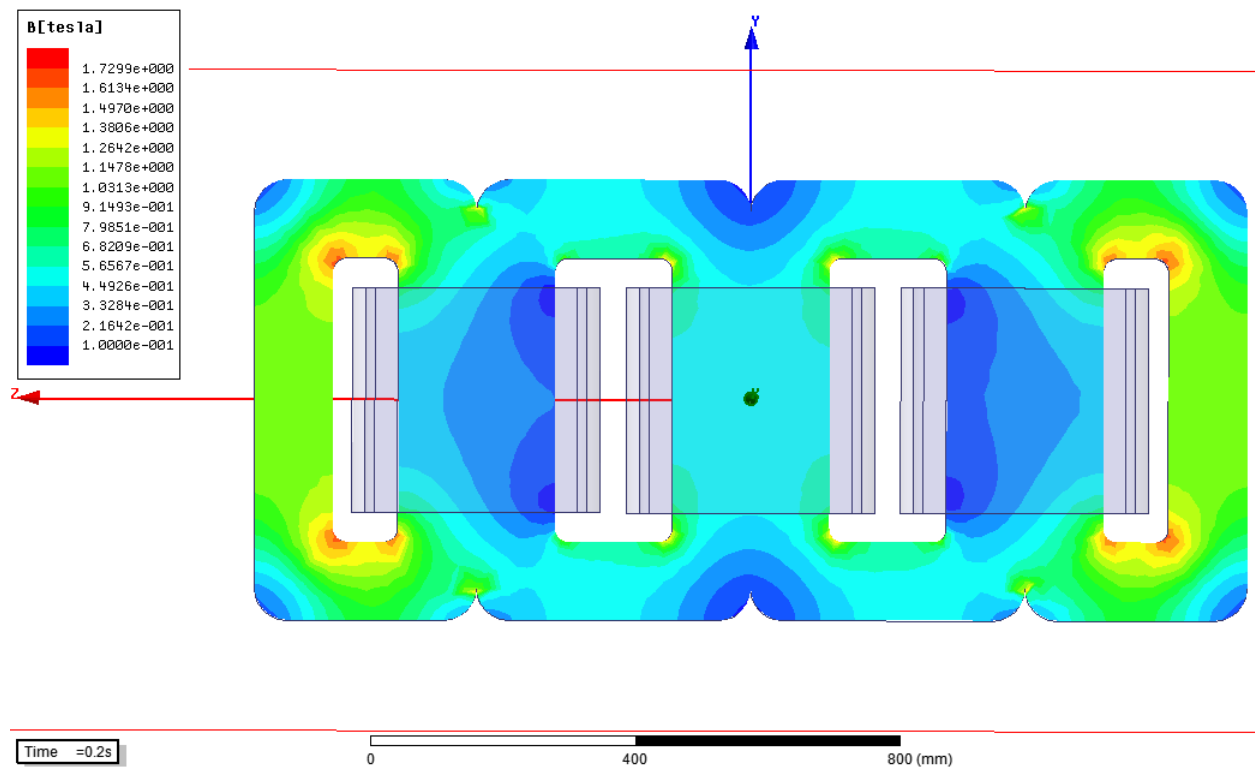
$$\Delta P_{Fe} = k_h \cdot f \cdot B^2 \cdot m_{Fe} + k_e \cdot f^2 \cdot B^2 \cdot m_{Fe} = 1272,1 + 312,9 = 1585 \text{ W} \quad (52)$$

Což je opět (o 170W) méně, než hodnota spočtená v kapitole elektromagnetického návrhu. Graf ztrát v železe po skončení simulace vypadá takto:

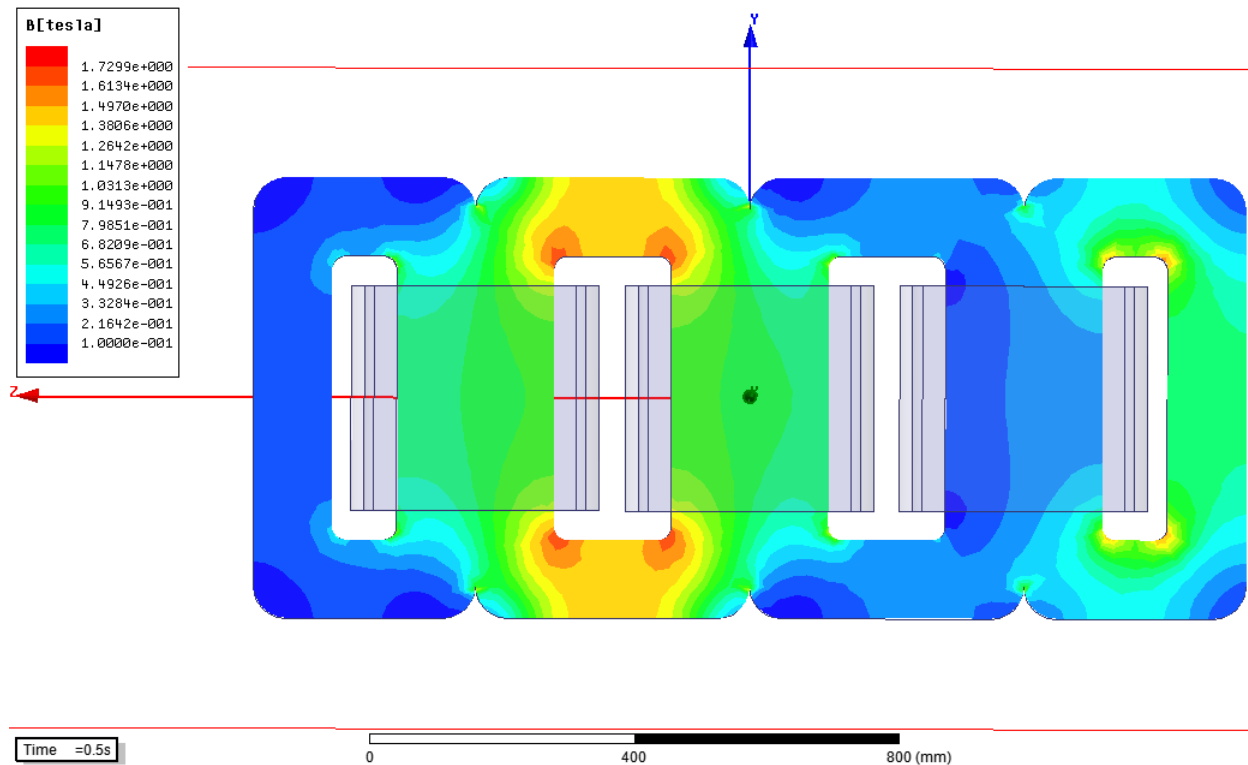


Obrázek 30: Unisil-H M085-23P - graf ztrát v železe

3D zobrazení indukce v jádře je na obrázcích 31 a 32.



Obrázek 31: Unisil-H M085-23P - rozložení indukce v jádře



Obrázek 32: Unisil-H M085-23P - rozložení indukce v jádře

6.3.3 Komentáře k průběhům

Průběh rozložení magnetického pole se neustále mění a jeho zobrazení tedy vždy odpovídá stavu při určitém čase. V případě simulace s amorfními plechy je z simulovaného průběhu rozložení magnetického pole zřejmá „neplynulost“ rozložení indukce v jádře. Může to být způsobeno kombinací specifické geometrie jader, nízkými ztrátovými koeficienty amorfních plechů (kde je otázkou, zda naměřená data výrobcem odpovídají realitě) a malým rozsahem měřených katalogových hodnot B-H křivky. Kombinace těchto vlivů má za důsledek nízkou hodnotu průběhů ztrát při vysokém zkreslení a neplynulé rozložení magnetického pole v jádře transformátoru. Opakovanými simulacemi s různým nastavením (snížení délky kroku, zvětšení počtu elementů sítě atd.) se bohužel nepodařilo docílit lepších výsledků.

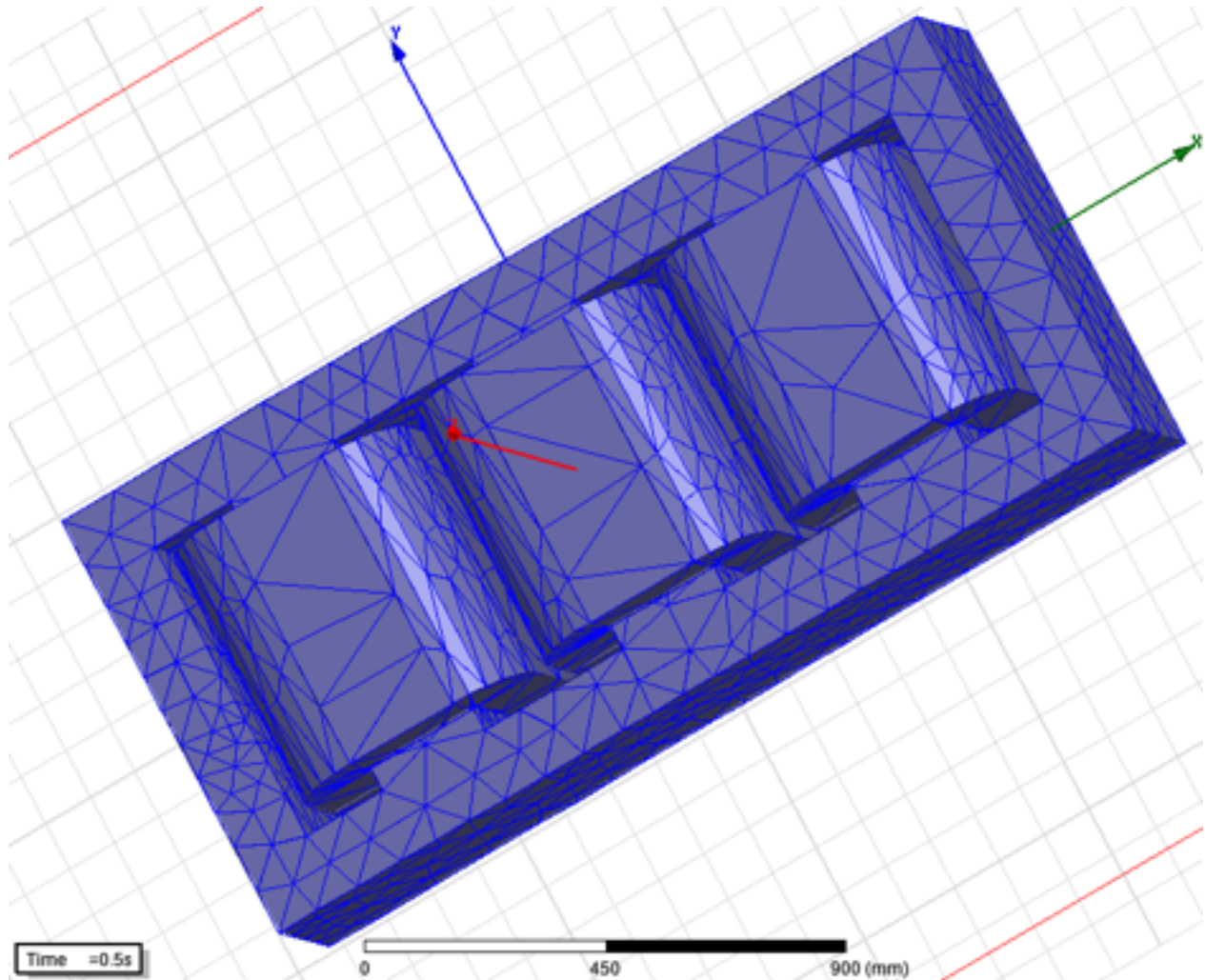
U simulace orientovaných za studena válcovaných plechů Unisil-H, jsou na tom průběhy o mnoho lépe. Průběh ztrát lze od 400ms považovat za ustálený a střední hodnota simulovaných ztrát v železe $\Delta P_{Fe} = 1034W$, což je ale podstatně méně, než vypočtená hodnota pro tyto plechy - $\Delta P_{Fevyp} = 1755W$. To přičítám mimo jiné tomu, že simulační software nezapočítává do výpočtu přídatné ztráty způsobené např. kompletováním (rozlistováním a zpětným zalistováním) vinutých jader, vliv zaválcování otřepů, a zároveň stejně jako u simulace s amorfními plechy hraje velkou roli složitost geometrie. Obrovský vliv na simulaci má

samozřejmě absence nastavení jader jako vinutých - kdybych chtěl simulovat vinutá jádra jako skládaná, musel bych geometrii železa pravděpodobně rozdělit na mnoho malých prvků, kde by každému byl směr skládání nastaven jinak.

Uvedené průběhy u simulace plechů Unisil-H (obrázky 31 a 32) znázorňují pro představu, jak může průběh rozložení magnetického pole v konkrétním čase (konkrétně 0,2s a 0,5s) vypadat. Při zvolení dostatečně jemného kroku simulace a uložení dostatečného množství stavů magnetického pole lze pomocí služby programu „animate” průběžné stavy seskládat za sebou do sekvence a vyexportovat jako video ve zvoleném formátu a kompresním poměru.

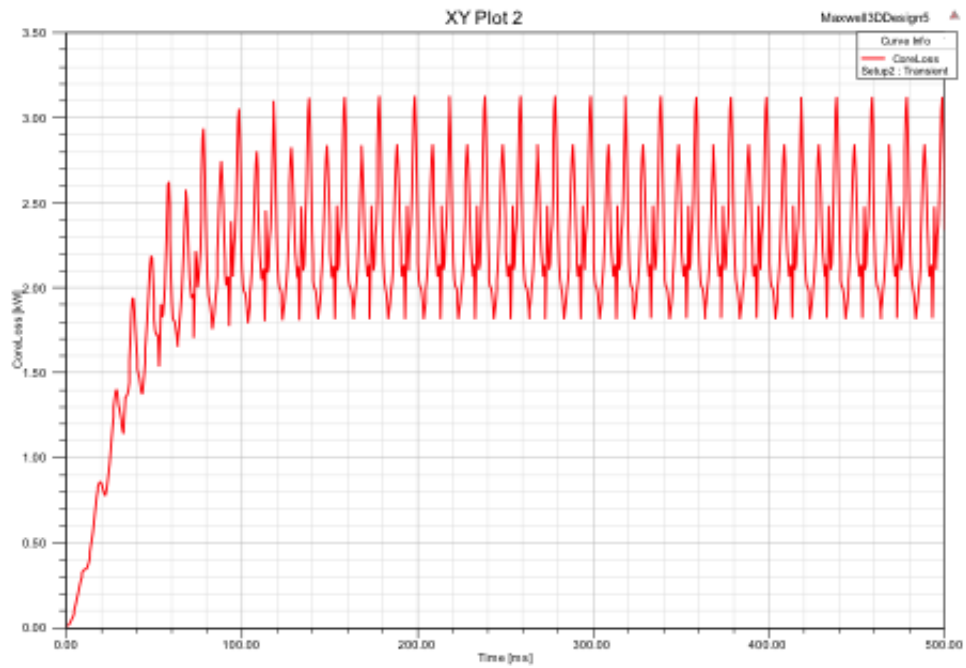
6.3.4 Simulace s jádry se skládaných plechů

Jak bylo řečeno, nepřesnost softwarových výpočtů u vinutých jader je určitě ovlivněna faktorem skládání plechů v nastavení materiálu. Jelikož program možnost simulace vinutých jader nenabízí pro srovnání tvaru průběhů je vhodné vytvořit pomocný 3D model plášťového transformátoru, se stejným jmenovitým výkonem, avšak s magnetickým obvodem se skládanými plechy. Takovýto model -pro ilustraci již s vytvořenou sítí je na obrázku (33). V nastavení materiálu bylo upraveno skládání plechů ve směru osy Z (odpovídající skutečné konstrukci).

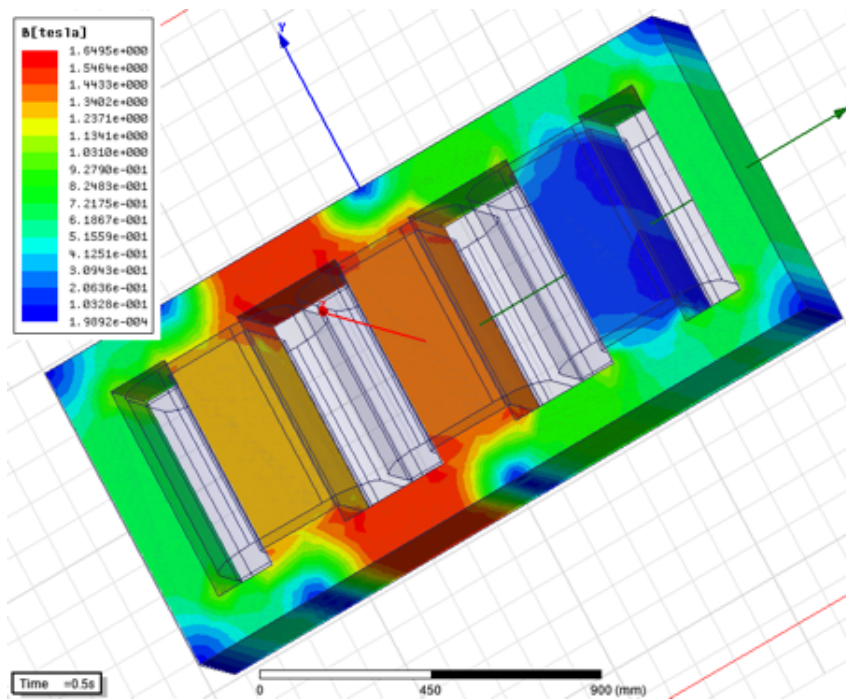


Obrázek 33: Vysíťovaný model se skládanými plechy

Pro simulaci pro porovnání tvaru průběhů s uživatelsky zadanými parametry materiálu v předchozích simulacích byly pro tento model použity plechy M125_027 z knihovny RmExpert ANSYS Maxwell. Grafy ztrát a rozložení indukce pak budou vypadat podle obrázků 34 a 35.



Obrázek 34: Ztráty v železe modelu se skládanými plechy



Obrázek 35: Rozložení indukce v modelu se skládanými plechy

7 Oteplení transformátoru

7.1 Přestup tepla do okolního prostředí

7.1.1 Úvod do problematiky

Ztráty - tzn. výkon, který se ztratí v částech elektrického stroje vlivem proudu, magnetizace či mechanických ztrát se vždy mění v teplo, ohřívající následně aktivní části, ve kterých teplo vzniká, ale i ostatní celky, které se nacházejí v jejich okolí. V ustáleném tepelném stavu se odevzdává všechno teplo, ztracené v tělese chladícím povrchem prostředí (chladicímu médiu) a teplota tělesa se dále nezvyšuje. Ustálený stav je vyjádřen rovnicí

$$\Sigma P_z = \Sigma S \cdot \Delta\vartheta \cdot \alpha \quad (53)$$

Kde ΣP_z je součet ztrát, ΣS je celkový chladící povrch $\Delta\vartheta$ oteplení vůči chladicímu médiu vyjádřeno jako

$$\Delta\vartheta = \vartheta_t - \vartheta_0 \quad (54)$$

a α koeficient přestupu tepla. Tento - pro problematiku přestupu tepla obecně - naprosto zásadní součinitel se dá vyjádřit mimo jiné jako výkon, který předá chladicímu médiu 1m^2 při tepelném rozdílu 1K . Je-li těleso teplejší než jeho okolí, předává mu teplo (to samozřejmě platí i opačně).

7.1.2 Odvod tepla radiací (sáláním)

O přestupu tepla radiací hovoříme tehdy, když látka do prostoru emituje energii ve formě elektromagnetického záření. Tělesa nebo prostředí zářivou energii přijímají, odevzdávají a vyměňují si navzájem teplo. Je zřejmé, že intenzita tohoto procesu závisí na počáteční teplotě děje. Historicky se zjistilo i to, že povrchy odevzdávají teplo nerovnoměrně v závislosti na jakosti a barvě povrchu. Nejlépe odrážejí teplo bílé povrchy, nejhůře černé - předmětem zkoumání se tedy stala i radiace těchto povrchů, t.j. množství tepla vyzářeného jednotkou plochy.

V průběhu přijímání a odevzdávání tepla se teplota těles nebo prostředí přicházejících do prostředí mění podle toho, v jakém poměru se energie rozdělí. Nejvýznamnější výzkumy v tomto oboru byly vypracovány p. Stefanem a p. Boltzmannem, kterým se podařilo vyjádřit vztahy charakterizující odvod tepla sáláním ve známém Stefan-Boltzmannově zákoně:

$$\Delta P_r = C_r \cdot C_b (\Theta_t^4 - \Theta_0^4) \quad (55)$$

kde C_r je koeficient sálání tělesa, C_b je koeficient sálání černého tělesa ($5,77\text{W}/\text{m}^2$), Θ_1 a Θ_2 jsou absolutní teploty v Kelvinech. Koeficient sálání tělesa používaných v konstrukci transformátorů se v závislosti na materiálu může dost lišit, např. 0,02 pro leštěné stříbro, 0,08 pro leštěný hliník, 0,17 pro leštěnou měď, 0,7 pro oxidovanou ocel až po 0,97 pro hrubý litinový povrch.

V praxi se často snažíme najít součinitele přestupu tepla α . Dosazením do předchozí rovnice získáme:

$$\alpha_r = \frac{\Delta P_r}{\Delta\vartheta \cdot S_r} = \frac{C_r \cdot C_b (\Theta_t^4 - \Theta_0^4)}{\Theta_t - \Theta_0} \quad (56)$$

Pro běžné hodnoty oteplení v elektrických strojích lze dle literatury [7] zestručnit vztahem

$$\alpha_r = 5 + 0,033 \cdot \Delta\vartheta \quad (57)$$

Jiné zdroje, např. [9] uvádí pro výpočet pro běžná oteplení v mezích 10 až 100°C drobně rozdílné vztahy, a to

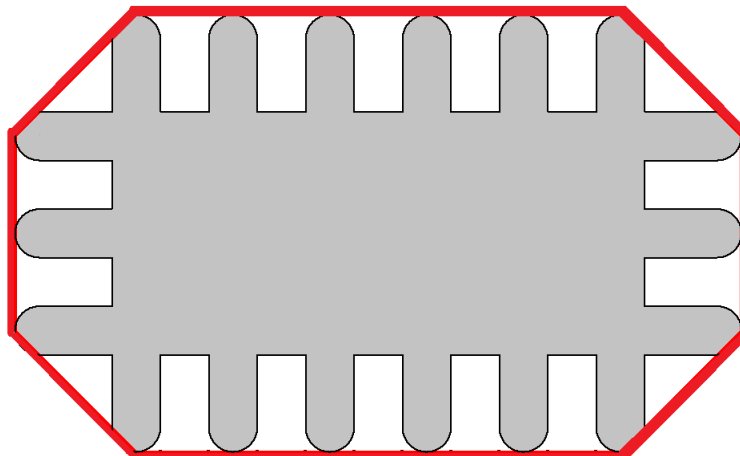
$$\alpha_r = 1,7 + 0,01 \cdot \Delta\vartheta \quad (58)$$

pro $C_s = 0,3$ a

$$\alpha_r = 4,8 + 0,03 \cdot \Delta\vartheta \quad (59)$$

pro $C_s = 0,85$. V elektrických strojích se totiž obvykle počítá s hodnotami v tomto rozmezí. Většina povrchů v elektrických strojích má činitel sálání (též nazýván emisivita) bližší vyšším hodnotám, tj. více než 0,8. Jsou to všechny litinové povrchy i povrchy natřené matnějším lakem.

K odvodu tepla sáláním však neslouží celý povrch tělesa, nýbrž jen projekce chladicí plochy ve směru radiace, protože sálání se jakožto vlnění šíří přímočaře do okolí. Na příkladu řezu žebrovaného tělesa je na obrázku (36) účinná plocha (resp. obvod) sálání zvýrazněna červeně.



Obrázek 36: Sálací povrch žebrovaného tělesa

Nutno poznamenat, že z důvodu umístění důlního transformátoru v nevybušném závěru má odvod tepla radiací na celkový přestup tepla do okolí v nádobě velmi malý vliv. A to z toho důvodu, že VN a NN vinutí si radiací vyměňují teplo navzájem - teplo, které vnější plocha NN vinutí vyzáří, vnitřní plocha VN vinutí absorbuje. Naprosto zásadní je pro tento případ odvod tepla prouděním - jak vně, tak uvnitř nádoby.

7.1.3 Odvod tepla konvekcí (prouděním)

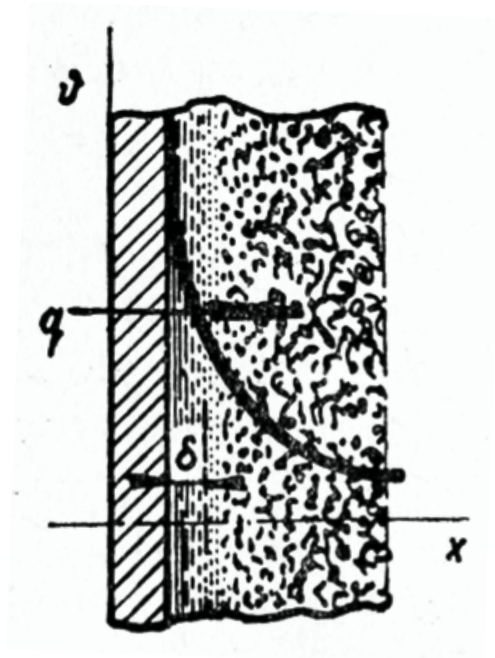
Intenzita proudění závisí jednak na charakteru proudící tekutiny (kapaliny či plynu), kde každá má svoje specifické fyzikální vlastnosti, dále na tvaru a délce prostoru ve kterém se tekutina pohybuje a na tom, zda proudí přirozeně (volně) či nuceně. Jak vidno, jedná se o velmi složitý děj, závisící na více proměnných působících současně, takže používané vztahy pro výpočet přestupu tepla prouděním jsou získané empiricky.

Proudění chladícího prostředí může samo o sobě přirozené či nucené. Přirozené proudění se bere v úvahu nejen při stavbě transformátorů a vzniká rozdílem specifických vah zahřátých a ochlazených částí tekutiny (v našem případě plynu - vzduchu v nádobě). Intenzita proudění závisí na rozdílu teplot jednotlivých částí a velikosti prostoru, kde děj probíhá. Nucené proudění tekutiny je obecně vyvolané vnějším účinkem - např. čerpadlem oleje, ventilátorem či působením větru na povrch nádoby.

Při pozorování jednotlivých částí při proudění sledujeme, že do určité vzdálenosti od rozhraní se částice proudícího prostředí pohybují rovnoběžně se stěnami. V technické praxi se tento druh proudění nazývá laminární. Ve větších vzdálenostech od rozhraní částice nesledují směr obtékání stěn a promíchávají se - jejich pohyb je neuspořádaný. Toto proudění se nazývá turbulentní. Laminární proudění se mění na turbulentní, jakmile překoná rychlost proudění

určitou hranici, tzv. kritickou rychlost, která závisí na chladícím prostředí a prostoru ve kterém se pohybuje.

Při turbulentním proudění chladícího prostředí není všechen pohyb částic neuspořádaný. Po obvodu se vytvoří tenká vrstva laminárního charakteru s přechodem do turbulentního, kterou nazýváme mezní vrstvou. Při laminárním proudění se teplo odvádí v podstatě vedením kolmo na směr proudění a je určeno tepelnou vodivostí chladícího prostředí. Při turbulentním proudění se teplo odvádí pouze intenzivním promícháváním částic, a účinnost ochlazování je tedy určena tepelným odporem okrajové mezní vrstvy a turbulentního středu. Průběh rychlosti proudění částic v okolí svislé stěny s mezní vrstvou šířky δ je principiálně zobrazen na obrázku 37.



Obrázek 37: Změna teploty na rozhraní [7]

Matematickou podobou předpokládaného průběhu pro vzduch jako chladící prostředí a vertikální plochy je rovnice:

$$\Delta\vartheta = (\vartheta_2 - \vartheta_1) = \frac{q}{\alpha_c} = \frac{\Delta P}{S \cdot \alpha_c} \quad (60)$$

kde se pro α_c může použít známá Richterova [7] formulace pro vzduch ve tvaru:

$$\alpha_c = 6,5 + 0,05 \cdot \Delta\vartheta \quad (61)$$

Poměry při odvádění tepla se podstatně zhorší v případě horizontálních ploch. V tomto případě horní plochy odvádějí teplo lépe oproti dolním až o 20%. Na spodních plochách je

odvádění tepla o mnoho horší, protože zahřátý vzduch musí obtékat celou spodní plochu a až od hrany může vystupovat směrem nahoru.

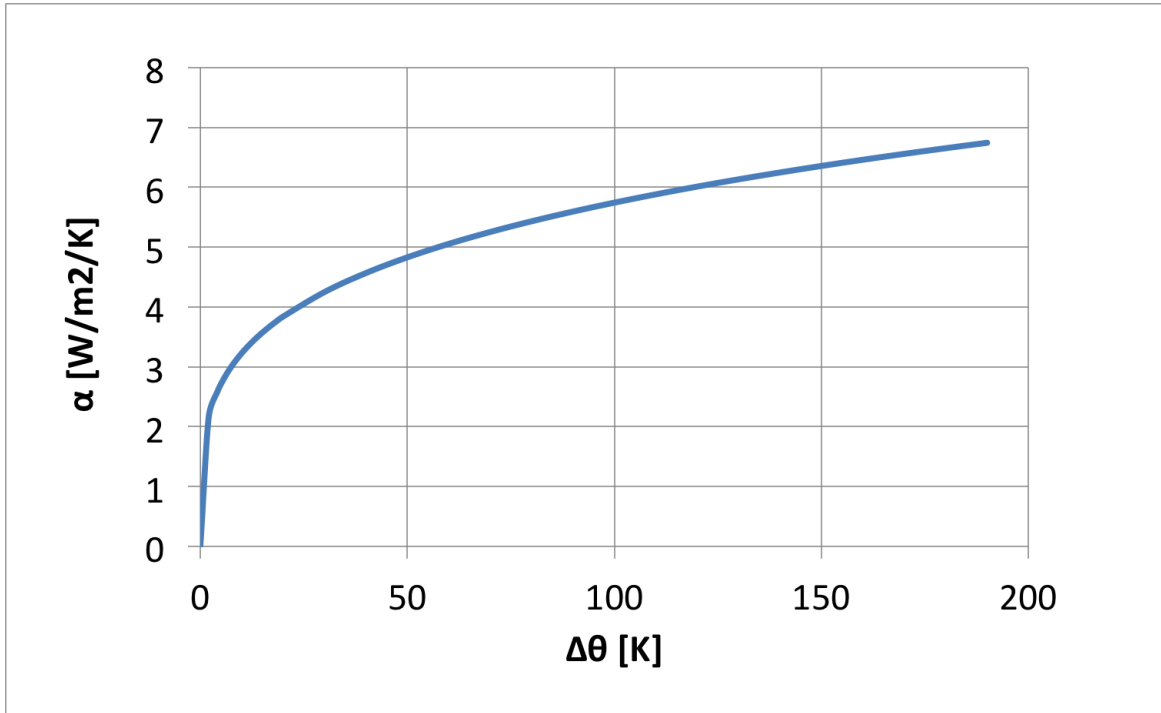
Při konstrukci je také třeba dbát na správnou šířku chladících kanálů. Při volbě úzkých ventilačních kanálů se kanály chovají jako štěrby a tudíž tvoří tepelnou izolaci zabraňující odvodu tepla. Při odvádění tepla přirozeným prouděním totiž musí být na chladícím povrchu určitá nejmenší vrstva chladiva, která má dostatečnou tepelnou kapacitu, aby do sebe absorbovala odváděné ztrátové teplo. V praxi dle literatury [9] při konstrukci elektrických strojů stačí u běžných délek kanálů pro svislý kanál ve vzduchu vrstva přibližně 8mm a v oleji 3mm. Pokud tedy kanál chladí oběma stěnami zároveň, měl by být široký pro vzduch alespoň 16mm a pro olej 6mm. Ve vodorovných kanálech je odvádění tepla daleko horší a nejsou-li velmi krátké, nelze je považovat za plnohodnotné chladící stěny.

Metodik na určení koeficientu přestupu tepla je celá řada. Jak už bylo řečeno, proudění vzniká přirozeným vztlakem vzduchu podél ohříváných stěn. Ohříváný vzduch se podél svislé stěny ohřeje, tím zmenší svou měrnou váhu a stoupá vzhůru. Na jeho místo se zdola tlačí studený vzduch. U vodorovné stěny vznikne proudění tím, že ohřátý vzduch chce stoupat vzhůru, nicméně je ale současně držen adhezí na povrchu. Přetlak nebo podtlak od svislého proudění tlačí vzduch podél povrchu. Toto proudění je ovšem méně intenzivní, než proudění podél svislých stěn. Proudění je tím intenzivnější, čím více se těleso ohřívá. Vedení a proudění nelze od sebe dobře oddělit, a proto se vždy počítá a měří společně. Jeden ze způsobů určení součinitele přestupu tepla je Lorentzův vztah [9], odvozen pro hladkou svislou stěnu:

$$\alpha_c = 0,548 \cdot \sqrt[4]{\frac{g \cdot c \cdot \beta \cdot \lambda^3 \cdot \Delta\vartheta}{\nu \cdot h}} \quad (62)$$

kde g je tíhové zrychlení, c měrné teplo chladiva, β činitel jeho tepelné roztažnosti, λ jeho měrná tepelná vodivost, ν kinematická viskozita, $\Delta\vartheta$ oteplení a h svislá výška ochlazované stěny. Při teplotách v běžném provozu lze za hodnoty dosadit pro vzduch $c = 1200 \text{Ws}/^\circ\text{Cm}^3$, $\beta = 1/300$, $\lambda = 0,027 \text{W}/^\circ\text{Cm}$, $\nu = 0,16 \cdot 10^{-4} \text{m}^2/\text{s}$. Po dosazení je součinitel pro klidný vzduch roven

$$\alpha_c = 1,46 \cdot \sqrt[4]{\frac{\Delta\vartheta}{h}} \quad (63)$$



Obrázek 38: Součinitel tepla pro 0,4m svislou hladkou stěnu dle Lorentzova vztahu

Ve skutečnosti není plocha dokonale hladká a odvod tepla je lepší. Podle pokusů je závislost přestupu tepla na výšce stěny ještě menší, než čtvrtá odmocnina.

Povrchy se značně vyčnívajícími částmi, jako jsou například žebra, mají jiný chladicí povrch. V takovém případě je možno počítat každý typ chlazení zvlášť. Oteplení tělesa je potom

$$\Delta\vartheta = \frac{\Delta P}{S_r \cdot \alpha_r + S_c \cdot \alpha_c} \quad (64)$$

7.1.4 Porovnání vzduchu s ostatními médii

Pro porovnání uvedme příklady výpočtů pro obvyklá další chladicí média - olej a vodu. V oleji je odvádění tepla je mnohem efektivnější i rovnoměrnější než ve vzduchu. Sálání je v oleji nepatrné lze jej zanedbat. Proto se udává Lorentzův vztah přímo pro oba typy přestupu tepla

$$\alpha = \alpha_r + \alpha_c = \alpha_c = 40,3 \cdot \sqrt[4]{\frac{\Delta\vartheta}{h}} \quad (65)$$

Pro olej platí za obvyklých podmínek a teplot $c = 1,65 \cdot 10^6 \text{Ws}/^\circ\text{Cm}^3$, $\beta = 0,001$, $\lambda = 0,164 \text{W}/^\circ\text{Cm}$, $\nu = 2,57 \cdot 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$. Pro oteplení v obvyklých mezích 10 až 30°C při délce chladicí stěny do 1m kolísá součinitel přestupu tepla v mezích $\alpha = 80 \div 110 \text{W}/^\circ\text{Cm}^2$.

Voda odvádí teplo ještě lépe než olej, nicméně z izolačních důvodů se jí pro chlazení elektrických strojů používá velmi zřídka. Pro teplotu vody 60°C platí, že $c = 4,2 \cdot 10^6 \text{Ws}/^\circ\text{Cm}^3$, $\beta = 0,00018$, $\lambda = 0,628 \text{W}/^\circ\text{Cm}$, $\nu = 4,75 \cdot 10^{-7} \text{m}^2/\text{s}$. Jelikož se u vody stejně jako u oleje dá přestup tepla sáláním zanedbat, platí

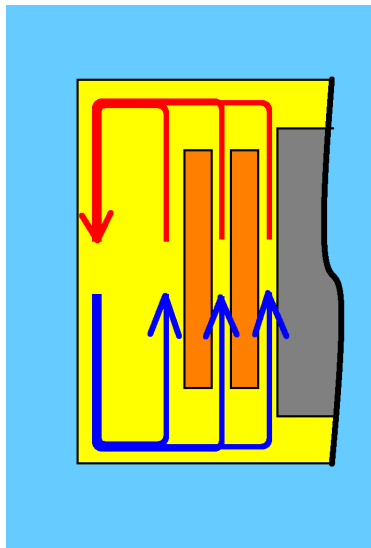
$$\alpha = \alpha_r + \alpha_c = \alpha_c = 136 \cdot \sqrt[4]{\frac{\Delta\vartheta}{h}} \quad (66)$$

Při oteplení 30°C při délce chladicí stěny do 0,5m je $\alpha = 379 \text{W}/^\circ\text{Cm}^2$, což je poměrně vysoká hodnota. Vzduch jako chladicí médium, co se přestupu tepla prouděním týče za olejem a vodou značně zaostává. Při běžných podmínkách je činitel přestupu tepla při chlazení olejem téměř 30x vyšší, při chlazení vodou téměř 100x vyšší.

7.2 Návrh nevýbušného závěru

7.2.1 Chladicí okruh

Důlní transformátor je z bezpečnostních důvodů popsaných v kapitole 3 hermeticky uzavřen v nevýbušném závěru - nádobě, umístěné v dole a pohybující se podle provozních možností buď po speciálně upravených lyžinách či po důlních kolejích. Jak už jsem naznačil v minulé kapitole, vzduch uvnitř nádoby se pohybuje uzavřenou cirkulací vzduchu naznačenou na obrázku (39), který je pro ilustraci řezem polovinou chladicí nádoby (kde mg. obvod je vyznačen šedivou barvou, vinutí oranžově).



Obrázek 39: Cirkulace vzduchu v uzavřeném okruhu nádoby

Vzduch v nádobě cirkuluje přirozenou konvekcí jak ventilačními kanály mezi vinutími,

tak okolo vnějšího VN vinutí. Vlivem oteplení cívek vinutí se vzduch ohřívá, stoupá podél vinutí směrem nahoru k vrchu nádoby a poté se ochlazuje o její boční stěny. Takto ochlazené médium opět klesá dolů a cyklus se opakuje. Nádoba je vně chlazena vzduchem o teplotě okolí (hlubinných dolech obvykle okolo 30°C), který obtéká nádobu z bočních stran. Chlazení z přední a ze zadní strany závěru je velmi obtížné, neboť na tyto plochy se obvykle připojují primární a sekundární moduly obsahující často různé spínací, jistící a ochranné prvky. Chlazení horní části - víka nádoby na tom není o moc lépe, protože se na ní usazuje prach a nad nádobou ve stísněných těžebních šachtách nebývá příliš prostoru.

7.2.2 Postup výpočtu

Jak vidno z předchozích textů, určení oteplení jak nádoby, tak vinutí uvnitř je velmi složitá záležitost. Proto je nutné pro zjednodušení výpočtů zavést následující předpoklady:

- Teplota magnetického obvodu a vinutí je uvnitř nádoby stejná
- Pro výpočet oteplení aktivních částí transformátoru je rozhodující výpočet oteplení vinutí
- Uvnitř nádoby je uvažován pouze přestup tepla prouděním
- Vně nádoby je pro výpočet uvažován vliv proudění a sálání

Pro výpočet oteplení volme následující postup:

Za prvé je nutno zjistit oteplení pláště nádoby vůči teplotě okolí při odvodu určité hodnoty ztrátového výkonu transformátoru, který je v nádobě umístěn. Jelikož pro nádobu a přestup tepla z jejího povrchu do okolí uvažujeme dle základních předpokladů přestup tepla prouděním i sáláním, tudíž budeme vycházet ze vztahu:

$$\Delta\vartheta_{pl} = \frac{\Delta P_c}{S_{rp} \cdot \alpha_{rpl} + S_{cp} \cdot \alpha_{cpl}} \quad (67)$$

kde indexy povrchu a součinitele tepla Celková teplota na povrchu pláště potom bude

$$\vartheta_{pl} = \Delta\vartheta_{pl} + \vartheta_0 \quad (68)$$

kde ϑ_0 je teplota okolí vně nádoby. Pro výpočet oteplení aktivních částí pak teplotu povrchu pláště budeme uvažovat jako teplotu okolí uvnitř nádoby. Jelikož je pro ochlazování vinutí vliv sálání zanedbatelný, dle výše uvedených předpokladů budeme uvažovat pouze odvod tepla prouděním. Oteplení vinutí se pak bude

$$\Delta\vartheta_{vin} = \frac{\Delta P_c}{S_{cvin} \cdot \alpha_{cvin}} \quad (69)$$

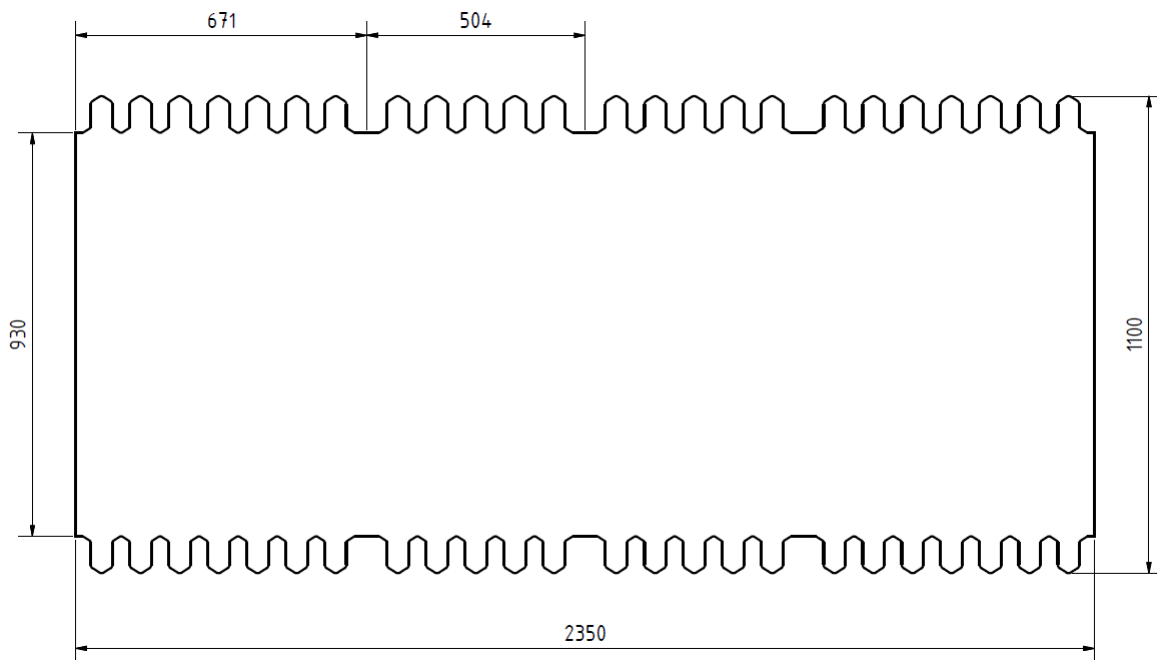
Při součiniteli přestupu proudění

$$\alpha_{cvin} = 6,5 + 0,05 \cdot \Delta\vartheta_{vinzk} \quad (70)$$

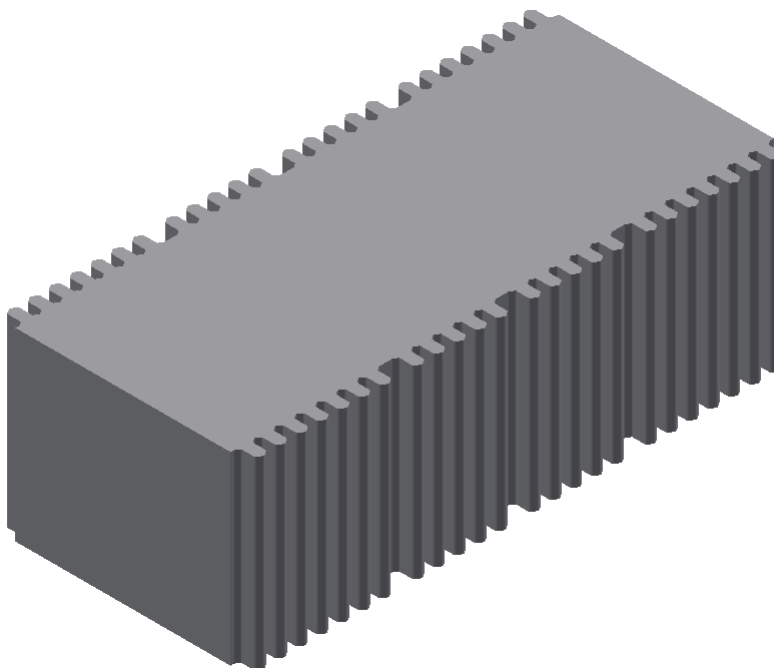
Při výpočtu nejprve volíme zkusmo $\Delta\vartheta_{vin}$, hodnotu dosadíme do rovnice (70) a získanou hodnotu α_{cvin} dosadíme do vztahu (69). Pokud se výsledky oteplení neshodují, opakujeme výpočty, dokud se předpokládaná a vypočítaná hodnota nerovnejí.

7.2.3 Kontrolní výpočet oteplení nádoby 1

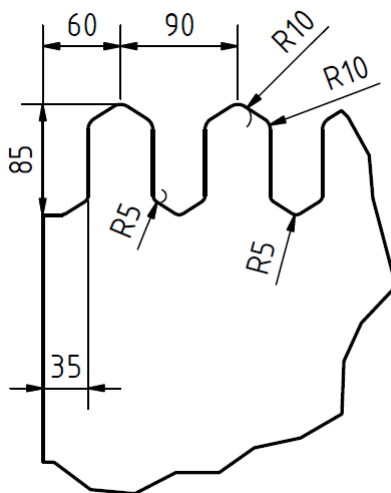
Při návrhu nádoby musíme respektovat nejen požadavky prostředí s nebezpečím výbuchu, ale ve výrobě i limity rozměrů pro určitou výrobní řadu transformátorových nádob. V našem případě jsme omezeni rozměry 2350x800x1100mm (d x v x h). Volíme nejpoužívanější, hranatý tvar nádoby. Nevýbušný závěr vysoký 800mm pak bude vypadat dle nákresu jeho půdorysu na obrázku (40), na dalších obrázcích je pak možno vidět zjednodušený 3D model nádoby a detail žebra.



Obrázek 40: Půdorys nevýbušného závěru č.1



Obrázek 41: 3D model závěru č.1



Obrázek 42: Detail žebra nádoby č.1

Pro odvod tepla z povrchu nádoby a výpočet oteplení pláště budeme uvažovat pouze boční žebrované stěny, a to z toho důvodu že z přední i zadní strany závěru jsou umístěny primární, resp. sekundární moduly. Co se víka nádoby týče, odvod prouděním se zde při přirozené konvekci téměř neuplatní, a odvod sáláním by se dal uvažovat pouze v případě dostatečného prostoru k odvedení tepla nad nádobou, což se ve stísněných prostorech dolů nedá zaručit.

Celkový chladicí povrch pro odvod sáláním tedy bude $S_r = 3,91m^2$, pro celkový povrch povrch pro odvod tepla prouděním musíme započítat celý povrch včetně žebrování, tj. $S_c = 10,94m^2$.

Výpočet koeficientu přestupu sáláním lze realizovat Stefan-Boltzmannovým zákonem z rovnice (55). K tomu je ale třeba určit emisivitu materiálu C_r . Předpokládáme, že nádoba bude povrchově upravena, běžné laky pro takovýto účel mají koeficient $C_r = 0,85 \div 0,92$. Pro výpočet bude výhodnější hodnota 0,85, jelikož dle vztahu (59) víme, že závislost koeficientu α_r na oteplení lze aproximovat přímkou, tedy

$$\alpha_{rpl} = 4,8 + 0,03 \cdot \Delta\vartheta_{pl} \quad (71)$$

Jelikož odvod tepla je zprostředkován dvěma svislými hladkými stěnami, pro výpočet koeficientu přestupu prouděním použijeme Lorentzova vztahu (60). Potřebné konstanty pro výpočet pro vzduch jsou uvedeny v následující tabulce:

g	tíhové zrychlení	m^2/s	9,81
c	měrné teplo	Ws/K/ m^3	1200
β	objemová roztažnost	-	0,00333
λ	tepelná vodivost	W/K/m	0,027
ν	kinematická viskozita	m^2/s	0,000016
h	svislá výška stěny	m	0,8

Tabulka 9: Konstanty pro výpočet α_c Lorentzovým vztahem

Výsledná hodnota odvedeného ztrátového výkonu při daném oteplení pláště se tedy vypočítá následovně

$$\Delta\vartheta_{pl} = \frac{\Delta P_{Fe} + \Delta P_{Cu}}{S_{rp} \cdot (4,8 + 0,03 \cdot \Delta\vartheta_{pl}) + S_{cp} \cdot \left(0,548 \cdot \sqrt[4]{\frac{g \cdot c \cdot \beta \cdot \lambda^3 \cdot \Delta\vartheta_{pl}}{\nu \cdot h}} \right)} \quad (72)$$

Pro očekávaný rozsah oteplení vyneseme vypočtené hodnoty do tabulky

Sálání									
ϑ_{pl}	$^{\circ}C$	80	90	100	110	120	130	140	150
ϑ_0	$^{\circ}C$	40	40	40	40	40	40	40	40
Θ_{pl}	K	353	363	373	383	393	403	413	423
Θ_0	K	313	313	313	313	313	313	313	313
$\Delta\vartheta_{pl}$	K	40	50	60	70	80	90	100	110
α_{rpl}	W/m ² /K	6,00	6,30	6,60	6,90	7,20	7,50	7,80	8,10
ΔP_{rpl}	W	938	1232	1548	1889	2252	2639	3050	3484
Proudění									
α_{cpl}	W/m ² /K	3,84	4,06	4,25	4,42	4,57	4,70	4,83	4,95
ΔP_{cpl}	W	1681	2222	2790	3383	3998	4632	5284	5952
Celkově									
ΔP_C	W	2619	3453	4339	5272	6250	7271	8334	9436

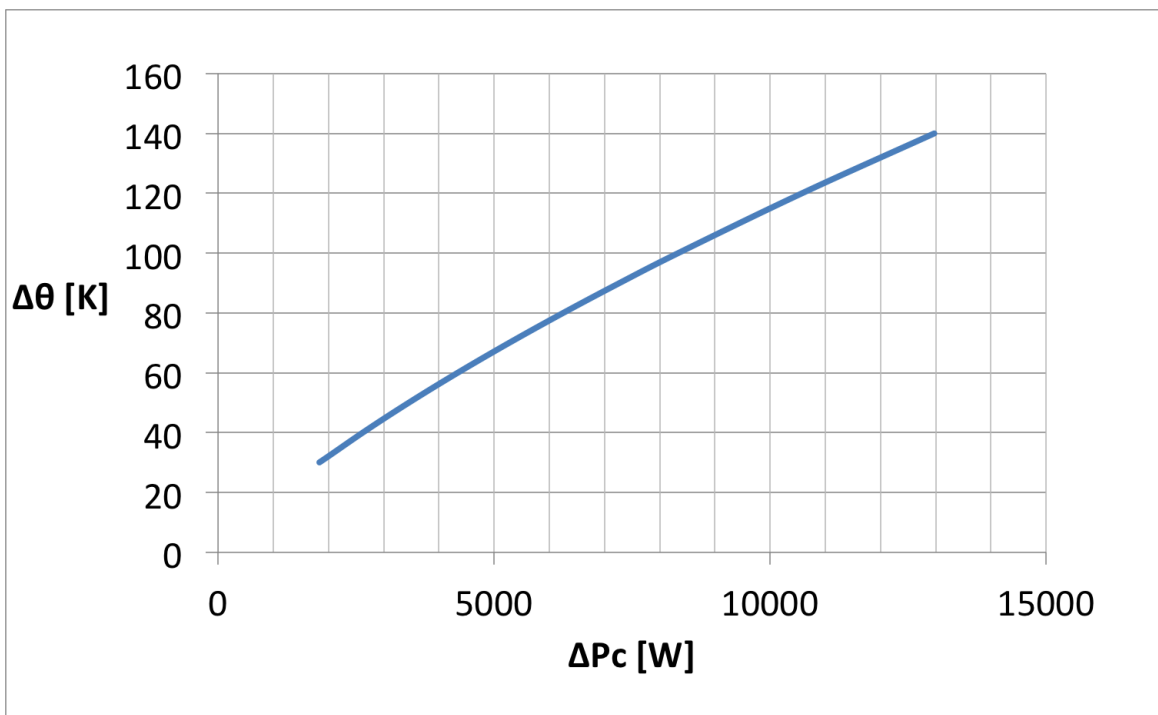
Tabulka 10: Kontrolní výpočet oteplení pláště nádoby

Na obrázku (43) je závislost oteplení pláště transformátoru na množství ztrátového výkonu odváděným jeho povrchem při přestupu tepla sáláním a prouděním zároveň. Na dalším obrázku (44) jsou příspěvky jednotlivých složek (sálání červeně, proudění zeleně). Z této závislosti je vidět že prouděním se odvede více ztrátového výkonu, což je ovlivněno jednak větším součinitelem přestupu tepla, ale hlavně větším povrchem pro konvekci díky úpravě nádoby žebrováním.

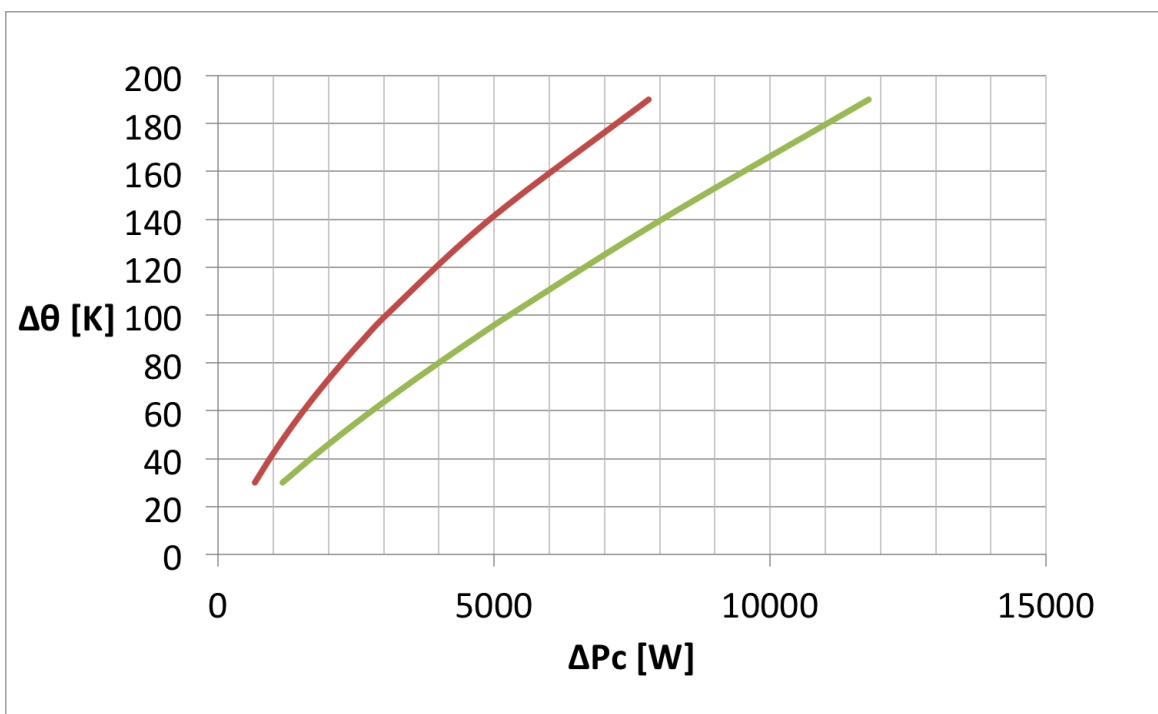
Ze závislosti lze vyvodit, že při celkových ztrátách transformátoru $\Delta P_c = \Delta P_{Fe} + \Delta P_k = 8104W$ je oteplení pláště transformátoru $\Delta\vartheta_{pl} = 97,9^{\circ}C$. Jako maximální teplota okolí pro případ umístění v dolech se dle normy IEC 60079 uvádí $40^{\circ}C$. Výsledná teplota pláště nevybušného závěru tedy bude

$$\vartheta_{pl} = \Delta\vartheta_{pl} + \vartheta_0 = 137,9^{\circ}C$$

Což při maximální dovolené teplotě povrchu závěru $150^{\circ}C$ odpovídá normě IEC 60079.



Obrázek 43: Závislost oteplení pláště na množství odváděného ztrátového výkonu



Obrázek 44: Příspěvky sálání (červeně) a proudění (zeleně)

Oteplení vinutí určíme ze vztahů (69) a (70). Pro odvod tepla prouděním z vinutí uvažuj-

jeme povrch svislých stěn

$$S_{vin} = (S_{vin1} + S_{vin2}) \cdot k_{vin} \quad (73)$$

Což je součet svislých stěn primárního a sekundárního vinutí vynásobený činitelem povrchu k_{vin} . Tento činitel představuje vliv distančních vložek mezi vinutími, které zmenšují povrch přestupu prouděním. Volbou $k_{vin} = 0,9$ předpokládáme, že 10% povrchu svislých stěn se přestupu tepla neúčastní. Zkušební hodnotu ϑ_{vin} porovnááme s výslednou - dle následující tabulky volíme rozsah v rozmezí očekávaných oteplení

ΔP_c	W	8104	ϑ_{vinzk}	$^{\circ}C$	60	70	80	90	100	110
S_{vin}	m^2	6,997752	α_{cvin}	-	9,5	10,0	10,5	11,0	11,5	12,0
k_{vin}	-	0,9	ϑ_{vin}	$^{\circ}C$	121,9	115,8	110,3	105,3	100,7	96,5

Tabulka 11: Kontrolní výpočet oteplení vinutí

Ze závislostí uvedených v tabulce (11) odvodíme, že oteplení vinutí pro daný typ nádoby bude

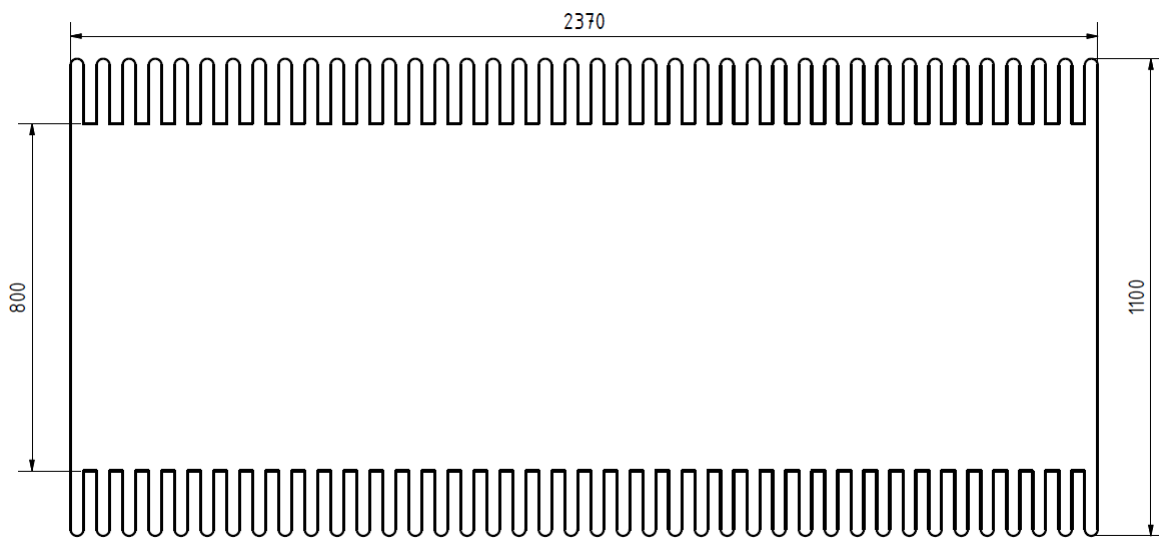
$$\Delta\vartheta_{vin} = \frac{\Delta P_c}{S_{cvin} \cdot \alpha_{cvin}} = 100,5^{\circ}C$$

Pokud budeme teplotu povrchu pláště nádoby uvažovat pro oteplení vinutí jako teplotu okolí, bude celková teplota vinutí

$$\vartheta_{vin} = \Delta\vartheta_{vin} + \vartheta_{pl} = 238,4^{\circ}C$$

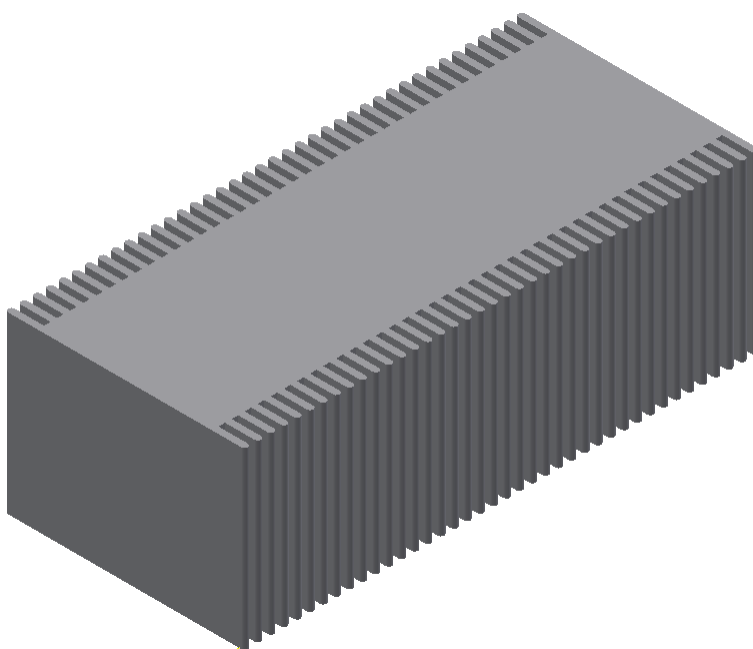
7.2.4 Kontrolní výpočet oteplení nádoby 2

Vhodnou úpravou parametrů nádoby se dá docílit lepších výsledků oteplení. Z charakteristik oteplení v závislosti na odváděném ztrátovém výkonu je zřejmé, že pro tento případ oteplení se na odvodu tepla podílí více proudění než sálání. Povrch plochy účastníci se odvodu prouděním můžeme zvětšit vhodnou úpravou žeber. Navrhl jsem proto pro porovnání další nádobu, jejíž půdorys je zobrazen na obrázku (45).

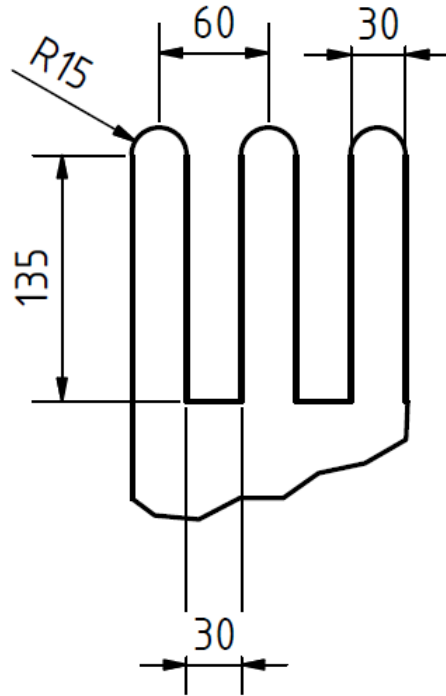


Obrázek 45: Půdorys nevýbušného závěru č. 2

Zjednodušený 3D model nádoby pro ilustraci je na obrázku (46). Na obrázku (47) je detail žebrování.



Obrázek 46: 3D model nevýbušného závěru č.2



Obrázek 47: Detail žebra nádoby č.2

Úpravou žebrování se významně zvětšil povrch nádoby pro odvod prouděním a to na $S_c = 23,05m^2$. Sálací plocha se zvětšila nepatrně a to na $S_r = 4,13m^2$.

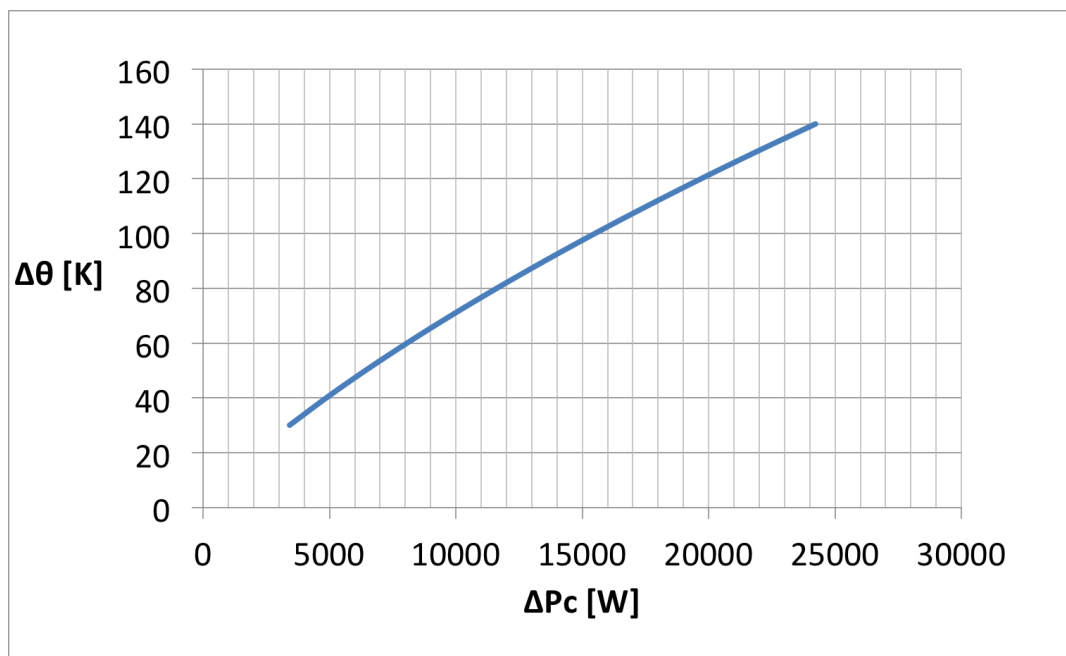
I když nemá odvod tepla sáláním na celkové oteplení tak významný vliv jako proudění, pro výpočet předpokládejme, že povrch nádoby bude natřen lakem s vysokou emisivitou. Takovéto laky dosahují hodnot $C_r = 0,92 \div 0,97$, proto pro následující výpočty budeme volit hodnotu $C_r = 0,95$. Koeficient přestupu sáláním se pak vypočte úpravou vztahu (56).

$$\alpha_{rpl} = \frac{C_r \cdot C_b (\Theta_{pl}^4 - \Theta_0^4)}{\Theta_{pl} - \Theta_0} \quad (74)$$

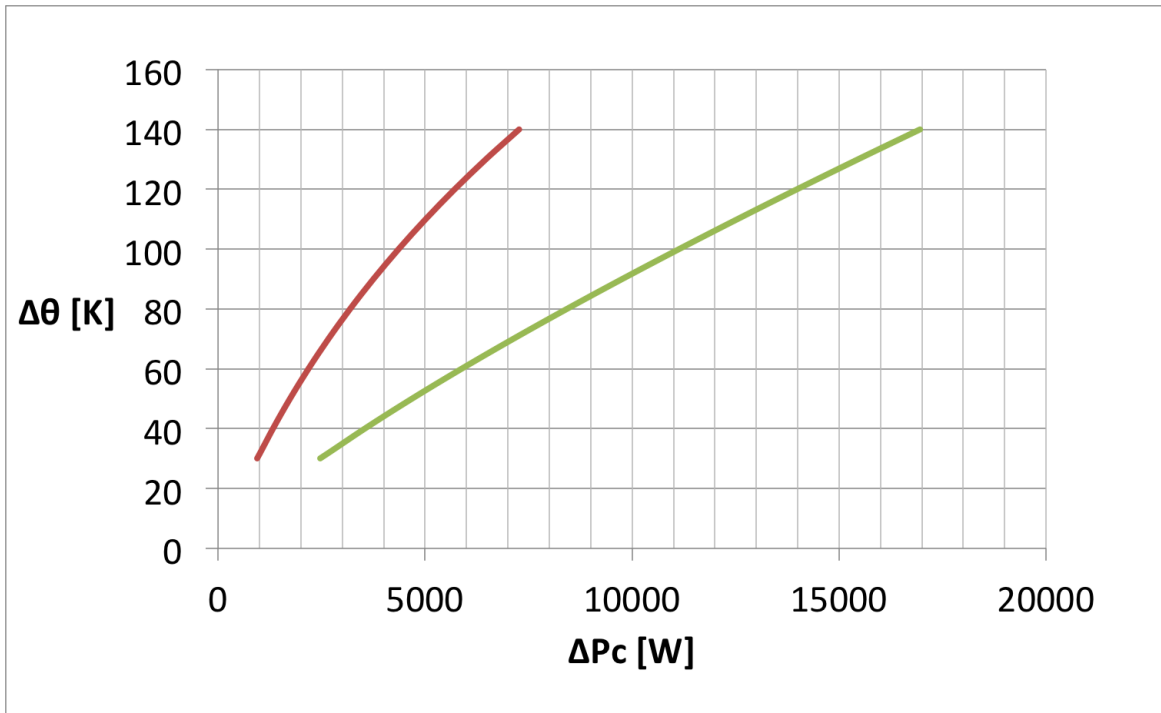
Ostatní hodnoty vypočteme stejně jako u předcházejícího typu nádoby a zapíšeme do tabulky a závislosti včetně příspěvků sálání a proudění vyneseme do následujících grafů

Sálání									
ϑ_{pl}	$^{\circ}C$	70	80	90	100	110	120	130	140
ϑ_0	$^{\circ}C$	40	40	40	40	40	40	40	40
Θ_{pl}	K	343	353	363	373	383	393	403	413
Θ_0	K	313	313	313	313	313	313	313	313
$\Delta\vartheta_{pl}$	K	30	40	50	60	70	80	90	100
α_{rpl}	W/m ² /K	7,66	8,03	8,41	8,81	9,22	9,65	10,10	10,56
ΔP_{rpl}	W	949	1326	1737	2182	2666	3188	3752	4360
Proudění									
α_{cpl}	W/m ² /K	3,57	3,84	4,06	4,25	4,42	4,57	4,70	4,83
ΔP_{cpl}	W	2472	3541	4681	5879	7128	8423	9759	11133
Celkově									
ΔP_C	W	3421	4867	6417	8061	9794	11611	13511	15493

Tabulka 12: Kontrolní výpočet oteplení pro nádobu č.2



Obrázek 48: Závislost oteplení pláště na množství odváděného ztrátového výkonu



Obrázek 49: Příspěvky sálání (červeně) a proudění (zeleně)

Ze závislostí pozorujeme, že při stejných celkových ztrátách transformátoru $\Delta P_c = 8104\text{W}$ je oteplení pláště transformátoru $\Delta\vartheta_{pl} = 60,3^\circ\text{C}$. Při teplotě okolí 40°C bude výsledná teplota pláště nevybušného závěru

$$\vartheta_{pl} = \Delta\vartheta_{pl} + \vartheta_0 = 100,3^\circ\text{C}$$

Vhodnou úpravou parametrů nádoby, tedy žebrování a povrchovou úpravou lakem s vyšší emisivitou se podařilo snížit teplotu pláště o $37,6^\circ\text{C}$.

Jelikož oteplení vinutí zůstává stejné, výsledná teplota povrchu vinutí tedy v případě použití této nádoby bude

$$\vartheta_{vin} = \Delta\vartheta_{vin} + \vartheta_{pl} = 200,8^\circ\text{C}$$

Což již při uvážení dalších drobných úprav lze akceptovat pro izolační třídu vinutí H(200°C), která se běžně na konstrukci důlních transformátorů vztahuje.

8 Zhodnocení

Návrh a konstrukce důlních transformátorů je velmi náročná disciplína, při které se musí zejména dbát na splnění požadavků pro elektrická zařízení do prostředí s nebezpečím výbuchu. Tyto požadavky jsou dnes z hlediska harmonizace norem vyjádřeny standardem IEC 60079, dle kterého může být maximální teplota povrchu pláště nevýbušného závěru transformátoru 150°C. Tento teplotní limit klade vysoké nároky na snížení ztrát transformátoru.

V kapitole elektromagnetického návrhu transformátoru z výpočtů vyplynulo, že pro konstrukci magnetického obvodu je z hlediska snížení jeho ztrát nejvhodnější použít vinutá jádra z amorfních materiálů. Jejich největší výhodou oproti za studena válcovaným orientovaným plechům jsou velmi malé ztrátové koeficienty, nevýhodami jsou naopak vyšší cena a nižší dovolené sycení magnetického obvodu, což v současnosti brání použití amorfních materiálů pro konstrukci transformátorů velkých výkonů, tj. cca od desítek MVA. Pro návrh vinutí transformátoru je na základě výpočtů a úvah v kapitole 5 zřejmé, že významnějšího snížení ztrát je možné dosáhnout omezením dodatečných ztrát způsobených skinefektem, a to použitím foliového vinutí na NN i VN straně. Provedené výpočty ukazují, že při použití foliového vinutí lze oproti provedení s plochými vodiči dosáhnout snížení dodatečných ztrát až o cca 15%.

Při zpracování diplomové práce jsem měl možnost se naučit zajímavé práci s konstrukčním softwarem Autodesk Inventor, prostřednictvím něhož jsem teoretický elektromagnetický návrh převedl do podoby 3D modelu pro simulace v prostředí ANSYS Maxwell. V tomto simulačním programu je možnost určit koeficienty do výpočtu ztrát v železe na základě zjednodušeného Steinmetzova vztahu, pokud je k dispozici důvěryhodná, resp. ověřená AC magnetizační a ztrátová charakteristika materiálu použitého pro stavbu magnetického obvodu. Dosažená shoda těchto výpočtů s analytickými je pak více než 90%.

Kontrolní výpočet oteplení transformátoru jsem provedl pro 2 nádoby se stejnými limitujícími rozměry. Na výpočet oteplení byly kladeny velmi náročné požadavky - jako chladicí plochy pro odvod ztrátového tepla z nádoby transformátoru byly vzaty v úvahu jen boční stěny, výpočet je navíc koncipován pro maximální teplotu okolí v dolech dle IEC 60079, tj. 40°C. Zjistil jsem, že vhodnou úpravou povrchu pláště závěru a tvaru žebírek mohou snížit teplotu pláště odvádějícího ztrátové teplo do okolí o více než 25%. Po této úpravě jsem se pak výpočty oteplení vinutí dostal na teplotní limit pro izolační třídu H. Ve skutečnosti bude dle mého názoru (a po debatě s pracovníky elektroúdržby v dolech) odvod tepla lepší, protože hlavně vrchní stěna nádoby se - byť minimálně - na odvodu tepla bude podílet také, navíc

jsem při výpočtech nebral v úvahu proudění vzduchu prostorem šachty. Simulaci odvodu tepla přirozenou konvekcí, jak uvnitř, tak vně nádoby by bylo nejlepší realizovat ve vhodném prostředí na to určeném, např. ANSYS CFX, nicméně toto řešení je již však nad rámec diplomové práce.

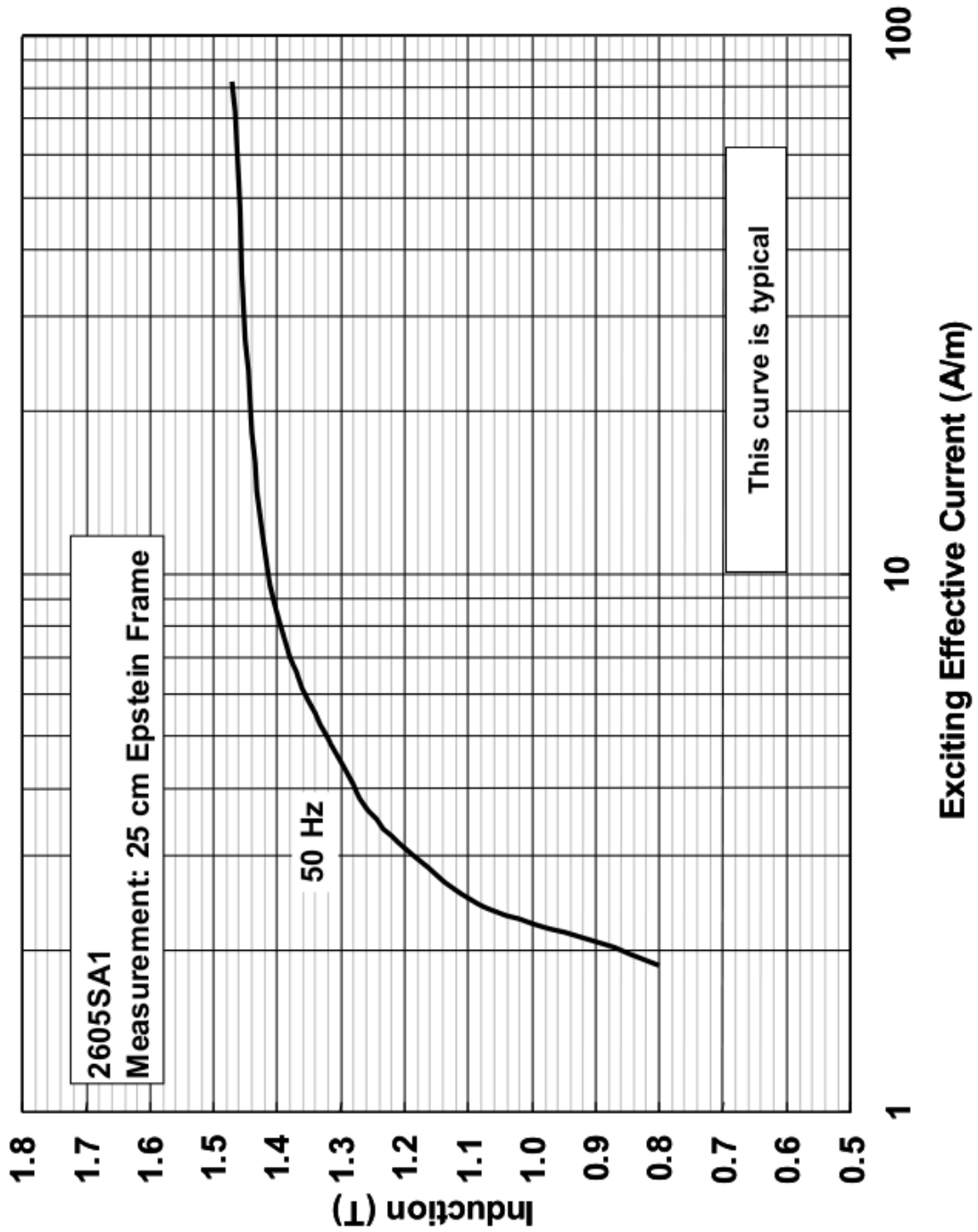
Důlní transformátory bohužel často trpí poruchami způsobenými vysokými teplotami vinutí, a mé výpočty tento fakt jen potvrdily. Velký vliv na zlepšení stávajícího stavu by mohlo mít použití konstrukce transformátorů se zaměřením na omezení ztrát - a to zejména v magnetickém obvodu, v kombinaci s vhodným tvarem a velikostí nevýbušného závěru.

9 Seznam použité literatury

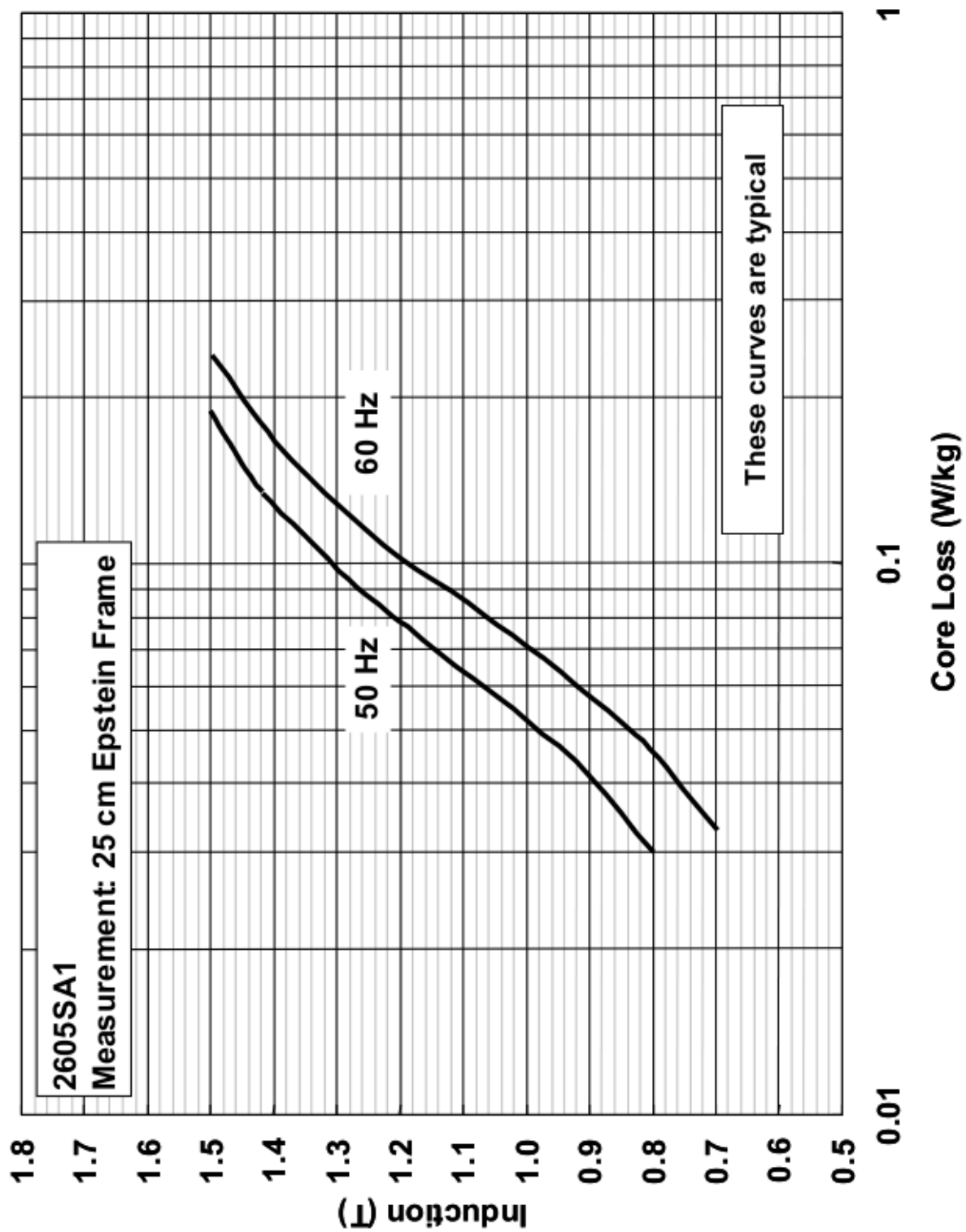
- [1] Voženílek, P., Novotný, V., Mindl P.: Elektromechanické měniče, ČVUT Praha 2011
- [2] Hapl, J., Nosek, K.: Stavba transformátorů, ČVUT Praha 1971
- [3] Kolář, V.: Rozvody elektrické energie v dolech a lomech, VŠB-TU Ostrava 2004
- [4] Voženílek, P., Měřička, J., Hamata, V.: Elektrické stroje, ČVUT Praha 2000
- [6] Buhr, K.: Materiály k přednáškám elektrických strojů, ČVUT Praha
- [7] Plentzner, Jarošek.: Transformátory, SNTL Bratislava 1961
- [8] Jezierski, E.: Transformátory: teoretické základy. 1. vyd. Praha: Academia, 1973
- [9] Cigánek, L.: Stavba elektrických strojů, SNTL Praha 1958
- [10] Popov, I.: Silovi transformatori : Itčisljavane i konstruirane, Technika, Sofija 1959
- [11] Vančura, V.: Elektrická zařízení v hornictví, SNTL Praha 1981
- [12] Hrubý, J.: El. zařízení do prostředí s nebezpečím výbuchu, ELEKTRO 05/2010
- [13] Faktor, Z.: Transformátory a cívky, Technická literatura, Praha 1999
- [14] Normy ČSN EN 60079, IEC 60079
- [15] <http://www.hansen-electric.cz/>
- [16] <http://www.metglas.com/>
- [17] <http://www.cogentpowerinc.com/>
- [18] <http://www.wikipedia.org/>
- [19] <http://www.sgbsk.sk/>
- [20] <http://www.catech.cn/>
- [21] <http://www.enpay.com/>
- [22] <http://www.zyxcl.cn/>

10 Přílohy

10.1 Příloha 1 - B-H charakteristika plechů METGLAS 2605SA1[16]

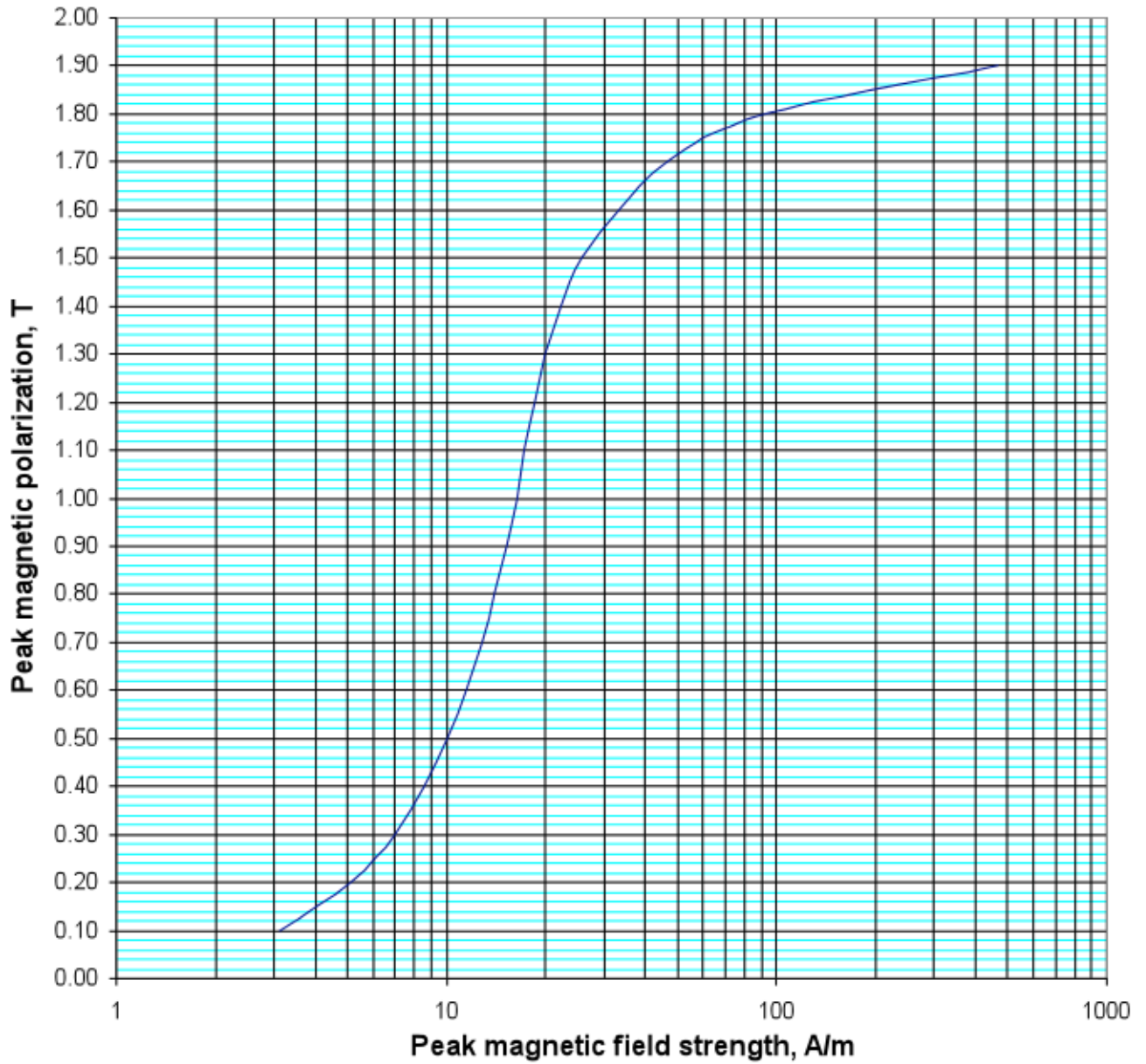


10.2 Příloha 2 - průběh ztrát plechů METGLAS 2605SA1[16]



10.3 Příloha 3 - B-H charakteristika Unisil-H M085-23P [17]

A.C. magnetization curve
Peak magnetic polarization vs. peak magnetic field strength
Typical curve: M085-23P
Frequency = 50 Hz



10.4 Příloha 4 - průběh ztrát plechů Unisil-H M085-23P[17]

Specific total loss vs. peak magnetic polarization
Typical curve: M085-23P
Frequency = 50 Hz

