

2. Popis elektrizační soustavy

V této části knihy popíšeme základní prvky elektrizační soustavy (ES) a to nejprve pasivní prvky (vedení, kabely, kompenzační prostředky a transformátory) v kapitolách 2.2 a 2.3. Ukážeme si výpočet jejich parametrů, nutných pro analytické výpočty chodů sítí, které tvoří základ všech dalších analýz uvedených v kapitole 3.

Dále se budeme zabývat popisem zdrojové části ES. V kapitolách 2.4 a 2.5 se zaměříme na synchronní stroje a jejich budící systémy. Uvedeme základní rovnice modelu synchronního stroje a jejich zapojení do statického modelu sítě. U budících systémů popíšeme jejich základní typy včetně jejich dynamických modelů použitelných pro výpočty dynamické stability. V kapitole 0 popíšeme základní zdroje pro pohon generátorů včetně jejich dynamických modelů vhodných pro výpočet dynamické stability. Výpočty dynamické stability se pak budeme zabývat v kapitole 3.

V kapitole 2.7 uvedeme základní rovnice asynchronního stroje s kotvou nakrátko a popis doplníme i modelem asynchronního generátoru napájeného do rotoru z frekvenčního měniče.

Na závěr popisné části se v kapitole 2.8 budeme zabývat ochranami a automatikami, které ovlivňují chování ES a jejich znalost je potřebná pro pochopení principů řízení a stability ES.

Autorem této části je K. Máslo, kapitoly 2.2 a 2.8 zpracoval L. Haňka.

2.1. Základní charakteristiky a koncepty

Elektrizační soustava je vzájemně propojený soubor zařízení pro výrobu, přenos, transformaci a distribuci elektřiny, včetně měřících, ochranných, řídicích, informačních a telekomunikačních systémů. ES tvoří nejdůležitější část energetického hospodářství popsaného např. v [1]. Úkoly a cíle ES jsou zmíněny v [2]. Podmínky kladené na ES a její zvláštnosti jsou popsány v [3].

Současná doba je charakterizována rychlým technickým rozvojem, institucionálními a strukturálními změnami. Důsledkem jsou tyto tendence:

- části elektrizačních soustav jsou propojovány do větších celků¹
- oddělení jednotlivých segmentů ES – výroby, přenosu, distribuce a dodávky elektřiny (tzv. „unbundling“)
- roste využívání nových technologií, což vede k diversifikaci zdrojů²
- v síti se objevují moderní silnoproudé elektronické prvky³
- rostoucí elektrifikace zvyšuje požadavky na spolehlivost a bezpečnost provozu⁴
- roste využití stávajících prvků, neboť výstavba nových je obtížná⁵ a investičně náročná
- vnitřní trh s elektřinou vede k přenosům výkonů na velké vzdálenosti a k proměnlivosti toků výkonů⁶
- moderní informatika umožňuje zdokonalit metody řízení⁷, čímž vznikají nové a složité řídicí vazby
- moderní elektronické spotřebiče zvyšují nároky na kvalitu elektrické energie⁸.

Tyto faktory ovlivňují komplexnost problémů, které je třeba řešit při provozu elektrizační soustavy, ať již ve stadiu plánování a rozvoje, přípravy provozu, řízení v reálném čase nebo při následném vyhodnocování. Komplexnost problémů vyplývá také z jejich rozšiřování do roviny ekonomické, právní a politické. V této knize se omezíme na technické a fyzikální aspekty, které jsou nutné pro pochopení fungování tak složitého systému, který ES představuje.

¹ 18. října 1995 byl propojen systém CENTREL zemí střední Evropy se systémem UCPTTE zemí západní Evropy, uvažuje se rozšíření evropského kontinentálního propojení o Turecko, Ukrajinu a Moldávii.

² jedná se např. o paroplynové cykly, mikroturbíny, větrné elektrárny nebo nově fotovoltaické elektrárny (FVE)

³ např. stejnosměrné vedení nebo spojky, zařízení pro kompenzaci a řízení toků výkonů (SVC a UPFC), střídače pro FVE

⁴ nutnost zabránit šíření poruch v síti a zajistit schopnosti provozu zdrojů v ostrovních režimech a obnově napájení

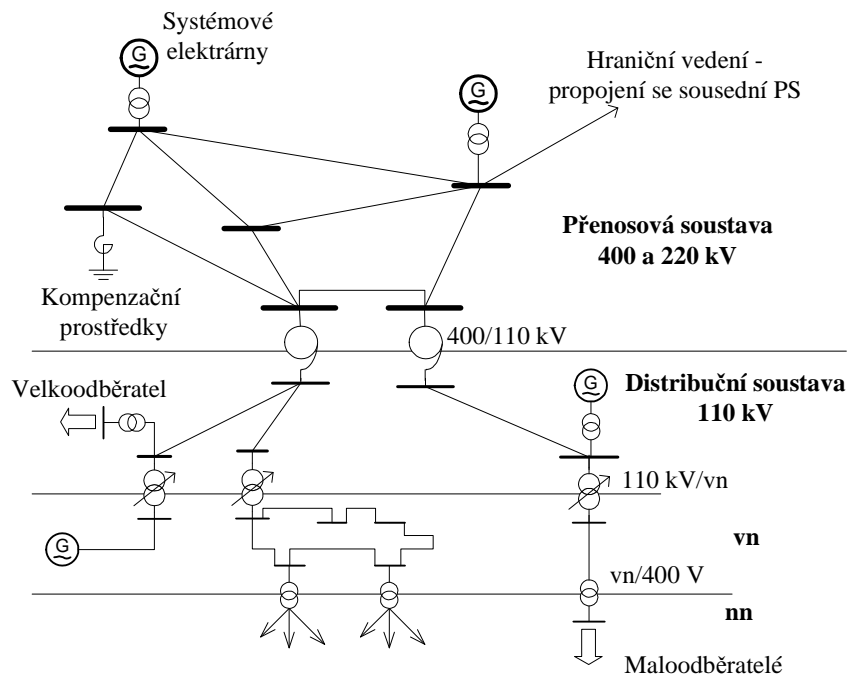
⁵ vzhledem ke složitosti vyřizování majetkových poměrů, ekologických požadavků a tlaku veřejného mínění

⁶ zatímco dříve byly výměny výkonů mezi regulačními oblastmi stále (založené na dlouhodobých smlouvách), dnes dochází v rámci denního Evropského trhu s elektřinou k velkým hodinovým změnám sald

⁷ komunikační a počítačová technika zdokonaluje řízení jednotlivých prvků i systému jako celku

⁸ jedná se o stálost napětí tj. hodnoty amplitudy a frekvence a obsah vyšších harmonických

Na Obr. 2.1-1 je zjednodušeně zobrazena struktura ES.



Obr. 2.1-1 Zjednodušené zobrazení elektrizační soustavy

Základ, jakousi páteř, elektrizační soustavy tvoří síť, rozdělená na jednotlivé napěťové hladiny. Síť se zjednodušeně skládá z rozveden, vedení (venkovní a kabelové), kompenzačních prostředků (tlumivky a kondenzátorové baterie) a transformátorů, oddělujících jednotlivé napěťové hladiny.

Nejvyšší úroveň 400 a 220 kV tvoří přenosová soustava, sloužící k vyvedení výkonu velkých tzv. systémových elektráren a k propojení se sousedními soustavami pomocí přeshraničních vedení. Přenosová soustava má smyčkový charakter, kdy počet vedení je větší než počet rozveden. Zatížení přenosové soustavy je určeno nasazením systémových elektráren, výměnou elektřiny (export/import) se sousedními soustavami a tranzitními toky. Tranzitní toky jsou jednak výsledkem fungování Evropského trhu s elektřinou a jednak je tvoří tzv. kruhové toky, způsobené odlišným umístěním zdrojů a zatížení v synchronně propojené soustavě a již zmíněnou smyčkovou konfigurací přenosové soustavy. Výkonové toky si tak najdou cestu nejmenšího odporu bez ohledu na hranice států.

Na přenosovou soustavu navazuje distribuční soustava, zajišťující rozvod elektřiny k jednotlivým odběratelům – průmyslovým i komunálním. Distribuční soustava má většinou okružní nebo paprskový charakter (kdy počet vedení je o jedno nižší než počet rozveden). Zatížení distribuční soustavy je určeno především odběry, i když v poslední době narůstá počet tzv. vnořených zdrojů, vyvedených do nižších napěťových hladin, které mohou toky výkonů výrazně ovlivňovat.

V dalším popisu se zaměříme na problematiku přenosové soustavy, přičemž podrobnější popis distribuční soustavy lze nalézt v [4].

2.1.1. Základní východiska popisu ES

Pro pochopení fyzikálních základů fungování ES nebudeme potřebovat složitý matematický aparát, nýbrž vystačíme s několika základními koncepty, které odvozují vztahy mezi základními fyzikálními veličinami, kterými jsou v ES napětí U , proud I , činný/jalový výkon P/Q a frekvence f .

2.1.1.1. Fázové časové průběhy versus fázory

Základní popis veličin v třífázové soustavě s harmonickými průběhy dává následující rovnice:

$$y(t) = \sqrt{2}Y\cos(\omega t + \alpha) \quad (2.1-1)$$

kde $y(t)$ je okamžitá hodnota harmonického průběhu (napětí nebo proudu v určité fázi), Y je efektivní hodnota harmonického průběhu, t je čas, $\omega=2\pi f$ je kruhová rychlost a α je fázový posun.

Pro tento harmonický průběh můžeme definovat fázor, což je komplexní číslo ve tvaru:

$$\underline{Y} = Y e^{j\alpha} \quad (2.1-2)$$

Zdánlivý výkon pak můžeme jednoduše vyjádřit v komplexním tvaru pomocí fázorů sdruženého napětí a fázového proudu (horní index * znamená komplexně sdruženou hodnotu):

$$\underline{S} = P + jQ = \sqrt{3} \underline{U} \underline{I}^* \quad (2.1-3)$$

2.1.1.2. Souměrné složky

Princip souměrných složek poprvé publikoval C. L. Fortescue v r. 1919 ([5]). Vztah mezi fázory fázovými a, b, c a složkovými $1, 2, 0$ (sousedná, zpětná a netočivá¹ složka) je dán transformační maticí: \underline{T} :

$$\begin{pmatrix} \underline{U}_a \\ \underline{U}_b \\ \underline{U}_c \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \underline{a}^2 & \underline{a} \\ 1 & \underline{a} & \underline{a}^2 \end{bmatrix} * \begin{pmatrix} \underline{U}_0 \\ \underline{U}_1 \\ \underline{U}_2 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} \underline{U}_0 \\ \underline{U}_1 \\ \underline{U}_2 \end{pmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \underline{a} & \underline{a}^2 \\ 1 & \underline{a}^2 & \underline{a} \end{bmatrix} * \begin{pmatrix} \underline{U}_a \\ \underline{U}_b \\ \underline{U}_c \end{pmatrix} \quad (2.1-4)$$

kde prvky matice \underline{T} jsou dány komplexním operátorem $\underline{a} = e^{j2\pi/3}$. Koncept fázorů může být použit nejen pro stacionární hodnoty, ale i pro časově proměnné velikosti amplitud a fází – tedy pro dynamické výpočty, jak je prokázáno např. v. [6]

2.1.1.3. Pojmenované versus poměrné veličiny

Poměrná hodnota určité veličiny se získá vydělením původní hodnoty Y vztažnou hodnotou Y_v :

$$y = Y/Y_v \quad (2.1-5)$$

Výhodou použití poměrných veličin se ukáže např. při zobrazování napětí různých hladin v jednom grafu, kde lze použít jedno měřítko. Poměrné hodnoty však mají i další výhody. Jmenovité převody transformátorů jsou v poměrných jednotkách rovné 1, což usnadňuje přepočty mezi napěťovými hladinami. Úbytek napětí na vedení o poměrné reaktanci 0.2 p.j. je roven při jmenovitém zatížení 20 % - čili výhodou je přehlednější orientace v hodnotách, toto se z fyzikálních jednotek nevyčte.

Jako vztažné hodnoty používáme obvykle jmenovité hodnoty generátorů, transformátorů apod.

Literatura ke kapitole 2.1

- [1] M. Kolcun a kol.: Riadenie prevádzky ES, Mercury-Smékal, Bratislava 2002 (ISBN 80-89061-57-5)
- [2] I. Chemišinec, M. Marvan, J. Nečesaný, T. Sýkora, J. Tůma : Obchod s elektřinou, CONTE spol. s r.o., Praha 2010 (ISBN 978-80-254-6695-7)
- [3] M. Kolcun, V. Griger, L. Bena, J. Rusnák: Prevádzka ES, TU Košice, 2007 (ISBN 978-80-8073-837-2)
- [4] Z. Hradílek: Elektroenergetika distribučních a průmyslových zařízení, VŠB –TU Ostrava, 2008 (ISBN 978-80-7225-291-6)
- [5] C. L. Fortescue: Method of Symmetrical Coordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks, Trans. AIEE 37, str. 1027-1140, 1918
- [6] G. C. Paap: Symmetrical Components in the Time Domain and Their Application to Power Network Calculations, IEEE Transaction on Power System, Vol. 15, NO. 2, May 2000

¹ Někdy se také používá termín nulová složka., ale v knize budeme v souladu s normami i českou odbornou literaturou používat pojem netočivá složka

2.2. Venkovní vedení, kabely a kompenzační prostředky

V této kapitole odvodíme základní parametry venkovních vedení a kabelů potřebné pro výpočty chodů sítí, zkratových proudů a dynamické stability. Použijeme pro to základní elektrotechnické zákony pro elektromagnetické pole ve formě Maxwellových rovnic. Výsledkem budou vztahy pro odpor, indukčnost a kapacitu a to nejen pro běžné výpočty, ale i pro netočivou složku proudu, která se vyskytuje při zemních zkratech.

2.2.1. Odvození fázových parametrů venkovního vedení

Obecně se parametry venkovních vedení pro účely výpočtových analýz elektrizační soustavy mohou uvažovat buď jako fázové nebo složkové a to soustředěné nebo rozložené. Uvážíme – li rychlost šíření elektromagnetických vln, lze při omezení délek vedení do 300 km uvažovat soustředěné parametry. V této kapitole odvodíme nejprve fázových parametrů venkovních vedení, zemnicích lan a země. Z nich lze pak spočítat souměrné složkové hodnoty, které se využívají v naprosté většině výpočetních prostředků pro analýzu elektrizační soustavy a také v sekundárních měřicích a ochranných zařízeních.

Důležitou roli při používání fázových nebo složkových parametrů hraje transpozice fázových vodičů. Nepříznivým jevem v poslední době, kdy dochází z ekonomických důvodů k tvorbě dlouhých úseků vedení bez jediné transpozice, je zvýšení nesymetrie vedení. To mimo jiné zmenšuje přesnost výpočtů pouze v sousledné složkové soustavě. Kromě toho je běžné v posledním období instalovat na vedení stále vodivější zemnicí lana, čímž se zvyšuje podíl zpětného zemního proudu zemnicím lanem a tím se zvyšuje také nesymetrie zkratových smyček fáze-země s nepříznivým dopadem na měření ochran a lokátorů poruch. Dopad nepříznivého vlivu neprovedení transpozice fázových vodičů venkovních vedení bude rozebrán v samostatné kapitole.

Vstupní data pro analytické výpočty tvoří čtyři základní parametry: odpor R (rezistance) a indukčnost L (tzv. podélné parametry), svod G (konduktance) a kapacita C (tzv. příčné parametry).

2.2.1.1. Rezistance kovového vodiče vedení

Při stejnosměrném proudu se rezistance kovového vodiče R_{SS} vypočítá podle vztahu:

$$R_{SS} = \rho \cdot \frac{l}{S} \quad (2.2-1)$$

kde ρ je měrná rezistance vodiče o průřezu 1 mm^2 a délce 1 km (17.9 pro Cu, 30 pro Al, 130 pro Fe a 200 pro ocel, vše při teplotě 20°C), l je délka vodiče v km a S je průřez vodiče v mm^2 .

Působením magnetického pole dochází k nerovnoměrnému rozložení proudové hustoty po průřezu vodiče. Tento jev se nazývá elektrický povrchový jev neboli skin efekt. Vliv skin efektu lze zahrnout činitelem α následovně:

$$R_{STR} = \alpha \cdot R_{SS} \quad (2.2-2)$$

velikost α je pro vodič kruhového průřezu jednotného materiálu přibližně daná vztahem:

$$\alpha = 1 + \frac{m^4}{12} - \frac{m^8}{180} + \frac{m^{16}}{2442} \quad m = \sqrt{\frac{\mu \cdot f \cdot S}{2 \cdot \rho}} \quad (2.2-3)$$

kde μ je permeabilita materiálu vodiče (pro měď a hliník jako neferomagnetické materiály rovna zhruba $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{\text{H}}{\text{m}}$), f je frekvence, S je průřez vodiče. Zvýšení rezistance skin efektem je pro hliníkové dráty a lana při kmitočtu 50 Hz zanedbatelné (nepřekračuje 1 %). Rovněž zvětšení odporu kroucením a průhybem nepřesahuje u vedení VVN několik procent. Podrobnější výpočty lze nalézt v [1].

Zvýšení teploty vodiče (např. průchodem zkratového proudu nebo vlivem ohřátí vodičů z atmosférických příčin) způsobuje již zanedbatelné zvýšení resistance až o desítky %). Vliv zvýšené teploty vodiče se uváží přepočtem měrná resistance ρ_ϑ dle vztahu:

$$\rho_\vartheta = \rho_{20} \cdot [1 + \alpha_{20}(\vartheta - 20)] \quad (2.2-4)$$

α_{20} je teplotní součinitel (pro měď $\alpha_{20} = 0,0041\text{K}^{-1}$, pro hliník $\alpha_{20} = 0,0038\text{K}^{-1}$).

2.2.1.2. Odpor vodiče země

Zemí teče proud hlavně při zemních nesymetrických zkratech, dále při různých podélných nesymetriích a v menší velikosti také za normálního provozu při trvalé nesymetrii silových prvků v elektrizační soustavě, nesymetrii zátěže apod. Při průtoku stejnosměrného proudu zemí teče proud tak obrovským průřezem, že lze rezistanci země zanedbat kromě bezprostředního okolí vstupu a výstupu proudu do země. Při průtoku střídavého proudu zemí rezistance zemní cesty nezávisí téměř na měrném odporu země, závisí však na frekvenci. Čím vyšší je frekvence, tím užší je průřez v zemi, do kterého se zemní proud zhustí vlivem indukčnosti smyčky vodič - zem. Pro rezistanci země platí pro frekvence menší než 5 kHz přibližný vztah (odvozený v [1]):

$$R_z = \pi^2 \cdot f \cdot 10^{-4} \left[\frac{\Omega}{\text{km}}, \text{Hz} \right] \quad (2.2-5)$$

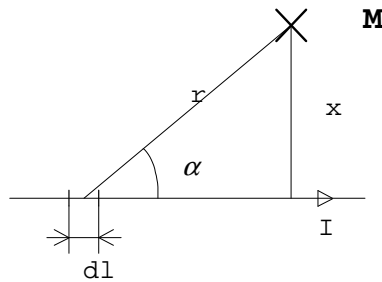
2.2.1.3. Indukčnost kovového vodiče

Indukčnost L je definována jako úměrnost mezi magnetickým tokem Φ a proudem I , který ho vyvolal, přičemž magnetický tok od vodiče jednotkové délky se získá integrací:

$$\Phi = L \cdot I = \int B \cdot dS = \int \mu \cdot \mu_0 H \cdot dS \quad (2.2-6)$$

kde R je blíže nespecifikovaná vzdálenost zpětného vodiče jednotkové délky, dostatečně velká, aby magnetický vliv od hlavního vodiče mohl být zanedbán (tzv. téměř osamělý vodič).

Nejprve odvodíme vztah pro intenzitu magnetického pole H pro přímý vodič protékaný proudem I podle Obr. 2.2-1.



Obr. 2.2-1 Výsledná intenzita magnetického pole od dlouhého vodiče

Intenzita magnetického pole H v bodě M vyvolaná proudovým elementem $I \cdot dl$, který se nachází v přímém vodiči délky l , tvořícím smyčku s vodičem nacházejícím se dosti daleko je podle Biot-Savartova zákona:

$$dH = \frac{I \cdot dl \cdot \sin \alpha}{4 \cdot \pi \cdot r^2} \quad (2.2-7)$$

kde r je vzdálenost proudového elementu $I \cdot dl$ od bodu M , α je úhel mezi vodičem dl a spojnici $dl - M$. Integrací elementů dl po vodiči nekonečné délky získáme výsledný vztah pro součtovou intenzitu magnetického pole H v bodě M od všech proudových elementů $I \cdot dl$ přímého vodiče:

$$H = \frac{I}{2 \cdot \pi \cdot x} \quad (2.2-8)$$

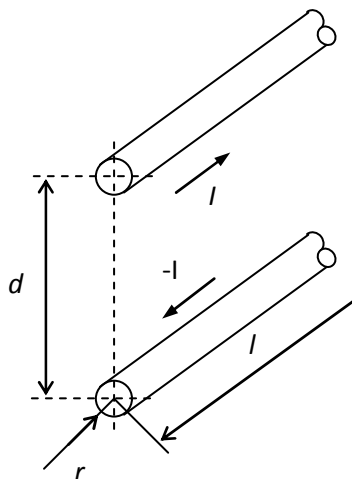
kde I - proud ve vodiči, x - kolmá vzdálenost bodu M od vodiče.

Magnetický tok vně vodiče jednotkové délky bude dán vztahem:

$$\Phi' = \int_{x=r}^R \mu \mu_0 H dx = \int_{x=r}^R \mu \mu_0 \cdot \frac{I}{2\pi x} \cdot dx = \frac{\mu \mu_0 I}{2\pi} \cdot \int_{x=r}^R \frac{dx}{x} = \frac{\mu \mu_0 I}{2\pi} [\ln R - \ln r] = \frac{\mu \mu_0}{2\pi} \cdot I \cdot \ln \frac{R}{r} \quad (2.2-9)$$

Indukčnost musíme vždy uvažovat jako smyčkovou, to znamená, pokud teče proud prvním vodičem v 1. směru, musí se někde vracet druhým vodičem ve vzdálenosti d , který tvoří s prvním vodičem smyčku podle Obr. 2.2-2. Abychom se nemuseli zabývat skutečnou délkou vodiče, bude další postup odvozování pracovat s vodiči jednotkové délky. Zpětný proud $-I$ ve druhém vodiči bude působit svým magnetickým polem na první vodič. Společný magnetický tok obou vodičů bude:

$$\Phi'' = - \int_{x=d}^R \frac{\mu\mu_0}{2\pi} \cdot I \cdot \frac{dx}{x} = - \frac{\mu\mu_0}{2\pi} \cdot I \cdot \ln \frac{R}{d} \quad (2.2-10)$$



Obr. 2.2-2 Dvou vodičové vedení

Celkový vnější magnetický tok bude dán součtem obou magnetických toků - magnetického toku téměř osamělého vodiče a magnetického toku od blízkého vodiče ve vzdálenosti d, viz Obr. 2.2-2. Ze statické definice indukčnosti (2.2-6) vyplývají hodnoty indukčnosti:

$$L' + M = \frac{\mu\mu_0}{2\pi} \cdot \ln \frac{R}{r} - \frac{\mu\mu_0}{2\pi} \cdot \ln \frac{R}{d} = \frac{\mu\mu_0}{2\pi} \cdot \ln \frac{d}{r} \quad (2.2-11)$$

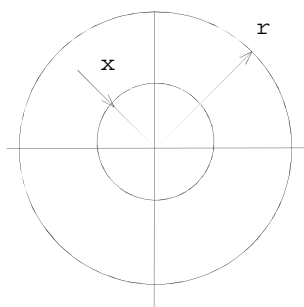
kde L' je indukčnost téměř osamělého vodiče a M je vzájemná indukčnost mezi vodiči dvou vodičového vedení.

Zbývá odvodit vliv magnetického pole uvnitř vodiče. Za předpokladu rovnoměrného rozdělení proudu I po průřezu vodiče s použitím Maxwellovy rovnice:

$$\int_0^{2\pi} H dl = I \quad (2.2-12)$$

kde r je poloměr vodiče, můžeme napsat následující vztah pro vodič na Obr. 2.2-3:

$$H_x = \frac{x}{2\pi \cdot r^2} \cdot I \quad (2.2-13)$$



Obr. 2.2-3 Rozměry vodiče pro odvození velikosti vnitřního magnetického pole

Pro energii magnetického pole platí vztahy:

$$W = \frac{1}{2} \cdot L \cdot I^2 \quad W = \frac{1}{2} \cdot \int B_x \cdot H_x \cdot dV \quad (2.2-14)$$

Pro energii uvnitř vodiče jednotkové délky pak platí vztah:

$$W = \frac{1}{2} \int \mu_v \mu_0 H_x^2 \cdot dV = \frac{\mu_v \mu_0}{2} \cdot \int_{x=0}^r \left(\frac{xI}{2\pi \cdot r^2} \right)^2 \cdot 2\pi \cdot x \cdot dx = \frac{\mu_v \mu_0}{16\pi} \cdot I^2 \quad (2.2-15)$$

Ze vztahu 2.2.-15 vyplývá nezávislost vnitřní energie magnetického pole na poloměru vodiče, ale pouze na kvadrátu celkového protékajícího proudu vodičem. Je to dáno tím, že energie magnetického pole je zde omezena poloměrem vodiče pouze na jeho vnitřek. Vnitřní indukčnost určíme ze vztahu:

$$L'' = \frac{\mu_v \mu_0}{8\pi} \quad (2.2-16)$$

Celkovou indukčnost L kovového vodiče ve dvou vodičové kovové smyčce tedy určíme součtem jednotlivých indukčností, kde jsme činitelem α uvážili i nerovnoměrné rozdělení proudu po průřezu vodiče vlivem skinefektu:

$$L = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \left(\ln \frac{d}{r} + \frac{\alpha \mu_v}{4} \right) \quad (2.2-17)$$

Dosazením hodnoty pro permeabilitu vakua $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{\text{H}}{\text{m}}$, relativní permeability vzduchu $\mu = 1$ a nahrazením přirozeného logaritmu dekadickým obdržíme vztah:

$$L = 0,46 \cdot \log \frac{d}{r} + 0,05 \alpha \mu_v \quad (2.2-18)$$

Pro zjednodušení se zavádí $0,05 \mu_v \alpha = 0,46 \cdot \log \frac{1}{\zeta}$, kde ζ se pohybuje v rozsahu 0,75 - 0,82.

Výsledný vztah pro celkovou indukčnost kovového vodiče jednotkové délky ve dvou vodičové kovové smyčce s uvážením skinefektu (projeví se jako fiktivní zmenšení poloměru vodiče) pak bude:

$$L = 0,46 \cdot \log \frac{d}{\zeta \cdot r} \left[\frac{\text{mH}}{\text{km}} \right] \quad (2.2-19)$$

Uvedený vztah platí i pro trojfázové vedení s vodiči umístěnými do rovnostranného trojúhelníku o straně d v případě symetrického zatížení. Toto uspořádání se však v praxi nevyskytuje, proto odvodíme vztahy pro obecné uspořádání třífázových vedení.

2.2.1.4. Indukčnost trojfázového vedení

Nejprve určíme dílčí indukčnosti jednoduché a dvojité smyčky vodič – země. K tomu použijeme metodu zrcadlení (popsanou Carsonem v [2]), vliv země je nahrazen fiktivním vodičem v zemi umístěným pod skutečným vodičem (viz Obr. 2.2-4).

Vzhledem k velmi zvláštním vlastnostem země jako vodiče střídavého proudu (obrovské rozměry s relativně nízkou vodivostí oproti vodivosti nadzemních vodičů) je odvození indukčnosti smyčky kovový vodič - země poměrně složitým problémem, pro jehož řešení se používají různé koncepce, které však mají jedno společné – střídavý proud v zemi sleduje trasu vodičů nad zemí s největší hustotou přímo pod vedením. Odvození podle Rüdbergovy koncepce založené na Maxwellových rovnicích najde čtenář v [1]. Zde uvedeme jen výsledky. Pro výsledný vztah pro indukčnost smyčky kovový vodič – země platí:

$$L_{1z} = 0,46 \cdot \log \frac{0,178 \cdot \sqrt{\rho \cdot 10^7}}{r \cdot \sqrt{f}} + 0,05 = 0,46 \cdot \log \frac{a_z}{\zeta \cdot r} \quad [\Omega/\text{km}] \quad (2.2-20)$$

ρ - měrná rezistance země v Ωm , r - poloměr vodiče, f - frekvence střídavého v Hz, ζ - činitel zahrnující skinefekt vodiče, a_z - vzdálenost fiktivního vodiče v zemi.

Zemní část indukčnosti smyčky vodič - země tedy můžeme nahradit fiktivním vodičem stejného poloměru r jako má reálný vodič, umístěným v zemi v hloubce a_z , pro kterou platí vztah:

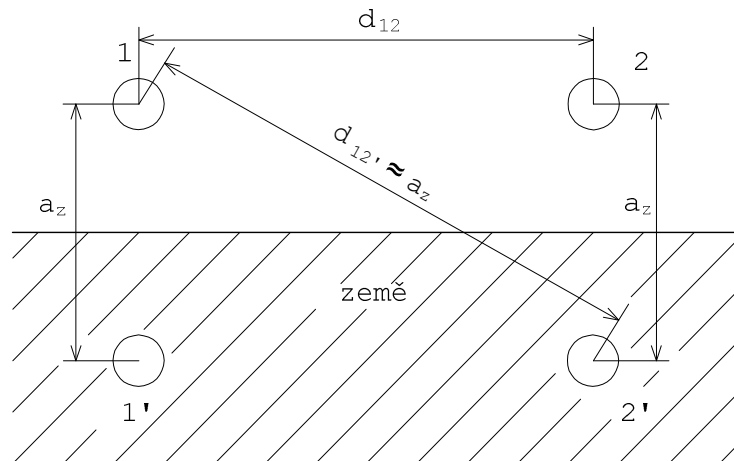
$$a_z = \frac{0,178 \cdot \sqrt{\rho \cdot 10^7}}{\sqrt{f}} \quad [\text{m}, \Omega\text{m}, \text{Hz}] \quad (2.2-21)$$

Pro různé složení země vychází a_z v rozmezí 500 – 5000 m.

Kromě analytických vztahů (2.2-20) a podobných existují jiné přesnější numerické metody pro výpočet impedance smyčky nadzemní vodič – země viz např. [3]. Pro zběžný výpočet v praxi mají však numerické metody nevýhodu v tom, že nelze výpočet provést podle určitého analytického vztahu, ale je nutné provést citlivostní analýzu výsledků na základě velkého počtu numerických výpočtů.

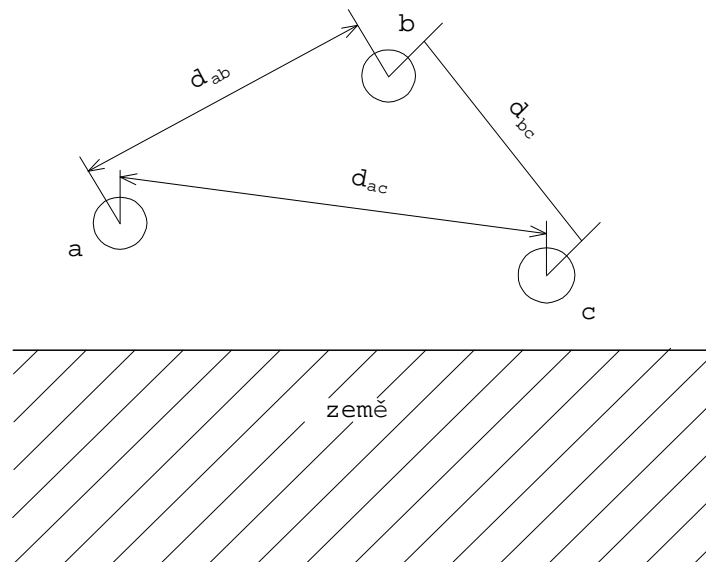
Pro vzájemná jednotkovou indukčnost dvou smyček kovový vodič – země v uspořádání dle Obr. 2.2-4 lze za předpokladu $a_z \gg d_{12}$ napsat vztah:

$$M = 0,46 \cdot \log \frac{a_z}{d_{12}} \quad (2.2-22)$$



Obr. 2.2-4 Vzájemný vliv dvou smyček vodič – země

Nyní můžeme odvodit indukčnost jedné fáze u jednoduchého třífázového vedení. Předpokládejme tři stejné vodiče, umístěné navzájem v obecné poloze, rovnoběžné mezi sebou a rovnoběžné se zemí dle následujícího obrázku:



Obr. 2.2-5 Jednoduché trojfázové vedení s vodiči v obecné poloze

Pro odvození použijeme fázorové vyjádření podle (2.1-2). Pak můžeme pro sloupcový vektor magnetických toků $\underline{\Phi}$ v jednotlivých fázích napsat v maticové formě:

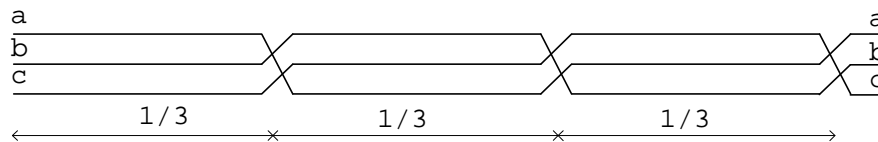
$$\underline{\Phi} = \begin{bmatrix} L_{1Z} & M_{ab} & M_{ac} \\ M_{ab} & L_{1Z} & M_{bc} \\ M_{ac} & M_{bc} & L_{1Z} \end{bmatrix} \cdot \underline{I} \quad (2.2-23)$$

kde L_{1Z} - vlastní indukčnost vodiče ve smyčce vodič - země dle vztahu (2.2-20) M - vzájemná indukčnost mezi příslušnými smyčkami vodič - země podle vztahu (2.2-22).

Po rozepsání platí pro celkovou indukčnost například fáze a vztah:

$$\underline{L}_a = \frac{L_{1Z} \cdot \underline{I}_a + M_{ab} \cdot \underline{I}_b + M_{ac} \cdot \underline{I}_c}{\underline{I}_a} = L_{1Z} + M_{ab} \cdot \frac{\underline{I}_b}{\underline{I}_a} + M_{ac} \cdot \frac{\underline{I}_c}{\underline{I}_a} \quad (2.2-24)$$

Ze vztahu vidíme, že obecně provozní indukčnost fáze a není konstantní -je závislá na rozdělení proudů v jednotlivých fázích. Má dokonce reálnou a imaginární část, která nevymizí ani v případě souměrného zatížení. To má za následek předávání činného výkonu mezi jednotlivými fázemi elektromagnetickou vazbou (aniž to ovšem ovlivní zdroje). Tento jev neodstraní ani fázorová souměrnost fázových proudů, kdy platí $\underline{I}_b = \underline{a}^2 \underline{I}_a$ a $\underline{I}_c = \underline{a} \underline{I}_a$.



Obr. 2.2-6 Transpozice vedení

Teprve transpozicí vodičů (změna polohy vodičů křížením jak je naznačeno na Obr. 2.2-6) se odstraní nesymetrie vedení a dosáhne se rovnosti vzájemných indukčností $M_{ab} = M_{ac} = M_{bc} = M$. Pak je možno napsat pro **provozní indukčnost** jedné fáze trojfázového transponovaného vedení

$$L = L_{1Z} + M \cdot \bar{a}^2 + M \cdot \bar{a} = L_{1Z} - M = 0.46 \cdot \log \frac{d_s}{\zeta \cdot r} \quad [\Omega/\text{km}] \quad (2.2-25)$$

$$d_s = \sqrt[3]{d_{ab} \cdot d_{ac} \cdot d_{bc}}$$

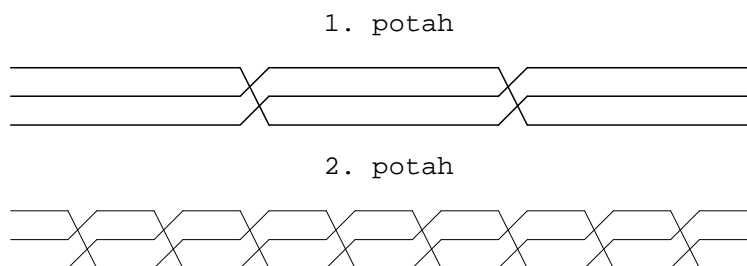
kde L_{1Z} - indukčnost vodiče smyčky fáze - země dle vztahu (2.2-20) a M - vzájemná indukčnost mezi vodiči transponovaného vedení dle vztahu (2.2-22), kde za d_{12} se dosadí střední geometrická vzdálenost d_s jednotlivých vodičů.

Protože skutečná třífázová energetická venkovní vedení jsou často vedena na společných stožárech nebo ve společných koridorech v počtu dvou i více vedení, má smysl se zajímat, především pro účely zkratových výpočtů, o vzájemné vazby dvou a více zkratových smyček tvořených přímými rovnoběžnými vodiči.

2.2.1.5. Indukčnost dvou paralelních vedení

Mezi dvěma paralelními vedeními mohou být provedeny transpozice dvěma způsoby.

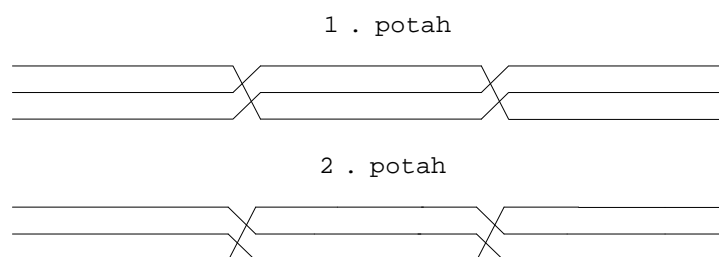
Prvním způsobem je úplná transpozice 1. potahu a trojnásobná úplná transpozice 2. potahu podle následujícího obrázku:



Obr. 2.2-7 Ideální transpozice dvou paralelních vedení

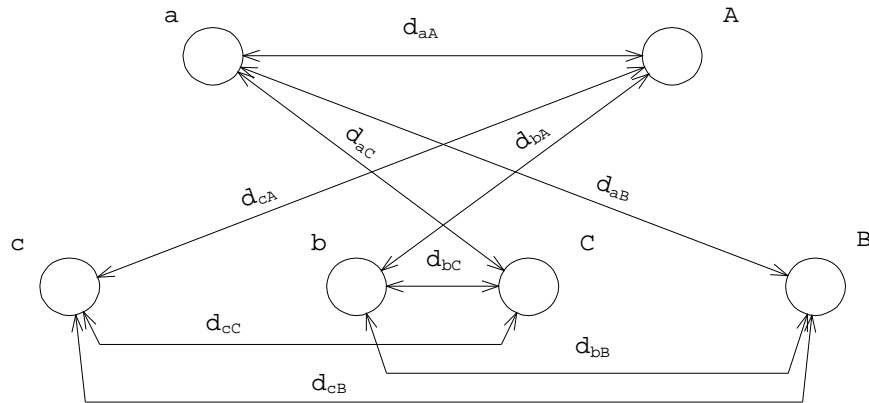
V tomto případě platí pro provozní indukčnost 1 fáze vztah (2.2-25). Tento způsob vystřídání poloh jednotlivých fázových vodičů zajišťuje symetrizaci jednotlivých fází navzájem uvnitř jednoho potahu na stožáru a jednotlivých fází jednoho potahu proti zemnímu vodiči. V žádném případě není však odstraněna vzájemná nulová vazba mezi potahy na společných stožárech, případně ve společných koridorech více vedení (podrobněji viz další kapitola). Nutno však připomenout, že tento ideální případ vystřídání poloh fázových vodičů je v současné době spíše teoretický. V praktickém provozu vedení ZVN a VVN vlivem postupných zasmyčkování rozveden do původně dlouhých vedení, nejsou již pravidla správné transpozice z ekonomických důvodů dodržována, a tím vznikají nesymetrie parametrů vedení. Symetrické parametry používané při analytických výpočtech pak způsobují mírné chyby (skutečné poměry při zkratech jsou potom mírně odlišné a také nejsou stejné v jednotlivých fázích). Podrobněji se k této problematice vrátíme později.

Druhým způsobem je úplná transpozice 1. potahu a jedna úplná transpozice 2. potahu. Tento případ je na Obr. 2.2-8.



Obr. 2.2-8 Úplné transpozice na jednotlivých paralelních vedeních

Předpokládejme geometrické uspořádání paralelních vedení podle Obr. 2.2-9.



Obr. 2.2-9 Geometrické uspořádání dvojitého vedení

Pro provozní indukčnost jedné fáze v jednom potahu v útvaru paralelních vedení pak platí vztah:

$$L = 0.46 \cdot \log \frac{d_s \cdot a'}{\zeta \cdot r \cdot a} \quad a = \sqrt[3]{d_{aA} \cdot d_{bB} \cdot d_{cC}} \quad a' = \sqrt[6]{d_{aB} \cdot d_{aC} \cdot d_{bA} \cdot d_{bC} \cdot d_{cA} \cdot d_{cB}} \quad (2.2-26)$$

kde d_s , a a a' jsou střední geometrická vzdálenosti vodičů fází vlastního vedení, mezi vodiči paralelních vedení stejných fází a mezi vodiči paralelních vedení různých fází.

2.2.1.6. Kapacita kovového vodiče venkovního vedení

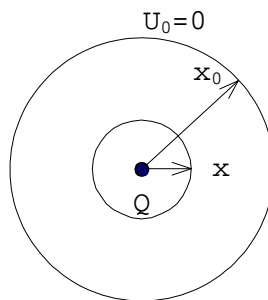
Kapacita C je definována jako úměrnost mezi elektrickým nábojem Q a napětím U :

$$Q = C \cdot U \quad (2.2-27)$$

Elementární vztah mezi nábojem přímého vodiče a napětím respektive potenciálem, který náboj Q na jednotku délky vodiče způsobuje, odvodíme z 3. Maxwellovy rovnice. Vztah mezi intenzitou elektrického pole E ve vzdálenosti x od středu vodiče vyvolený nábojem Q se rovná:

$$E = \frac{Q}{\epsilon S} = \frac{Q}{2\pi\epsilon x} \quad (2.2-28)$$

kde S je plocha válce o poloměru x (viz Obr. 2.2-10) a jednotkové délce, $\epsilon = \epsilon_0 \cdot \epsilon_r$ a kde $\epsilon_0 = 8.859 \cdot 10^{-12}$ F/m je permitivita vakua, $\epsilon_r = 1$ je relativní permitivita vzduchu.



Obr. 2.2-10 Ekvipotenciální kružnice kolem přímého vodiče s nábojem Q

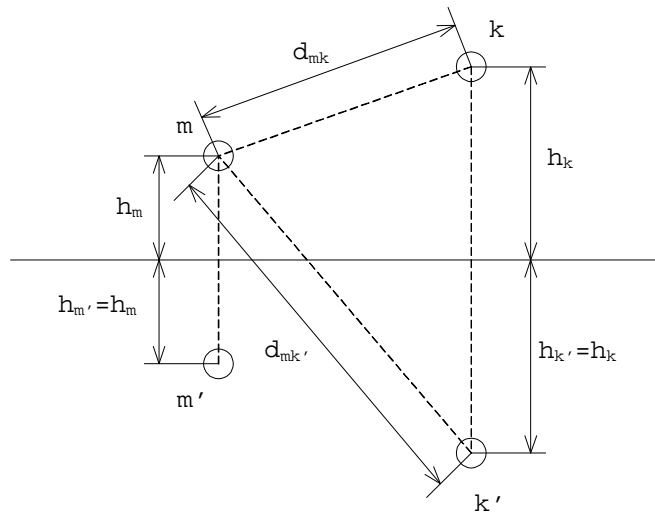
Napětí v místě x určíme jako rozdíl potenciálů integrací E mezi body x_0 a x , přičemž předpokládáme, že bod x_0 je dostatečně vzdálený od vodiče a jeho potenciál je nulový:

$$U = -\int_{x_0}^x \frac{1}{2\pi\epsilon} \cdot Q \cdot \frac{dx}{x} = \frac{1}{2\pi\epsilon} \cdot Q \cdot \ln \frac{x_0}{x} \quad (2.2-29)$$

Obecně lze psát pro soustavu n souběžných vodičů, z nichž každý má svůj zrcadlový obraz v zemi (viz Obr. 2.2-11, kde je značen čárkovaně) rovnici pro napětí m -tého vodiče od nábojů v jednotlivých vodičích:

$$U_m = \sum_{k,k'=1}^n \frac{Q_k}{2\pi\epsilon} \cdot \ln \frac{d_{mk'}}{d_{mk}} = \sum_{k=1}^n \delta_{mk} \cdot Q_k \quad \delta_{mk} = \frac{\ln \frac{d_{mk'}}{d_{mk}}}{2\pi\epsilon} \quad \delta_{mm} = \frac{\ln \frac{2h_m}{r_m}}{2\pi\epsilon} \quad (2.2-30)$$

kde n je počet dvojic vodičů, d_{mk} , $d_{mk'}$ jsou vzdálenosti os vodičů m a k , resp. m' a k' . δ značí tzv. potenciálové koeficienty.



Obr. 2.2-11 K odvození kapacity více vodičů

Pro praktické výpočty se vhodněji používají dekadické logaritmy a dílčí koeficienty v rozměrech $\mu\text{F}/\text{km}$ přejdou vztahy pro vlastní a vzájemný potenciálové koeficienty do tvaru:

$$\delta = \frac{\log \frac{2h}{r}}{0.0242} \quad \delta_{mk} = \frac{\log \frac{\sqrt{4h_m h_k + d_{mk}^2}}{d_{mk}}}{0.0242} \quad [\text{km}/\mu\text{F}] \quad (2.2-31)$$

Soustavu rovnic (2.2-30) můžeme využít pro výpočet kapacit různého uspořádání vodičů. Proto ji přepíšeme do maticového tvaru:

$$\mathbf{U} = \boldsymbol{\delta} \cdot \mathbf{Q} \quad \mathbf{Q} = \boldsymbol{\delta}^{-1} \cdot \mathbf{U} \quad (2.2-32)$$

Na ukázkou provedeme výpočet pro třífázové vedení. Podobně jako u indukčností (viz kap. 2.2.1.4) obdržíme pro obecné uspořádání 3 různé hodnoty pro vlastní kapacitu vodiče proti zemi a 3 vzájemné kapacity mezi vodiči. Pro zjednodušení odvození budeme uvažovat vedení již transponované. Potenciálové koeficienty ze vztahů (2.2-31) mohou být zprůměrovány a nahrazeny vlastními a vzájemnými potenciálovými koeficienty δ a δ' následovně

$$\delta = \frac{\log \frac{2h}{r}}{0.0242} \quad \delta' = \frac{\log \frac{\sqrt{4h^2 + d_s^2}}{d_s}}{0.0242} \quad (2.2-33)$$

kde h a d_s jsou geometrické průměry výšek a vzdáleností fázových vodičů a r je jednotný poloměr fázového vodiče (stejný ve všech třech fázích).

Mezi kapacitami proti zemi C_0 a vzájemnými kapacitami mezi fázemi C_V platí např. pro fázi a:

$$Q_a = C_0 U_a + C_V (U_a - U_b) + C_V (U_a - U_c) = (C_0 + C_V) U_a - C_V U_b - C_V U_c \quad (2.2-34)$$

Porovnáním kapacit u jednotlivých napětí s prvky invertované matice (2.2-33) obdržíme vztahy:

$$C_0 = \frac{1}{\delta + 2\delta'} \quad C_V = \frac{\delta'}{(\delta - \delta')(\delta + 2\delta')} \quad (2.2-35)$$

Za předpokladu souměrných napájecích napětí pak platí pro tzv. provozní kapacitu vztah:

$$C = C_0 + 3C_V = \frac{1}{(\delta - \delta')} = \frac{0.0242}{\log \frac{2hd_s}{r\sqrt{4h^2 + d_s^2}}} \approx \frac{0.0242}{\log \frac{d_s}{r}} \quad (2.2-36)$$

V případě dvojitých vedení je potřeba spočítat opravné potenciálové koeficienty vzájemného působení paralelních vedení mezi vodiči stejné fáze δ_N a mezi vodiči různých fází δ_N' :

$$\delta_N = \frac{\log \frac{\sqrt{4h^2 + a^2}}{a}}{0.0242} \quad \delta_N' = \frac{\log \frac{\sqrt{4h^2 + a'^2}}{a'}}{0.0242} \quad \text{F/km]} \quad (2.2-37)$$

kde a , a' jsou střední hodnoty vzdáleností vodičů paralelních vedení pro stejnohlé a nestejnohlé fáze.

V případě zemních lan je potřeba spočítat opravný potenciálové koeficienty zemního lana δ_s :

$$\delta_s = \frac{n\delta_{zV}^2}{\delta_{z0} + (n-1)\delta_{zz}} \quad \delta_{z0} = \frac{\log \frac{2h_z}{r_z}}{0.0242} \quad \delta_{zV} = \frac{\log \frac{\sqrt{4h_{zS}^2 + a_{zV}^2}}{a_{zV}}}{0.0242} \quad \delta_{zz} = \frac{\log \frac{\sqrt{4h_z^2 + a_{zz}^2}}{a_{zz}}}{0.0242} \quad (2.2-38)$$

n je počet zemních lan, h_z je výška zemního lana, h_{zS} je střední výška (geometrické průměr) soustavy fázových vodičů a zemních lan, a_{zV} je střední vzdálenost uzemňovacích lan od fázových vodičů, a_{zz} je vzdálenost zemních lan.

Vztahy (2.2-37) (2.2-38) zobecňují výpočet kapacit pro různé uspořádání vedení, jsou odvozeny v [4] a přehled výpočtu zobecněných koeficientů ukazuje Tab. 2.2-1.

$$C = \frac{1}{(N - N')} \quad C_0 = \frac{1}{(N + 2N')} \quad C_V = \frac{N'}{(N - N')(N + 2N')} \quad [\mu\text{F/km}] \quad (2.2-39)$$

Tab. 2.2-1 Výpočet zobecněných potenciálových koeficientů pro různé typy vedení (podle 4)

Vedení	Bez zemního lana	Se zemním lanem
Jednoduché	$N = \delta$ $N' = \delta'$	$N = \delta - \delta_s$ $N' = \delta' - \delta_s$
Dvojité	$N = \delta + \delta_N$ $N' = \delta' + \delta_N'$	$N = \delta + \delta_N - 2\delta_s$ $N' = \delta' + \delta_N' - 2\delta_s$

Na závěr kapitoly shrňme analogii odvození indukčností a kapacity:

Tab. 2.2-2 Analogie výpočtu indukčností a kapacit

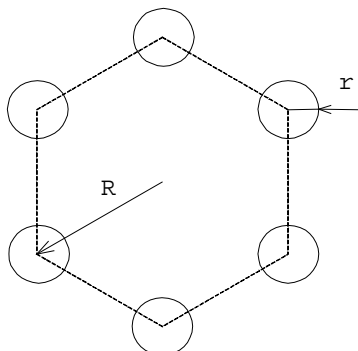
Vedení	L	C
Definiční vztah	$\Phi = L \cdot I$	$Q = C \cdot U$
Intenzita pole ve vzdálenosti x od vodiče	$H = \frac{I}{2 \cdot \pi \cdot x}$	$E = \frac{Q}{2\pi\epsilon x}$
Provozní hodnota jednoduchého vedení	$0.46 \cdot \log \frac{d_s}{\zeta \cdot r} [\text{mH/km}]$	$\frac{0.0242}{\log \frac{d_s}{r}} [\mu\text{F/km}]$

2.2.1.7. Vliv svazkových vodičů

U vedení, jehož fáze jsou tvořeny svazkovými vodiči (používají se u vedení o napětí 220 kV a vyšším), je potřebné zahrnout do vztahů pro výpočet indukčnosti a kapacity upravený poloměr náhradního ekvivalentního vodiče r_{sv} tak, aby nahrazoval původní čistý poloměr vodiče r podle vztahu:

$$r_{sv} = R \cdot \sqrt{\frac{n}{R} \cdot r} \quad (2.2-40)$$

kde R - vzdálenost středů jednotlivých vodičů ve svazku od středu svazku (středu kružnici procházející středy jednotlivých vodičů – viz Obr. 2.2-12) a n je počet vodičů ve svazku.



Obr. 2.2-12 Schéma svazkových vodičů jedné fáze

2.2.1.8. Konduktance venkovních vedení

Konduktance vedení souvisí s tzv. příčnými ztrátami vedení, které můžeme rozdělit na ztráty svodem přes izolátory a ztráty korunou. Obojí silně závisí na napětí a počasí a nelze je vyjádřit přesně analyticky. Podle [1] je hodnota konduktance způsobená korunou do 3600 a 2000 $\mu\text{S}/\text{km}$: pro vedení 220 a 400 kV. Tomu odpovídá za přenosovou soustavu ČR hodnota ztrát korunou kolem 13 MW. Proto se obvykle konduktance v analytických výpočtech zanedbává.

2.2.2. Odvození složkových parametrů venkovního vedení

V předchozí části byly odvozeny vlastní fázové rezistance, indukčnosti a kapacity vodičů. Při odvozování indukčností fázových vodičů pro vedení napájené 3 fázovými střídavými proudy bylo nutné již uvažovat plně transponované vedení, tj. vedení, kde všechny 3 fázové vodiče mají stejné hodnoty vlastních indukčností. Pokud by vedení nebylo transponováno, muselo by se počítat maticovým způsobem, tj. zahrnovat magnetické vlivy od všech vodičů vlastního vedení a všech souběžných paralelních vedení. U netransponovaných vedení nelze jejich indukčnosti vyjádřit pouze z rozměrových dimenzí jako pasivní parametry, ale jsou závislé na velikostech proudů ve fázích, které jsou magneticky svázané.

Přesný výpočet zkratových poměrů na netransponovaných vedeních by se musel vykonávat řešením velkého množství lineárních rovnic pomocí matic popisujících všechny kombinace vzájemných vazeb mezi jednotlivými vodiči. Takový výpočet by bylo teoreticky možné uskutečnit, ovšem za cenu enormního nárůstu vstupních dat a samozřejmě pouze vhodným výpočetním program zpracovávající úplné matice impedancí. I když víme, že vedení jsou někde transponována jen částečně nebo vůbec ne, používáme pro praktické výpočty řešení sítí v symetrických složkách. Chyby, které takto vzniknou, budou později podrobněji rozebrány.

2.2.2.1. Sousedná a zpětná impedance třífázového venkovního vedení

Sousedné i zpětné hodnoty impedancí se rovnají součtu rezistance kovového vodiče R_{STR} dle vztahu (2.2-2) a reaktance spočtené z provozní indukčnosti L podle vztahů (2.2-24) (2.2-25).

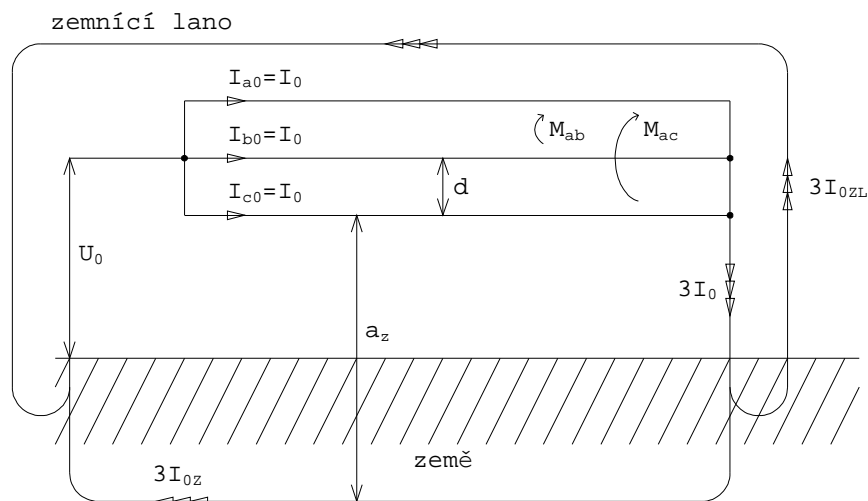
$$\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2 = R_{STR} + j\omega L \quad (2.2-41)$$

2.2.2.2. Netočivá impedance třífázového venkovního vedení

Při zjišťování netočivé impedance měřením se napájí vedení třífázově spojené na začátku a třífázově kovově zkratované na konci a spojené se zemí společným jednofázovým napětím U_0 , které bude protlačovat součtový proud netočivé složky podle Obr. 2.2-13. V každé fázi bude protékat zhruba stejný proud I_0 , který se bude vracet k napájecímu zdroji zemní cestou jako proud $3I_{0Z}$ a paralelně cestou zemnicím lanem $3I_{0ZL}$. Netočivou impedanci vedení zjistíme ze vztahu:

$$\underline{Z}_0 = R_0 + j\omega L_0 = \frac{U_0}{I_0} \quad (2.2-42)$$

Netočivá impedance vedení se velikostí výrazně liší od sousledné a zpětné impedance. Důvodem této odlišnosti je značně odlišná cesta průtoku netočivých složek proudu oproti složkám sousledným a zpětným. Netočivé proudy se u vedení vždy musí uzavírat přes zem a zemnicí lana. Nemohou se nikdy uzavírat mezi 3 fázemi navzájem. Netočivá impedance vedení je také zpravidla větší než sousledná a zpětná impedance a to u venkovního vedení v rozmezí cca 2-5 krát.



Obr. 2.2-13 Schéma měření netočivé impedance

Pro odvození analytických vztahů pro netočivou impedanci budeme nejprve uvažovat třífázového venkovní vedení bez zemnicího lana. Jestliže si odmyslíme na Obr. 2.2-13 zemnicí lano, pak součtový netočivý proud $3I_0$ bude roven součtovému netočivému zemnímu proudu $3I_{0Z}$. Vzhledem k tomu, že platí $a_z \gg d$, téměř nezáleží pro zjištění impedance smyčky na tom, zda je vedení transponováno nebo nikoliv. Netočivou impedanci vedení soustavy vodičů jednotkové délky lze pak odvodit ze vztahu:

$$\frac{Z_0}{3} = \frac{U_0}{3I_0} = \frac{Z_1}{3} + Z_Z \Rightarrow Z_0 = Z_1 + 3Z_Z \quad (2.2-43)$$

kde Z_1 je sousledná impedance vedení, (2.2-41) a Z_Z je impedance země. Vztah (2.2-43) sice vysvětluje proč je netočivá impedance větší než sousledná, avšak není vhodný pro vyčíslení netočivé impedance, protože impedance země není snadno zjistitelná.

Vhodnější pro vyčíslení netočivé impedance je použit již odvozené vztahy (2.2-20) pro indukčnost smyčky vodič-země a (2.2-22) pro vzájemnou indukčnost dvou smyček vodič-země. Netočivou impedanci lze potom zjistit z úvahy o součtové velikosti úbytku efektivní hodnoty napětí v jedné fázi obvodu na Obr. 2.2-13 bez zemnicího lana. Ten se skládá z úbytku napětí na impedanci smyčky vodič-země $Z_{1z} \cdot I_0 = (R_{STR} + R_Z + j\omega L_{1z}) \cdot I_0$ a z úbytků napětí indukovaných od dalších dvou fázových vodičů ve velikosti $Z_{Mab} \cdot I_0$ a $Z_{Mac} \cdot I_0$, kde $Z_{Mab} = R_Z + j\omega M_{ab}$ a $Z_{Mac} = R_Z + j\omega M_{ac}$. Netočivou impedanci pak můžeme vyjádřit vztahem:

$$Z_0 = Z_{1z} + Z_{Mab} + Z_{Mac} \quad (2.2-44)$$

Z_{Mab} a Z_{Mac} jsou vzájemné impedance mezi fázovými vodiči $a-b$, $a-c$.

Po dosazení a úpravách obdržíme výsledný vztah pro netočivou impedanci netransponovaného vedení:

$$Z_0 = R_{STR} + 3R_Z + j0,433 \cdot \log \frac{a_z}{\sqrt[3]{r_e \cdot d_{ab} \cdot d_{ac}}} \quad r_e = r \cdot \zeta \quad (2.2-45)$$

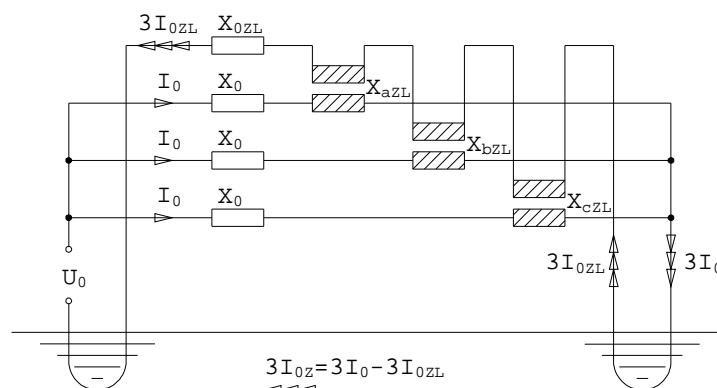
kde byl zaveden ekvivalentní poloměr vodiče r_e zahrnující vliv skin efektu kovového vodiče.

U plně transponovaného vedení nahradíme vzdálenosti d_{ab} , d_{ac} společnou střední geometrickou vzdáleností $d_{stř}$ a výsledný vztah pro netočivou impedanci transponovaného vedení je :

$$Z_0 = R_{STR} + 3R_Z + jX_0 = R_{STR} + 3R_Z + j0,435 \cdot \log \frac{a_z}{r_{stř}} \quad [\Omega/\text{km}] \quad d_{stř} = \sqrt[3]{d_{ab} \cdot d_{ac} \cdot d_{bc}} \quad (2.2-46)$$

kde $r_{stř} = \sqrt[3]{r_e \cdot d_{stř}^2}$ je fiktivní střední poloměr za 3 fáze vedení.

Nyní můžeme přikročit k odvození netočivé impedance třífázového venkovního vedení se zemnicím lanem. Za tímto účelem upravíme Obr. 2.2-13 tak, aby zahrnoval již známé netočivé reaktance. Pro přehlednost a zjednodušení nebudeme zatím uvažovat rezistance.



Obr. 2.2-14 Odvození netočivé reaktance u vedení se zemnicím lanem

Na obrázku jsou znázorněné netočivé reaktance X_0 a X_{0ZL} fiktivně v jednotlivých fázích i zemním lanu, které v sobě již obsahují reaktanci zemní cesty dle vztahu (2.2-46).

$$X_{0ZL} = 0,433 \cdot \log \frac{a_Z}{r_{eZL}} \quad [\Omega/\text{km}] \quad (2.2-47)$$

kde r_{eZL} je ekvivalentní poloměr vodiče zemního lana zahrnující vliv skin efektu X_{aZL} X_{bZL} X_{cZL} jsou jednotlivé vzájemné reaktance mezi fázovými vodiči a zemním lanem vyčíslitelné dle vztahu (2.2-22).

Z jednotlivých obvodů na Obr. 2.2-14 lze psát pro úbytky napětí v absolutních hodnotách např. pro fázi a:

$$U_0 = I_0 \cdot X_0 - 3I_{0ZL} \cdot X_{aZL} \quad (2.2-48)$$

$$0 = 3I_{0ZL} \cdot X_{0ZL} - I_0 \cdot (X_{aZL} + X_{bZL} + X_{cZL})$$

U transponovaného vedení budou všechny vzájemné reaktance mezi jednotlivými fázovými vodiči a zemním lanem stejné o velikosti:

$$X_{0FZL} = 0,433 \cdot \log \frac{a_Z}{d_{FZL}} \quad [\Omega/\text{km}] \quad d_{FZL} = \sqrt[3]{d_{aZL} \cdot d_{bZL} \cdot d_{cZL}} \quad (2.2-49)$$

kde d_{FZL} je střední geometrická vzdálenost vodičů fází od zemního lana. Pro případ dvou zemních lan spočteme d_{FZL} opět jako geometrický průměr všech šesti vzdáleností a hodnotu r_{eZL} v rovnici (2.2-47) nahradíme ekvivalentem poloměrem $r_{eZLs} = \sqrt[2]{r_{eZL} \cdot d_{ZL}}$, kde d_{ZL} je vzdálenost zemních lan.

Po úpravách rovnic obdržíme netočivou reaktanci transponovaného vedení s jedním nebo dvěma zemními lany:

$$X_{0ZL\Sigma} = X_0 - 3 \frac{X_{0FZLSTR}^2}{X_{0ZL}} \quad (2.2-50)$$

Pro získání netočivé impedanci pak do vztahu (2.2-50) zjednodušeně uvážíme paralelní kombinaci rezistance země R_Z a rezistance jednoho nebo více zemních lan R_{ZL} .

Výsledný vztah pro netočivou impedanci vedení s jedním nebo více zemními lany pak bude:

$$Z_0 = R_{STR} + 3 \frac{R_Z \cdot R_{ZL}}{R_Z + R_{ZL}} + jX_{0ZL\Sigma} \quad (2.2-51)$$

Podrobnější výpočet složkových impedancí lze nalézt také v [5].

2.2.2.3. Sousedná, zpětná a netočivá kapacita venkovního vedení

Sousedné a zpětné kapacitě je rovná celkové provozní kapacitě C a netočivá kapacita je rovna kapacitě proti zemi C_0 . Obě hodnoty se spočtou podle (2.2-39).

2.2.3. Nepříznivé vlivy netranspozice fázových vodičů venkovních vedení

Od počátků budování třífázových přenosových a distribučních sítí v elektroenergetice bylo z teoretických a praktických důvodů stanoveno, že je nezbytné provádět na každém vedení mezi dvěma rozvodnami úplné vykřížení (transpozici) vodičů. Znamenalo to vést vodiče v každé 1/3 délky úseku mezi rozvodnami v jiné pozici, aby se minimalizoval vliv elektromagnetického pole vně 3 fázové soustavy vodičů. Počáteční přenosová vedení byla pojata jako skutečně dálková (první vedení 220 kV Výškov – Opočinek – cca 200 km, první vedení 400 kV Hradec – Prosenice – cca 350 km) a transpozice vodičů byla na nich provedena úplná. Později s další výstavbou sítí 220 kV a 400 kV se nejen stavěly další rozvodny, ale dlouhá vedení se zkracovala a zasmyčkovávala do nových rozvodn. Protože náklady na instalaci transpozičních stožárů jsou výrazně vyšší a než u normálních stožárů výstužných a nosných byla snaha z ekonomických důvodů co nejvíce transpozice vodičů omezit. Tato snaha vyústila mimo jiné do ustanovení normy ČSN o povinnosti provádět úplné vykřížení vodičů na vedeních VVN na 100 km délky. Vlivem zasmyčkování nových rozvodn se vzrůstem jejich množství tak vznikly úseky vedení mezi rozvodnami výrazně kratší až do dnešního stavu, kde nejkratší vedení mezi rozvodnami přenosové soustavy jsou dlouhá cca 20 km. V dnešním stavu je běžné, že až do délek vedení cca 70 km není provedena jediná transpozice vodičů.

Kromě netranspozice fázových vodičů, která ovlivňuje hlavně parametry mezifázových smyček, se v posledním období instalují výrazně vodivější zemnicí lana, což ovlivňuje hlavně parametry zkratových smyček fáze – země. Zemnicí lana tvoří běžně část tzv. zpětné zemní cesty při průtoku zkratového proudu při zemních zkratech. Dříve, vzhledem k málo vodivým ocelovým zemním lanům se automaticky předpokládalo, že naprostá většina proudu tekoucí zpětnou zemní cestou při zemních poruchách protéká zemí, která vykazovala mnohem větší vodivost než zemnicí lano. Dřívější odhady plynoucí i z některých výpočtů hovořila o max. podílu cca 15% proudu zemnicím lanem z celkového proudu zpětnou zemní cestou. S instalací vodivějších zemnicích lan AlFe, nastala podstatná změna v rozdělení proudů ve zpětné zemní cestě. Současné odhady hovoří až o 50 % podílu zpětného zemního proudu tekoucího vodivějším zemnicím lanem.

Neprovádění transpozice vodičů má dopad na tyto skutečnosti:

1. přesnost výpočtu parametrů vedení,
2. přesnost výpočtu mezifázových impedancí smyček distančními ochranami a lokátory poruch,
3. oteplování zemnicích lan vlivem trvalého průtoku nulového proudu za bezporuchového provozu,
4. zvýšení ovlivnění sdělovacích a jiných sítí v zemi.

2.2.3.1. Přesnost výpočtu parametrů vedení

V předchozích kapitolách byly odvozeny vztahy pro provozní a složkové indukčnosti a kapacity za předpokladu souměrnosti. Běžné programy pro síťové výpočty používají jako vstupní data tyto složkové parametry. Rovněž veškeré výpočetní postupy pro výpočet nastavení ochran všech známých výrobců ochran používají jako vstupní data složkové parametry vedení. Přesnost určení složkových podélných parametrů vedení však předpokládá provedení plných transpozic fázových vodičů na vedení a kromě toho trojnásobný počet transpozic mezi paralelními vedeními v souladu s teorií transponovaného vedení. Použití složkových parametrů vedení pro modelování sítí s netransponovanými vedeními vyvolá tedy určité chyby, které se mohou projevit například ve výsledcích měřených impedancí pro účely ochran, kde výsledky pro všechny 3 fáze jsou shodné, přestože to neodpovídá skutečnosti. Výpočet parametrů netransponovaného vedení složkovou metodou (jako kdyby vedení bylo plně transponováno) vykáže tedy chyby oproti skutečnosti asi ve výši do 7 až 9 %.

2.2.3.2. Mezifázové impedance smyček měřené distančními ochranami a lokátory poruch

Distanční ochrany vedení nepřetržitě hlídají hladiny impedancí všech kombinací proudových smyček fáze – fáze a fáze – země a při vzniku poruchy a tím výraznému poklesu impedance v některé ze smyček okamžitě provedou vyhodnocení tohoto stavu a vydají případný vypínací povel. Většina moderních ochran disponuje současně s měřením impedance pro účely vydání vypínacího povelu též funkcí lokátoru poruch s výsledným výpočtem vzdálenosti poruchy v km. Rovněž algoritmy lokátorů poruch provádí výpočet vzdálenost pomocí měření impedancí poruchových proudových smyček. U netransponovaných vedení se však velikosti impedancí poruchových smyček fáze – fáze mohou významně lišit. Tato různá vzdálenost se projeví v odlišnosti parametru reaktance smyčky ve velikost cca 7% - 9%. Pro účely výpočtu měření impedance smyčky pro vydání vypínacího povelu není tato chyba významná, protože se běžně počítá až s

20% rezervou v nastavování dosahů impedančních stupňů ochran. Tato chyba však bude nepříznivě ovlivňovat přesnost výsledků výpočtů vzdálenosti u lokátorů poruch, jejichž algoritmus výpočtu má být mnohem přesnější s maximální chybou cca 3% danou typem algoritmu.

2.2.3.3. Oteplování zemnicích lan vlivem trvalého průtoku proudu netočivé složky

Za normálního provozu energetické sítě VVN s plně transponovanými vedeními by nesymetrie proudových hodnot ve fázových vodičích měla být velmi malá cca do 5%. Tomu by odpovídaly zanedbatelné trvalé hodnoty nulových proudů tekoucí zemí a zemními lany za normálního provozu. Vlivem neprovedení transpozice vedení (a tedy nesymetrickými indukčnostmi jednotlivých fází) a dalšími nesymetrickými vlivy byly však zjištěny podstatně vyšší proudy protékající zemním lanem trvale při normálním provozu. Tyto proudy způsobují oteplení lana a tím i zvýšení ztrát v sítích. Například na paralelních vedeních 220 kV V225, V226 Hradec – Výškov, na kterých jsou fázové vodiče umístěny velmi nesymetricky (obě paralelní vedení mají konfiguraci vodičů ve vodorovné přímce bez jediné transpozice na cca 30km délky) byly zjištěny trvalé nulové proudy o velikosti až cca 30% hodnoty proudu ve fázovém vodiči.

2.2.3.4. Ovlivnění ostatních sítí

Nesymetrické venkovní vedení vykazuje zvýšené magnetické pole působící na okolí. Indukční vlivy od tohoto magnetického pole mohou vyvolávat trvalé zemní proudy uzavírající se vodivými cestami v zemi, jako jsou stínění kabelů, pláště různých potrubí, kolejnice apod. Nepříznivý dopad může mít i trvalý průtok nulových proudů přes uzemnění stožárů venkovních vedení. Dlouhodobým průtokem těchto proudů může docházet ke značným škodám u souběžných okolních vodivých zařízení.

2.2.4. Odvození složkových parametrů kabelů

Parametry kabelů se mohou pro účely různých výpočtů modelování elektrizační soustavy použít rovnou složkově a to soustředěně. Důvodem proto je jednak použití řady vztahů odvozených pro venkovní vedení též pro kabely a také to, že kabely mají většinou vlivem vodivých plášťů výrazně omezené magnetické působení na další blízká kabelová nebo jiná vedení. U kabelů odpadá tedy většinou magnetický vliv na další fáze ve třífázovém vedení, případně na další paralelní kabely apod.

Z hlediska elektrických parametrů pro modelové výpočty v elektrizační soustavě lze kabely rozdělit do tří zásadních skupin:

1. jednofázové a vícefázové s vlastním kovovým obalem (pláštěm) na každé fázi,
2. vícefázové se společným kovovým obalem (pláštěm) pro všechny fáze,
3. jednofázové a vícefázové kabely bez kovových obalů.

Vzhledem k tomu, že kovový plášť tvoří možnou vodivou cestu jak pro zpětnou cestu zkratového proudu, nebo pro vyrovnávací naindukované proudy při fázové nesymetrii (v závislosti na způsobu uzemnění pláště), tak pro možné umístění elektrického náboje, a dále protože vzdálenosti fázových vodičů v kabelu jsou mnohem menší než u venkovních vedení, liší se měrné elektrické parametry kabelů většinou výrazně od parametrů venkovních vedení.

2.2.4.1. Sousedná, zpětná a netočivá rezistance kabelu

Pro výpočet sousledné a zpětné rezistance kabelu můžeme použít vztahy (2.2-2) jako pro venkovní vedení.

Pro výpočet netočivé rezistance kabelu použijeme u kabelů s přizemněnými kovovými plášti rezistanci kovového pláště R_{PL} místo rezistance země. Netočivá rezistance kabelu s přizemněným koncem nebo konci kovového pláště kabelu pro případy zemních zkratů mezi vodičem a kovovým pláštěm kabelu se zjistí podle vztahu:

$$R_{0K} = R_1 + 3 \cdot R_{PL} \quad (2.2-52)$$

Vztah (2.2-52) lze použít pro výpočet rezistance části zpětné zemní cesty zkratového proudu v případě jednofázového zemního zkratu mezi vodičem a pláštěm kabelu lze-li předpokládat, že většina zpětného proudu bude protékat kovovým pláštěm do místa kovového jednostranného nebo oboustranného uzemnění pláště. Rovněž lze vztah použít i pro případ účinného oboustranného uzemnění kovového pláště kabelu a vzniku zemního zkratu na jiném silovém prvku v bližším okolí kabelu. V tomto případě je však

nutné odhadnout rozdělení zpětného zemního proudu na plášť kabelu a paralelní zemní cestu a podle tohoto odhadu příslušnou netočivou rezistancí kabelu korigovat.

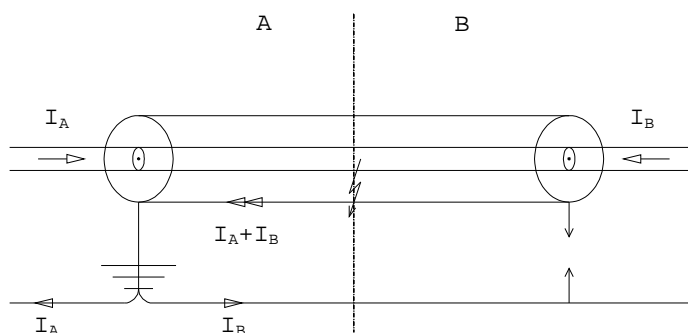
2.2.4.2. Sousedná, zpětná a netočivá reaktance kabelu

Pro výpočet sousledné a zpětné reaktance kabelu lze použít vztah (2.2-25) jako u venkovního vedení.

Z hlediska výpočtu netočivé reaktance můžeme skupinu kabelu ad1 dále rozdělit na tři podskupiny:

Ad1a) kovový plášť každé fáze je po celé délce kabelu spojen se zemí na více místech na kvalitní zemnicí soustavu nebo na paralelní zemnicí pásy. To znamená, že při zemních zkratech přímo na kabelu a na silových prvcích v okolí kabelu protékají zpětné zemní proudy hlavně zemí a paralelními zemnicími pásy a minimum proudu se vrací kovovým pláštěm. V tomto případě lze použít pro výpočet netočivé reaktance stejný vztah jako u venkovního vedení. (imaginární část netočivé impedance podle (2.2-46)).

Ad1b) kovový plášť každé fáze je spojen se zemí pouze na jednom konci kabelu, druhý konec kabelu je buď izolován od země (tato praxe se používá i v přenosové soustavě ČR) nebo je spojen se zemí přes přepětovou ochranu. Kovový plášť kabelu není spojován se zemí v průběhu kabelu. V tomto případě kovovým pláštěm kabelu může téci proud pouze při zemním zkratu mezi vodičem a pláštěm na vlastním kabelu, který se však uzavírá smyčkou vodič-plášť pouze v části kabelu přilehlé k uzemněnému konci. Proudové poměry při takovém zemním zkratu můžeme vidět na Obr. 2.2-15. V případě zemních zkratů v okolí kabelu na jiných silových prvcích se nemůže kovovým pláštěm uzavírat proud a kovový plášť slouží pouze jako kapacitní odstínění.

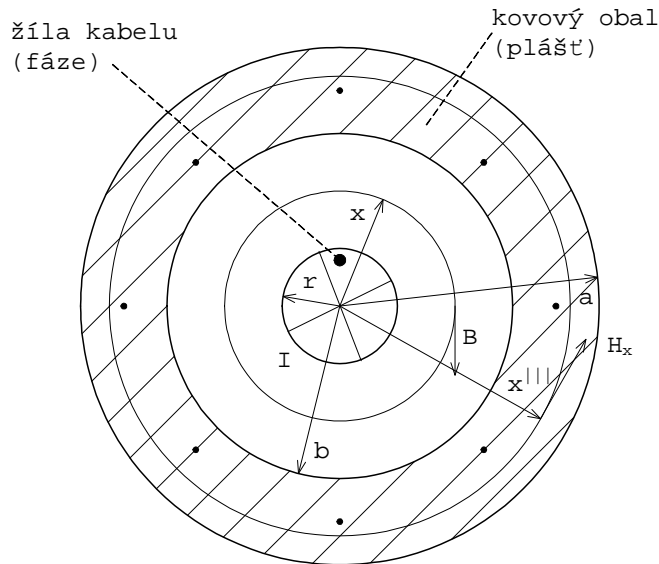


Obr. 2.2-15 Zemní zkrat na kabelu s pláštěm zemněným jednostranně

V tomto uspořádání má netočivá impedance tři části. Indukčnosti smyčky vodič (žíla) – kovový plášť L' a vnitřní indukčnosti L'' vodiče (žíly) včetně vlivu skin efektu se odvodí s využitím vztahů (2.2-6) a (2.2-8) postupem z kap 2.2.1.3 pro venkovní vedení a platí pro ně vztahy:

$$L' = \frac{\mu\mu_0}{2\pi} \cdot \ln \frac{b}{r} \quad L'' = \frac{\mu\mu_0}{8\pi} \cdot \alpha \quad (2.2-53)$$

Protože proud tekoucí kovovým pláštěm nevytváří dle Maxwellovy rovnice žádné magnetické pole v dutině kabelu, není žádný magnetický vliv ve směru kovový plášť \rightarrow vodič (žíla) a proto pro působení magnetického ve směru kovový plášť \rightarrow vodič (žíla) nezáleží na velikosti zpětného proudu tekoucího pláštěm.



Obr. 2.2-16 Odvození indukčnosti kabelové smyčky vodič – plášť

Zbývá ještě odvodit indukčnost zahrnující magnetické pole uvnitř kovového obalu (pláště) kabelu. Zde je nutné si uvědomit, že magnetické pole uvnitř pláště se skládá z dílčího magnetického pole tvořeného proudem v plášti a z dílčího magnetického pole tvořeného vodičem uvnitř kabelu. Dle Obr. 2.2-16 a Maxwellovy rovnice pro intenzitu magnetického pole od proudu uvnitř pláště

$$\oint H_x dl = \sum I = I_V + I_{Px} \quad (2.2-54)$$

kde H_x je intenzita magnetického pole na kružnici o poloměru x , I_V je proud ve vodiči (žíle), I_{Px} je proud v mezikruží pláště kabelu o tloušťce od vnitřního poloměru pláště až po kružnici o poloměru x .

Celková intenzita magnetického pole v plášti kabelu $H_{x\Sigma}$ se skládá z dvou dílčích intenzit magnetického pole $H_{x^{PL}}$ tvořeného proudem v plášti a $H_{x^{V}}$ magnetického pole tvořeného proudem ve vodiči (žíle). Za předpokladu rovnoměrného rozložení proudu v kovovém obalu a opačného směru proudu v plášti I_{Px} oproti proudu ve vodiči I_V , platí po úpravách vztah pro intenzitu magnetického pole uvnitř kovového pláště:

$$H_{x\Sigma} = \frac{1}{2\pi x} \cdot \left(I_{PL} \frac{x^2 - b^2}{a^2 - b^2} - I_V \right) \quad (2.2-55)$$

Napřed budeme řešit jednodušší případ, kdy platí $I_{PL} = I_V$ jako na Obr. 2.2-17, čímž obdržíme vztah:

$$H_{x\Sigma} = \frac{I_{PL}}{2\pi x} \cdot \left(\frac{x^2 - b^2}{a^2 - b^2} - 1 \right) = \frac{I_{PL}}{2\pi x} \cdot \left(\frac{x^2 - a^2}{a^2 - b^2} \right) \quad (2.2-56)$$

S využitím vztahu pro energii magnetického pole (2.2-14) a po provedení integrace v mezikruží b-a kovového pláště obdržíme výsledný vztah pro dílčí indukčnost zahrnující vnitřek kovového pláště za předpokladu stejných proudů ve vodiči a v plášti:

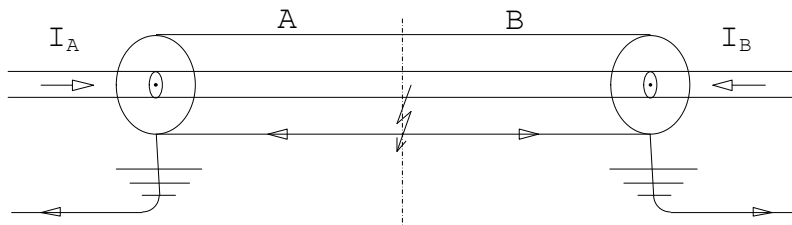
$$L'' = \frac{\mu\mu_0}{2\pi(a^2 - b^2)^2} \cdot \left[a^4 \left(\ln \frac{a}{b} - 0,75 \right) + a^2 b^2 - \frac{b^4}{4} \right] \quad (2.2-57)$$

Celková indukčnost smyčky vodič (žíla) – kovový plášť kabelu L_{1zK} je pak dána pro případ stejných proudů ve vodiči a v plášti součtem dílčích indukčností $L' + L'' + L'''$ ze vztahů (2.2-53) a (2.2-57). Tato indukčnost odpovídá proudovým poměrům na Obr. 2.2-15 při napájení kabelu zkratovým výkonem pouze z jedné strany a to se strany, na které je plášť kabelu kovově uzemněn. Tehdy rovnost $I_{PL} = I_V$ platí. Neplatí však při oboustranném napájení zkratu jednostranně uzemněného kabelu podle Obr. 2.2-15. Pro tento případ je nutno použít pro třetí dílčí indukčnost vnitřku kovového pláště přesnější vztah:

$$L_R''' = \frac{\mu\mu_0}{2\pi(a^2 - b^2)^2} \left[a^4 \left(\frac{1}{4} - K + \ln \frac{a^{K^2}}{b^{K^2}} \right) - b^4 \left(-\frac{3}{4} + K + \ln \frac{b^{(K-1)^2}}{a^{(K-1)^2}} \right) - a^2 b^2 \left(1 - 2K + \ln \frac{a^{2K(K-1)}}{b^{2K(K-1)}} \right) \right] \quad (2.2-58)$$

kde $K = \frac{I_V}{I_{PL}}$ K je poměr proudu vodiče a proudu pláště

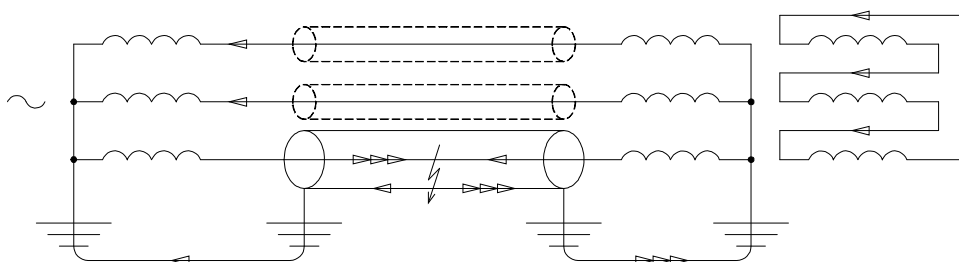
U třetí podskupiny kabelů je kovový plášť každé fáze spojen se zemí pouze ve dvou místech, na začátku kabelu a na konci kabelu jak ukazuje Obr. 2.2-17.



Obr. 2.2-17 Zemní zkrat na kabelu s pláštěm zemněným oboustranně

V tohoto uspořádání se kovovým obalem kabelu může uzavírat proud při zemních poruchách na vlastním kabelu a dále naindukovaný proud do smyčky kovový plášť-země při zemních zkratech na silových prvcích v okolí kabelu (případně naindukovaný proud do smyčky kovový plášť-země z nesymetrického zatížení fází). V případě oboustranného napájení zkratu platí předpoklad $I_{PL} = I_V$ a je možno použít pro netočivou indukčnost součtem dílčích indukčností $L' + L'' + L'''$ ze vztahů (2.2-53) a (2.2-57).

Předpoklad rovnosti $I_{PL} = I_V$ nemusí být dodržen při jednostranném napájení zkratu podle Obr. 2.2-18, kdy vlivem zapojení transformátoru Yd se proudy netočivé složky nedostanou přes sekundární vinutí zapojené do trojúhelníka. Pro tyto případy je nutno použít pro třetí dílčí indukčnost vnitřku kovového pláště přesnější vztah (2.2-58).



Obr. 2.2-18 Zemní zkrat na kabelu s pláštěm zemněným oboustranně jednostranně napájeným

Pro výpočet netočivé reaktance vícefázových kabelů se společným kovovým pláštěm platí stejné postupy jako při uspořádání s vlastním kovovým pláštěm na každé fázi. V případě jednofázových a vícefázových kabelů bez kovových obalů se pro výpočet netočivých reaktancí použijí vztahy jako pro venkovní vedení.

2.2.4.3. Svod kabelu

K příčným elektrickým parametrům kabelů řadíme svod a kapacitu. Vzhledem k dnešním velmi dokonalým izolačním materiálům, umístěným v mezeře mezi vodičem a kovovým pláštěm kabelu můžeme pro praktické výpočty svod zanedbat.

2.2.4.4. Sousedná, zpětná a netočivá kapacita kabelu

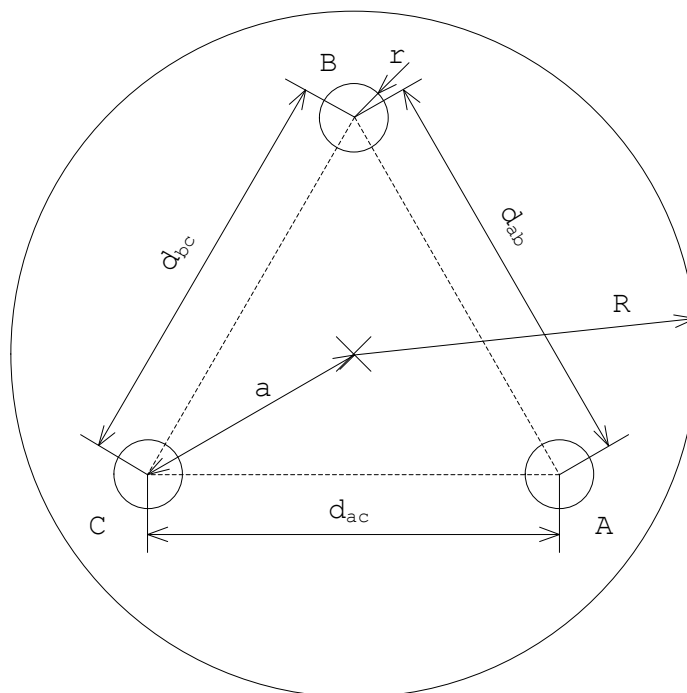
S kapacitou kabelu musíme oproti svodu naopak počítat, mimo jiné také proto, že kapacita je u kabelů zhruba dvaceti ti násobná oproti venkovnímu vedení.

U jednofázových a vícefázových kabelů s vlastním kovovým obalem (pláštěm) na každé fázi existuje pouze jedna kapacita, a sice mezi vodičem a kovovým pláštěm. Tato kapacita se rovná sousledné, zpětné i netočivé kapacitě a její velikost se zjistí dle známého vztahu:

$$C_1 = C_2 = C_0 = \frac{0,0242 \cdot \epsilon_r}{\log(b/r)} \quad (2.2-59)$$

kde ϵ_r je relativní permitivita izolace mezi vodičem a pláštěm a rozměry b, r jsou dány dle Obr. 2.2-16.

Při odvození složkových kapacit vícefázových kabelů se společným kovovým obalem (plášťem) pro všechny fáze můžeme postupovat obdobně jako u odvození kapacit venkovního vedení s tím, že povrch země u venkovních vedení je zde nahrazen společným kovovým obalem pro všechny tři fáze.



Obr. 2.2-19 K odvození kapacity vícefázových kabelů se společným plášťem

Odvození je podrobně popsáno v [1] a zde uvedeme výsledné potenciálové koeficienty δ_{kk} a δ_{km} , kde první koeficient představuje působení vodiče fáze „sama na sebe“ a druhý koeficient představuje vzájemné působení dvou fázových vodičů. Protože jsou kabely jednotlivých fází umístěny v rovnostranném trojúhelníku se stejnou vzájemnou vzdáleností a všechny fáze mají shodnou vzdálenost ke společnému kovovému plášti, můžeme použít stejnou anotaci jako pro transponované venkovní vedení a zavést označení δ a δ' :

$$\delta_{kk} = \delta = \frac{\log \frac{R^2 - a^2}{Rr}}{0,0242 \cdot \epsilon_r} \quad \delta_{km} = \delta' = \frac{\log \sqrt{\frac{1 + (R^2/a^2) + (a^2/R^2)}{3}}}{0,0242 \cdot \epsilon_r} \quad (2.2-60)$$

Sousledná a zpětná kapacita je rovna provozní kapacitě C a netočivá kapacita je rovna kapacitě vodiče – společný plášť a spočítají se z potenciálových koeficientů obdobně jako u venkovních vedení:

$$C = \frac{1}{\delta - \delta'} \quad C_0 = \frac{1}{\delta + 2\delta'} \quad (2.2-61)$$

Pro výpočet složkových kapacit jednofázových a vícefázových kabelů bez kovových obalů platí stejné vztahy jako pro výpočet kapacit venkovního vedení.

2.2.4.5. Poznámky k využívání kabelů VVN a ZVN

Kabely 110 kV se již řadu let provozují ve velkých městech. Do budoucna se předpokládá zřejmě z ekologických důvodů rovněž možnost provozovat kombinovaná vedení venkovní a kabelová VVN a ZVN. Také je možnost vkládání kabelových úseků nezanedbatelných délek do stávajících venkovních vedení VVN a ZVN. Proto bude nutné zahrnovat výše uvedené parametry kabelových úseků do zkratových výpočtů a výpočtů chodu sítě v elektroenergetické praxi. Vlivem velmi odlišných parametrů kabelu oproti venkovnímu vedení mohou distanční ochrany a lokátory poruch na kombinovaných vedeních měřit impedance s velkými chybami. Velikosti těchto chyb závisí také na umístění kabelových úseků vložených do venkovních vedení. Největší chyby měření impedancí nastanou vložením kabelového úseku na začátku vedení, kde je instalována distanční ochrana. Nejmenší chyby měření impedancí budou při vložením kabelového úseku na konci vedení vzdáleném od distanční ochrany. Protože vedení jsou chráněna distančními ochranami většinou oboustranně, bude v tomto případě zase největší chyba měření impedance pro distanční ochranu umístěnou na konci vedení. Každý případ vloženého kabelového úseku do venkovního vedení VVN a ZVN by bylo potřebné modelovat a případné chyby měření ochranami a lokátory poruch posuzovat odděleně.

2.2.5. Zatížitelnost venkovních vedení

V této kapitole se znovu vrátíme k venkovním vedením a krátce pojednáme o faktorech, které určují jeho zatížitelnost neboli ampacitu (hodnotu proudu, kterou je vodič dovoleno zatěžovat). Ampacita venkovního vodiče je dána dovolenou teplotou vodiče, která zaručuje životnost vodiče (zvýšená teplota způsobuje žíhání a zrychlené stárnutí) a dovolený průhyb (zvýšení teploty vodiče způsobuje protažení délky lana a tím i zvýšení průhybu, což může ohrozit nejen bezpečnost provozu např. zkratem na vegetaci, ale dokonce může ohrozit zdraví osob např. zásahem elektrickým proudem). Klíčovou roli v definici ampacity hraje tedy teplota vodičů, proto si ukážeme faktory, které teplotu vodičů ovlivňují. Při dalším výpočtu vyjdeme pro označování se standardu IEEE [6]. Pro rovnici oteplení vodiče T_C můžeme v závislosti na proudu I dle [6] psát:

$$q_C + q_R + m \cdot C_p \frac{dT_C}{dt} = q_S + I^2 R(T_C) \quad [W/m] \quad (2.2-62)$$

m poměrná hmotnost vodiče v kg/m

C_p měrná tepelná kapacita v $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$

q_C, q_R výkony odvedené konvekcí a sáláním ve W/m

q_S výkon dodávaný slunečním zářením ve W/m

R rezistance vodiče podle (2.2-2) i s uvažováním zvýšené teploty podle (2.2-4) v Ω/m .

Na pravé straně rovnice jsou teplotní přírůstky a na levé naopak ztráty a oteplené vodiče. Pro ztráty konvekcí lze použít vztahů z [6] psát:

$$q_{C1} = \left[1.01 + 0.0372 \left(\frac{D \rho_f V_w}{\mu_f} \right)^{0.52} \right] k_f K_{angle} (T_C - T_a) \quad q_{C2} = 0.0119 \left(\frac{D \rho_f V_w}{\mu_f} \right)^{0.6} k_f K_{angle} (T_C - T_a) \quad (2.2-63)$$

kde první rovnice platí pro malé rychlosti větru V_w a druhá pro velké (v kulaté závorce je tzv. Reynoldsovo číslo) a podle standardu IEEE se spočtou pro danou rychlost v m/s obě a vybere se větší hodnota.

D průměr vodiče v m

T_a teplota okolí v $^{\circ}C$

K_{angle} koeficient uvažující úhel ϕ , který svírá směr větru s osou vodiče, spočtený podle (2.2-64)

μ_f, ρ_f, k_f dynamická viskozita, hustota a tepelná vodivost vzduchu s hodnotami dle Tab. 2.2-3.

$$K_{angle} = 1,194 - \cos \Phi + 0,194 \cos 2\Phi + 0,364 \sin 2\Phi \quad (2.2-64)$$

Tab. 2.2-3 Parametry vzduchu pro výpočet ztrát konvekcí

μ_f [Pas]	ρ_f [kg/m ³]	k_f [W/m/C]
0.00002	1	0.0287

Výkon odvedený sáláním (radiací) q_R lze podle napsat ve tvaru:

$$q_R = 0.0178 \cdot \varepsilon \cdot D \cdot \left[\left(\frac{T_C + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_a + 273}{100} \right)^4 \right] \quad (2.2-65)$$

ε emisivita tepelného záření, pro AlFe lana platí přibližně 0.5

A nakonec výkon dodávaný slunečním zářením s intenzitou Q_S lze podle [6] napsat ve tvaru:

$$q_S = \alpha D K_{solar} Q_S \sin \theta \quad (2.2-66)$$

α koeficient pohltivosti (absorpce) slunečního záření, pro AlFe lana platí zjednodušeně 0.5

K_{solar} koeficient zesilující sluneční záření v závislosti na nadmořské výšce H_E v km podle (2.2-67)

θ úhel dopadu slunečních paprsků k ose vodiče.

$$K_{solar} = 1 + 0.1148 H_E - 0.0108 H_E^2 \quad (2.2-67)$$

Intenzita přímého slunečního záření dopadajícího na rovinu kolmou na směr paprsků je dána:

$$Q_S = Q_0 \cdot e^{-0.1z} \left(\frac{16000 - H_E}{16000 + H_E \sin H_C} \right)^{0.8} \quad [W/m^2] \quad (2.2-68)$$

Q_0 sluneční konstanta, kolísá okolo hodnoty 1370 W/m²

z Linkeho zákalový koeficient závislý na znečištění atmosféry (1-4 pro čistou oblohu)

H_C úhlová výška slunce nad obzorem, závislá na roční a denní době a zeměpisné šířce.

Pro danou dovolenou teplotu vodiče lze pak zjistit vyřešením ustáleného stavu rovnice (2.2-62) pro konkrétní klimatické podmínky maximální proud I_{ZAT} (neboli zatížitelnost vodiče) podle vztahu:

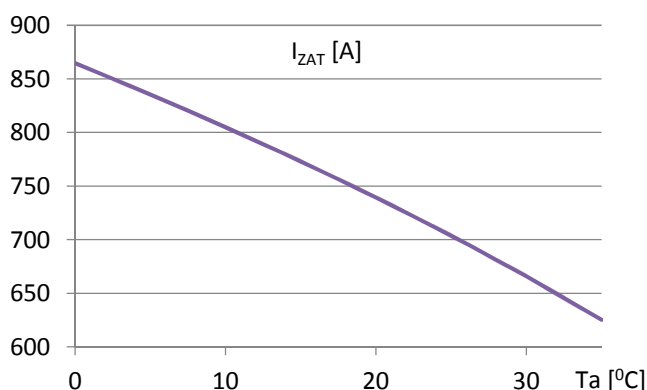
$$I_{ZAT} = \sqrt{\frac{q_C + q_R - q_S + I^2}{R(T_c)}} \quad (2.2-69)$$

S klimatickými podmínkami se zatížitelnost vodiče mění. Ukážeme si to na příkladu lana 350 AlFe 4, které se běžně používá pro vedení 400 kV. Uvážíme klimatické podmínky a parametry dle Tab. 2.2-4:

Tab. 2.2-4 Klimatické podmínky pro stanovení nejvyšší zatížitelnosti

T_c	dovolená teplota vodiče	80°C
Q_s	intenzita slunečního záření	1000 W/m ²
V_w	rychlost větru	0.5 m/s
ϕ	úhel směr větru vzhledem k ose vodiče	45°
α	součinitel absorpce povrchu vodiče	0.5
ε	součinitel emisivity povrchu vodiče	0.5
H_e	nadmořská výška	0.4 km

Norma [7] uvažovala s referenční teplotou okolí $T_a = 35$ °C, při které se definovala tzv. nejvyšší zatížitelnost I_{MAX} . Následující graf ukazuje zatížitelnost vodiče I_{ZAT} v závislosti na proměnné teplotě okolí T_a spočtenou dle vztahu (2.2-69) při jinak nezměněných podmínkách z Tab. 2.2-4.



Obr. 2.2-20 Průběh zatížitelnosti I_{ZAT} v závislosti na teplotě okolí T_a pro $T_c = 80$ °C

Výpočet sice neuvažuje svazkové vodiče, které zhoršují ztráty radiací, zato však počítají s nejhorsím případem kolmého dopadu slunečních paprsků k ose vodiče ($\Theta = 90^\circ$) navíc s maximální hodnotou intenzity slunečního záření platnou pro jasnou oblohu bez průmyslových znečištění.

Z grafu je vidět zatížitelnost měnící se od $I_{MAX} = 625$ A (pro $T_a = 35$ °C) až po 865 A (pro $T_a = 0$ °C) čili až s nárůstem 38%, aniž by byla ohrožena bezpečnost provozu, protože teplota lana je na dovolené hodnotě 80°C. To stále s velice konzervativními klimatickými podmínkami podle Tab. 2.2-4. Analýzy z dostupných měření na vedeních ukázaly, že i v letních měsících je pravděpodobnost současného výskytu teplot nad 35 °C spolu s rychlostmi větru menšími než 0.5 m/s velmi malá s dobou výskytu maximálně několik desítek minut.

Nabízí se tedy místo statické zatížitelnosti I_{MAX} použít zatížitelnost I_{ZAT} v závislosti na okolní teplotě T_a (při zachování ostatních klimatických podmínek stanovených v normě, případně ještě u rychlosti větru snížených pod 0.5 m/s pro zvýšení rezervy a bezpečnosti) – tzv. dynamickou zatížitelnost (z angl. „dynamic rating“). Věc má ovšem zásadní háček. Zatímco proud vedení je víceméně stejný po celé jeho délce u teploty vodiče to tak být nemusí a po trase mohou být tzv. horká místa (z angl. „Hot spots“ – viz např. [8]), které jsou náchylné na zhoršené klimatické podmínky a více se zahřívají. Pro praktické využití dynamické zatížitelnosti je pak potřeba se na tato místa zaměřit a určovat celkovou zatížitelnost vodiče z nich. Rovněž je potřeba věnovat pozornost kritickým místům trasy jako křížením s jinými vedeními nebo stavbami infrastruktury, kde hrozí riziko přeskočení při zvýšeném průhybu vedení. Výpočtově by to třeba znamenalo rozdělení vedení na jednotlivé segmenty a kontrolu teploty vodiče zvlášť v závislosti na lokálních klimatických podmínkách.

Na závěr se zmíníme o tom, že kromě klasických již zmíněných AlFe lan, se nově objevují i jiné konstrukce, např. tvořené kompozitními materiály. Cílem je dosáhnout vyšší provozní teploty vodičů při stejném nebo dokonce menším průhybu. Tyto konstrukce však nebyly zatím prověřeny praxí.

2.2.6. Kompenzační prostředky

Za kompenzační prostředky považujeme tlumivky, kondenzátorové baterie a synchronní kompenzátory. Tlumivky se v přenosových soustavách umísťují na napětí VVN nebo jsou zapojeny do terciárního vinutí trojvinutových autotransformátorů. Slouží pro kompenzaci kapacitních (nabíjecích) proudů vedení ve stavu naprázdno nebo při nízkém zatížení. Při analytických výpočtech nahrazujeme tlumivku o jmenovitém výkonu Q_n , připojenou na napětí U_n induktivní susceptancí B_{Tl} o velikosti:

$$B_{Tl} = \frac{Q_n}{U_n^2} \quad (2.2-70)$$

Speciálním případem jsou tzv. zhašecí tlumivky, které kompenzují kapacitní proudy vzniklé při zemních spojeních v sítích s neuzemněným uzlem (6-35 kV). Tím, že se tlumivka vyladí tak, aby co nejlépe kompenzoval kapacitní proudy venkovních vedení, zmenší se proud místem poruchy a síť může být provozována s jedním zemním spojením do doby, než je porucha odstraněna.

Kondenzátorové baterie se používají pro zvýšení napětí a jako lokální zdroje u spotřebičů jalového výkonu jako jsou asynchronní motory. Podobně jako tlumivku nahrazujeme kondenzátory o jmenovitém trojfázovém jalovém výkonu Q_n kapacitní susceptancí B_C o velikosti (pro zapojení do hvězdy):

$$B_C = \frac{Q_n}{U_n^2} \quad (2.2-71)$$

Synchronní kompenzátory jsou vlastně synchronní stroje, pracující jako elektrický motor naprázdno (bez zátěže), vyrábějící nebo spotřebovávající jalový výkon (pomocí regulace buzení –podrobněji viz kapitola 2.5).

Literatura ke kapitole 2.2

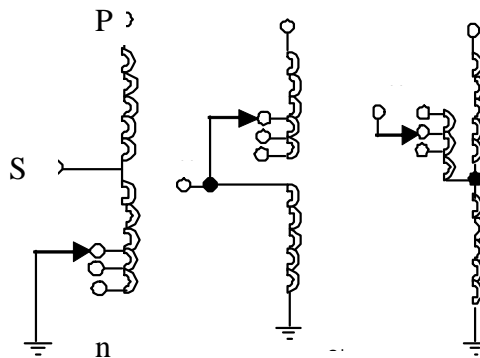
- [1] F. Němeček: Přenos a rozvod elektrické energie, skriptum ČVUT, Praha 1984
- [2] J. R. Carson: Wave propagation in Overhead Wires with Ground Return, Bell System Tech. J. 5, 1926
- [3] D. Mayer, B. Ulrych: Solving the Problem of overhead transmission Line with ground Return, Acta Techn. CSAV 39,319-333 (1994)
- [4] M. Kolcún a kol.: Analýza elektrizačnej sústavy, TU Košice 2005, ISBN 80-89057-09-8
- [5] P. M. Anderson: Analysis of faulted power systems, IEEE Press 1995, ISBN 0-7803-1145-0
- [6] IEEE Standard for Calculating the Current-Temperature of Bare Overhead Conductors, Std 738TM-2006
- [7] ČSN 34 1020 Předpisy pro dimenzování a jištění vodičů a kabelů z roku 1972
- [8] J. Heckenbergerova, M. Bhuiyan, P. Musilek: Thermal Aging of Overhead Power Transmission Lines, 12th International Conference Electric Power Engineering, ISBN 978-80-248-2393-5, Dlouhé Stráně 2011

2.3. Transformátory

Transformátory slouží k propojení různých napěťových hladin (viz Obr. 2.1-1) a k regulaci napětí. Z hlediska elektrizační soustavy je můžeme rozdělit na:

- síťové transformátory 400 nebo 220 /110 kV spojující přenosovou soustavu s distribuční
- distribuční transformátory 110 kV/VN
- blokové transformátory pro vyvedení výkonu generátorů.

Síťové transformátory s výkonem až 500 MVA jsou konstruovány jako trojvintuřové autotransformátory a to buď třífázové jednotky, nebo zapojené ze tří samostatných jednofázových jednotek. Primární a sekundární vinutí je zapojeno do uzemněné hvězdy. Terciární vinutí zapojené do trojúhelníka slouží k vyrovnání nesymetrického zatížení, napájení vlastní spotřeby rozveden, případně k zapojení kompenzačních prostředků. Tyto transformátory jsou obvykle vybaveny přepínáním odboček pod zatížením, což umožňuje měnit převod transformátoru během provozu a tím i regulovat napětí na straně 110 kV. Vyskytují se tři druhy uspořádání přepínání odboček znázorněné na následujícím obrázku:

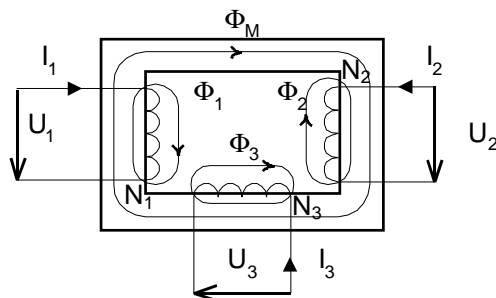


Obr. 2.3-1 Tři typy uspořádání přepínání odboček autotransformátorů

První typ přepínání odboček v nule mají transformátory 400/121/10.5 kV. Druhý typ přepínání na potenciálu v sérii s primárním vinutím mají jednofázové jednotky 220/121 kV. Třetí typ přepínání na sekundáru mají třífázové jednotky 220/110/105 kV a transformátory 400/220/34 kV.

Distribuční transformátory 110 kV/vn jsou provozovány s primárním vinutím do uzemněné hvězdy a se sekundárním vinutím do trojúhelníka, čímž se potlačuje nesymetrické zatížení jednotlivých fází. Podobné uspořádání mají i blokové transformátory – obvykle dvojvintuřové. Vyskytuje se i trojvintuřové uspořádání, kde sekundární a terciární vinutí má stejný výkon i napětí (trafo je společné pro dva elektrárenské bloky).

Nyní odvodíme rovnice pro obecný trojvintuřový transformátor. V dalších úvahách budeme uvažovat uspořádání trojvintuřového trafo podle následujícího schématu:



Obr. 2.3-2 Uspořádání trojvintuřového trafo pro odvození modelu

Uspořádání předpokládá, že jednotlivé rozptylové spřažené magnetické toky Ψ_L neprotínají ostatní vinutí. Odvození rovnic bez tohoto předpokladu je např. v [1] a jeho praktické využití je problematické, protože je k němu zapotřebí množství dat, které nejsou obvykle k dispozici. Použité schéma neodpovídá uspořádání cívek reálného trafo, které zaplňují celou šířku okna a jsou koncentricky umístěny na sobě, to však na odvození nemá podstatný vliv.

Pro jednotlivá vinutí za předpokladu harmonických časových průběhů napětí a proudů a zanedbání transformačních napětí lze podle 2. Kirchhoffova zákona s využitím Maxwellových rovnic napsat následující napěťové vztahy:

$$U_L = R_L I_L + d\Psi_L/dt \quad \Psi_L = N_L (\Phi_L + \Phi_M) \quad L=1,2,3$$

(2.3-1)

Pro magnetické toky Φ s využitím první Maxwellovy rovnice platí:

$$\Phi_L = K_L N_L I_L \quad \Phi_M = K_M (N_1 I_1 + N_2 I_2 + N_3 I_3) \quad L=1,2,3 \quad (2.3-2)$$

kde K jsou magnetické vodivosti příslušných cest. Za předpokladu harmonických časových průběhů napětí a proudů a zanedbání transformačních napětí lze okamžité hodnoty nahradit fázory a spojením (2.3-1) a (2.3-2) obdržíme:

$$\underline{U}_L = R_L \underline{I}_L + j\omega N_L [K_L N_L \underline{I}_L + K_M (N_1 \underline{I}_1 + N_2 \underline{I}_2 + N_3 \underline{I}_3)] \quad (2.3-3)$$

Výrazy $\omega N^2 K$ mají význam reaktancí. V dalším výkladu předpokládejme, že K nezávisí na počtu závitů N a že trafo bude mít odbočky jen na prvním vinutí (jinak řečeno N_1 bude proměnné, obecně odlišné od počtu závitů při nastavené nulové odbočce N_{1N} , ale N_2 a N_3 – neměnné během výpočtu a rovné konstantním hodnotám). Pak můžeme zavést příslušné reaktance rozptylové X_L a magnetizační X_M :

$$X_L = \omega N_{LN}^2 K_L \quad X_M = \omega N_{1N}^2 K_M \quad L=1,2,3 \quad (2.3-4)$$

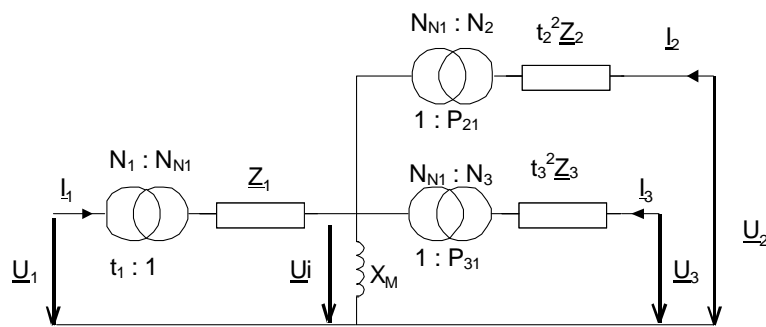
Rovnice (2.3-3) pak za zjednodušujícího předpokladu, že odpor vinutí závisí na počtu závitů také kvadraticky jako reaktance (zde se dopouštíme určité chyby, která však vzhledem k tomu, že $R \ll X$ malá) dostanou tvar:

$$\underline{U}_L = (R_L + jX_L) t_L^2 \underline{I}_L + t_L \underline{U}_i \quad \underline{U}_L = (R_L + jX_L) t_L^2 \underline{I}_L + P_{L1} \underline{U}_i \quad \underline{U}_i = jX_M (t_1 \underline{I}_1 + P_{21} \underline{I}_2 + P_{31} \underline{I}_3) \quad L=1,2,3 \quad (2.3-5)$$

Kde jsme zavedli vnitřní indukované napětí U_i v souladu s teorií elektrických strojů. Rovněž jsou definovány převody poměrné t a absolutní P :

$$t_L = N_L / N_{NL} \quad P_{L1} = N_L / N_{N1} \quad L=1,2,3 \quad (2.3-6)$$

Rovnice (2.3-5) odpovídá náhradnímu schématu podle následujícího obrázku.



Obr. 2.3-3 Náhradní schéma trojvinut'ového trafua

Výhodou uvedeného schématu je, že jednotlivé impedance $Z_L = R_L + jX_L$ mají konstantní parametry zjištěné při jmenovitém počtu závitů. Ve schématu jsou použity ideální transformátory, pro něž platí vztahy pro proudy, napětí a počty závitů na obou stranách:

$$U_1 / U_2 = N_1 / N_2 \quad I_1 / I_2 = N_2 / N_1 \quad (2.3-7)$$

Pro zjištění parametrů náhradního schématu využijeme výsledků měření nakrátko a to poměrných napětí nakrátko u_K a ztrát nakrátko P_K . Pokud jsou účinníky měření nakrátko pro všechny tři měření (primár-sekundár, primár-terciár a sekundár-terciár) stejné, spočítáme impedance pomocí následujících vztahů:

$$Z_1 = U_{N1}^2 (u_{K12} / S_{N2} + u_{K13} / S_{N3} - u_{K23} / S_{N3}) / 2 \quad Z_2 = U_{N2}^2 (u_{K12} / S_{N2} + u_{K23} / S_{N3} - u_{K13} / S_{N3}) / 2 \quad (2.3-8)$$

$$Z_3 = U_{N3}^2 (u_{K13} / S_{N3} + u_{K23} / S_{N3} - u_{K12} / S_{N2}) / 2$$

Nutno upozornit, že použité hodnoty u_{KIJ} mají význam skutečných napětí zjištěné zkouškou nakrátko, kterou se rozumí napájení jednoho vinutí (s indexem I) při druhém vinutí (s indexem J) zkratovaném a třetím naprázdno. Hodnota u_{KIJ} znamená napětí vinutí I (vydělené jeho jmenovitou hodnotou) pokud vinutím J protéká jmenovitý proud tohoto vinutí. Je možné se setkat i s jiným významem hodnoty u_K ve smyslu impedance nakrátko. Tu výrobci nebo správci databázi přepočítávají většinou na největší hodnotu výkonu trafua (což pro u_{KIJ} ve smyslu napětí nakrátko ztrácí význam – napětí nelze „přepočítat“ na výkon – ve skutečnosti se pak jedná o impedanci). Pro dvouvinut'ové trafua jsou obě hodnoty stejné, protože jmenovité výkony obou vinutí jsou stejné. Pokud se udává, že hodnota „ u_{KIJ} “, je „vztažená“ na výkon S_V , je nutno této hodnotě před použitím v rovnici (2.3-8) vrátit její správný význam napětí nakrátko přepočtem podle vztahu $u_{K13/23} = „u_{K13/23}“ S_{N3} / S_V$.

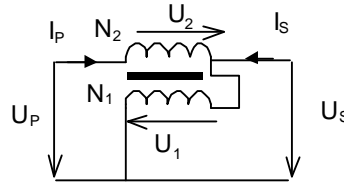
Pro výpočet odporů R lze odvodit analogické vztahy jako pro impedance, jenom místo poměrného napětí nakrátko se dosadí poměrné ztráty nakrátko p_K vypočítané následovně:

$$p_{K12}=P_{K12}/S_{N2} \quad p_{K13}=P_{K13}/S_{N3} \quad p_{K23}=P_{K23}/S_{N3} \quad (2.3-9)$$

Rozptylové reaktance X se dopočítají obvyklým způsobem. K magnetizační reaktanci X_M lze připojit i odpor R_0 , který bude modelovat ztráty naprázdno P_0

$$X = \sqrt{Z^2 - R^2} \quad X_M = 1/\sqrt{1/Z_M^2 - 1/R_0^2} \quad R_0=U_{N1}^2/P_0 \quad Z_M=U_{N1}^2/S_{N1}/i_0 \quad (2.3-10)$$

U autotransformátoru existují vedle vazeb magnetických také vazby elektrické, což odvození matematického modelu značně komplikuje. Autotransformátor tvoří trafo, jehož jedno vinutí se připojí na napětí U a druhé vinutí se připojí do série tak, aby se jeho napětí přičítalo k napájecímu napětí U a aby jejich součet tvořil výsledné napětí U' (viz např. [2]). Budeme uvažovat snižovací autotransformátor s přepínáním odboček na nižším napětí s uspořádáním podle následujícího obrázku:



Obr. 2.3-4 Uspořádání vinutí snižovacího autotransformátoru

Odvozené rovnice (2.3-5) pro trafo je nutno doplnit rovnicemi postihujícími elektrické propojení:

$$\underline{U}_P=\underline{U}_1 + \underline{U}_2 \quad \underline{I}_P=\underline{I}_2 \quad \underline{I}_1=\underline{I}_S+\underline{I}_P \quad \underline{U}_S=\underline{U}_1 \quad (2.3-11)$$

Po provedení substitucí a zjednodušujícím předpokladu rovnost magnetomotorických sil primárního a sekundárního vinutí $I_1N_1=-I_2N_2$ (což je oprávněné vzhledem k tomu, že magnetizační proud bývá mnohem menší oproti zatěžovacím proudům prvních dvou vinutí a třetí – terciární vinutí se nezatěžuje vůbec nebo málo) obdržíme rovnice ve tvaru:

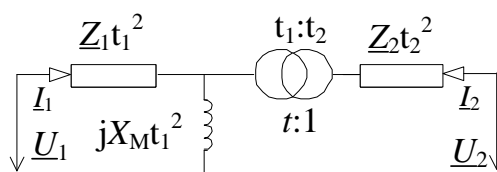
$$\begin{aligned} \underline{U}_S &= \underline{Z}_S t_S^2 \underline{I}_S + t_S \underline{U}_1 & \underline{U}_P &= t_P^2 \underline{Z}_P \underline{I}_P + P_{PS} \underline{U}_1 & \underline{U}_T &= t_3^2 \underline{Z}_T \underline{I}_T + P_{TS} \underline{U}_1 \\ t_S &= N_1/N_{N1} = N_S/N_{NS} & t_P &= (N_1+N_2)/(N_{N1}+N_{N2}) = N_P/N_{NP} \\ P_{TS} &= N_3/N_{N3} = N_T/N_{NS} & P_{PS} &= (N_1+N_2)/N_{N1} = N_P/N_{NS} \end{aligned} \quad (2.3-12)$$

kde jsme původní indexy 1,2,3 formálně nahradili indexy S, P, T, přičemž platí:

$$\underline{Z}_S = \underline{Z}_1(1+N_1/N_2) \quad \underline{Z}_P = (\underline{Z}_2 t_2^2 - \underline{Z}_1 P_{PS}^2 N_1/N_2)/t_P^2 \quad \underline{Z}_T = \underline{Z}_3 \quad \underline{Z}_L = R_L + jX_L \quad L=1,2,3 \quad (2.3-13)$$

Rovnice (2.3-13) jsou formálně shodné s rovnicemi trojvinut'ového trafo (2.3-5) a lze pro ně použít stejné náhradní schéma a stejný výpočet hodnot impedancí. Naplatí však, že parametry Z_S a Z_P nezávisí na převodu trafo. Předpokládejme přepínání odboček na sekundáru. Pak např. parametr Z_S bude lineárně záviset na převodu trafo $=N_P/N_S$. Při výpočtu počtu závitů v závislosti na přepínání odboček je nutno vzít v úvahu způsob přepínání. Jestliže je přepínání na nulovém potenciálu (v nule) mění se při přepnutí obě hodnoty N_P i N_S , zatímco při přepínání na potenciálu se mění jen hodnota N_S .

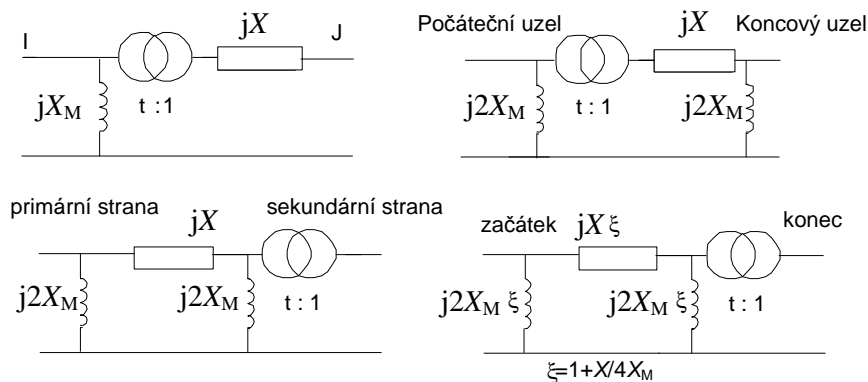
Pokud budeme uvažovat pouze dvojvinut'ové trafo, dostaneme po převedení \underline{Z}_L a X_M na levou stranu prvního ideálního transformátoru a přechodu na poměrné hodnoty náhradní schéma zobrazené na následujícím obrázku.



Obr. 2.3-5 Náhradní schéma dvojvinut'ového trafo v poměrných hodnotách

Náhradní schéma bere v úvahu, že i druhé vinutí má počet závitů N_2 obecně odlišný od jmenovité hodnoty N_{2N} . Impedance jsou spočítány z hodnot u_K při jmenovitém převodu (střední odbočce).

Náhradní schéma tvoří východisko pro model dvojitvinuťového traťa v prakticky používaných programech na výpočet chodu síť. Modely se mohou v detailech lišit umístěním magnetizační reaktance X_M , jak je ukázáno na následujícím obrázku:



Obr. 2.3-6 Modely dvojitvinuťového traťa v poměrných hodnotách se zanedbáním odporů

Umístění ideálního transformátoru modelu by mělo být na straně přepínání odboček. Pak je respektována změna rozptylové reaktance s kvadrátem závitů vinutí, kde je přepínání odboček instalováno. Závislost magnetizační reaktance X_M na změně převodu se obvykle zanedbává. Obě poměrné reaktance se spočítají z poměrných hodnot napětí nakrátko u_K a proudu naprázdno i_0 (viz např. [3]):

$$X = u_K \quad X_M = 1/i_0$$

(2.3-14)

Vzhledem k rozdílnému umístění magnetizačních větví se mohou výsledky chodu síť lišit v napětí a tocích jalového výkonu pro nejmenovitý převod, kdy $t \neq 1$.

2.3.1. Transformátory s regulací fáze

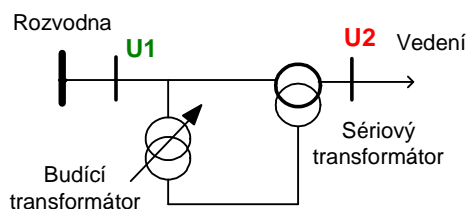
Dosud jsme předpokládali, že převod transformátoru je reálné číslo, neboli transformátor mění jen amplitudy napětí (pokud nebereme v úvahu změny hodinové úhly při zapojení hvězda trojúhelník). Existují však transformátory, které mění záměrně nejen amplitudu, ale i fázi napětí za účelem regulace toku činného výkonu. Jedná se o transformátory s regulací fáze (PST z angl. „Phase Shifting Transformer“) nebo transformátorů s příčnou regulací. Oba typy transformátorů se liší tím, že PST je určen speciálně pro regulaci toků výkonů (primár i sekundár pracuje na stejné napěťové hladině a regulační rozsah úhlu bývá větší), zatímco transformátor s příčnou regulací mění jak amplitudu, tak fázi (regulační rozsah úhlu bývá obvykle menší).

V současnosti se PST v přenosové soustavě ČR nepoužívají, jsou ale instalovány v sousedních soustavách jak ukazuje následující tabulka.

Tab. 2.3-1 Přehled transformátorů s příčnou regulací a PST ve středoevropském regionu

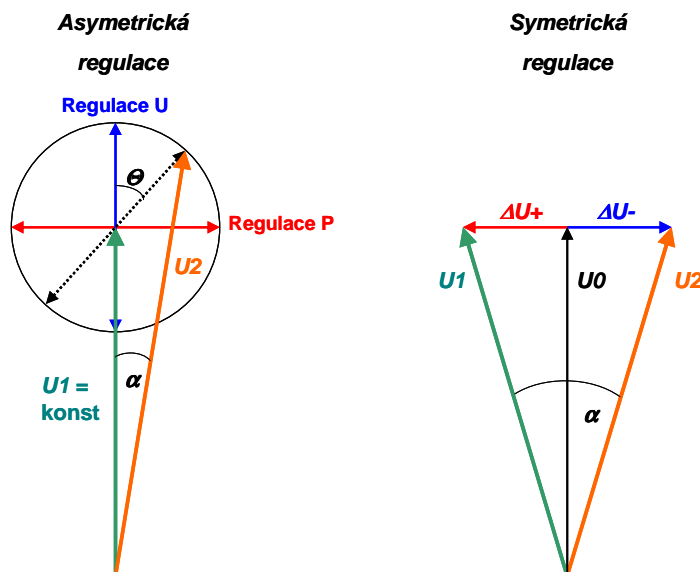
Stát	Rozvodna	napětí kV	výkon MVA	úhel α	počet odboček	Typ Regulace	úhel Θ
Rakousko	Ernstshofen	220	600	$\pm 35^\circ$	± 28	asymetrická	90°
	Ternitz	220	600	$\pm 35^\circ$	± 28	asymetrická	90°
	Tauern	220	600	$\pm 35^\circ$	± 28	asymetrická	90°
	Wien Südost	400/220	2x600	$\pm 8^\circ$	± 13	asymetrická	60°
	Dürnrrohr	400/220	2x600	$\pm 8^\circ$	± 13	asymetrická	60°
Polsko	Mikulowa	400/220	2x500	$\pm 20^\circ$	± 11	symetrická	
	Joachimów	400/220	330	$\pm 14^\circ$	± 8	symetrická	
Slovinsko	Divača	400	2x600	$\pm 40^\circ$	± 32		

Existuje řada konstrukčních uspořádání těchto PST. Pro vysvětlení principu použijeme uspořádání podle následujícího obrázku.



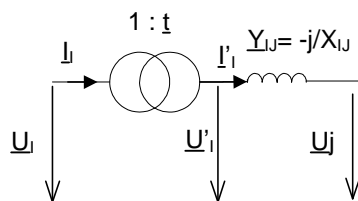
Obr. 2.3-7 Principiální schéma PST

Zařízení se instaluje mezi rozvodnu a vedení, jehož činný výkon se má regulovat. Skládá se z budicího (regulačního) transformátoru, který napájí sekundární vinutí sériového transformátoru (booster), které indukuje do primárního vinutí napětí ΔU , které způsobí fázový posun mezi napětím U_1 a U_2 , jak ukazuje Obr. 2.3-8.



Obr. 2.3-8 Princip symetrické a asymetrické regulace PST

Pro další odvození zvolíme nejjednodušší model PST- sériovou kombinací ideálního transformátoru s komplexním převodem t a reaktance X_{ij} podle následujícího obrázku:



Obr. 2.3-9 Náhradní schéma PST

V poměrných hodnotách můžeme psát pro proudy a toky výkonů vztahy:

$$\underline{I}_i = t \underline{I}_i^* = t^* (t \underline{U}_i - \underline{U}_j) \underline{Y}_{ij} \quad \underline{S}_{ij} = \underline{U}_i \underline{I}_i^* \quad (2.3-15)$$

$$P_{ij} = \text{Re}\{\underline{S}_{ij}\} = t \underline{U}_i \underline{U}_j \underline{Y}_{ij} \sin(\vartheta_i - \vartheta_j + \alpha) \quad t = t e^{j\alpha} \quad \underline{U}_i = U_i e^{j\vartheta_i} \quad \underline{U}_j = U_j e^{j\vartheta_j}$$

Komplexní sdružené hodnoty jsou označeny hvězdičkou. Z výrazu pro přenášený výkon P_{ij} je vidět, že změnou fázového úhlu α se dá řídit tok činného výkonu přes PST. Úhel napětí α je spočítán přírůstků napětí na jednu odbočku Δu a počtu odboček n . Pro transformátory s asymetrickou regulací platí vztahy:

$$\alpha = \arctan\left(\frac{n \Delta u \sin \Theta}{1 + n \Delta u \cos \Theta}\right) \quad t = \frac{1}{\sqrt{(n \Delta u \sin \Theta)^2 + (1 + n \Delta u \cos \Theta)^2}} \quad (2.3-16)$$

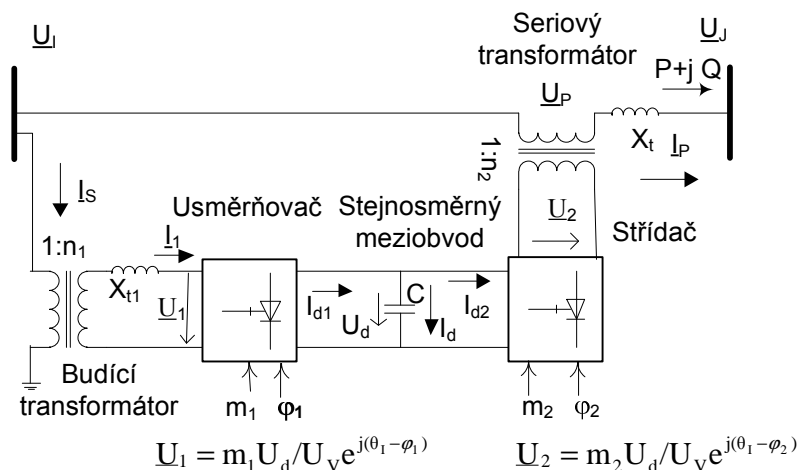
Pro transformátory se symetrickou regulací platí:

$$\alpha = 2 \arctan \frac{n \Delta u}{2} \quad t = 1 \quad (2.3-17)$$

2.3.2. UPFC

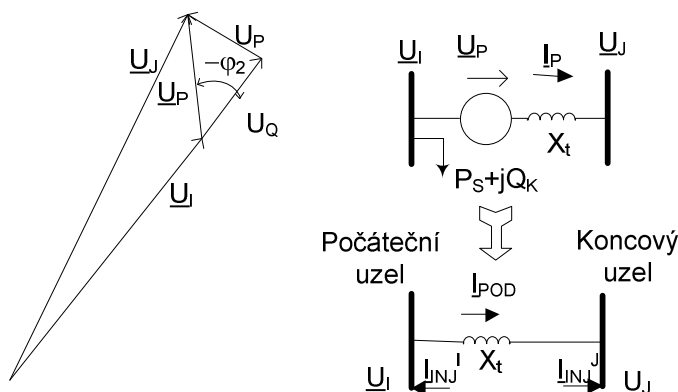
Nevýhodou PST je skoková změna úhlu daná přepínáním odboček budícího transformátoru. Tuto nevýhodu odstraňuje UPFC (z angl. „Unified Power Flow Controller“). Toto zařízení UPFC patří do rodiny tzv. FACTS („Flexible AC Transmission System“) a umožňuje nezávislé a plynulé řízení toku činného i jalového výkonu přes vedení, doplněné o možnost tlumení systémových kyvů. Je tedy nejpokročilejším zařízením FACTS.

UPFC sestává ze dvou transformátorů – budícího napájecího usměrňovač a sériového (booster) zapojeného v sérii s vedením a napájeného ze střídače podle Obr. 2.3-10. Mezi usměrňovačem a střídačem je vložený stejnosměrný meziobvod tvořený kondenzátorem o kapacitě C.



Obr. 2.3-10 Principiální schéma UPFC

Usměrňovač i střídač je vybaven moderními tyristory GTO („Gate Turn-Off“), takže lze pomocí pulzně šířkové modulace PWM („Pulse Width Modulation“) měnit plynule amplitudu i fázi jednotlivých napětí změnou řídicích proměnných m a φ . Výsledkem je, že ke vstupnímu napětí \underline{U}_I se přičítá napětí \underline{U}_S , jak ukazuje fázorový diagram na Obr. 2.3-11. Podélnou a příčnou složku napětí U_Q a U_P lze plynule měnit a řídit tak přenosové poměry.



Obr. 2.3-11 Vektorový diagram UPFC a ekvivalentní matematický model

UPFC lze v modelu sítě nahradit vloženým napětím \underline{U}_P do série s napětím \underline{U}_I a výkony P_S a Q_K odebranými v počátečním uzlu I (viz např. [4]) jak ukazuje náhradní schéma v Obr. 2.3-11.

Kompenzační jalový výkon Q_K se používá pro regulaci napětí v počátečním uzlu na zadanou hodnotu, případně po doplnění o přídatné signály může mít i stabilizační roli např. při tlumení kyvů výkonu. Proměnné napětí \underline{U}_P se používá pro udržování toků činného a jalového výkonu $\underline{S}_{ZAD} = P + jQ$ na zadané hodnotě. P_S je činný výkon, který je přenášený měničem. Pro praktické použití je vhodné nahradit sériové napětí \underline{U}_P dvojicí vstříkovaných proudů \underline{I}_{INJ} v počátečním a koncovém uzlu (podrobněji viz [5]).

Použití modelu UPFC pro řízení toků výkonu je popsáno také v [6].

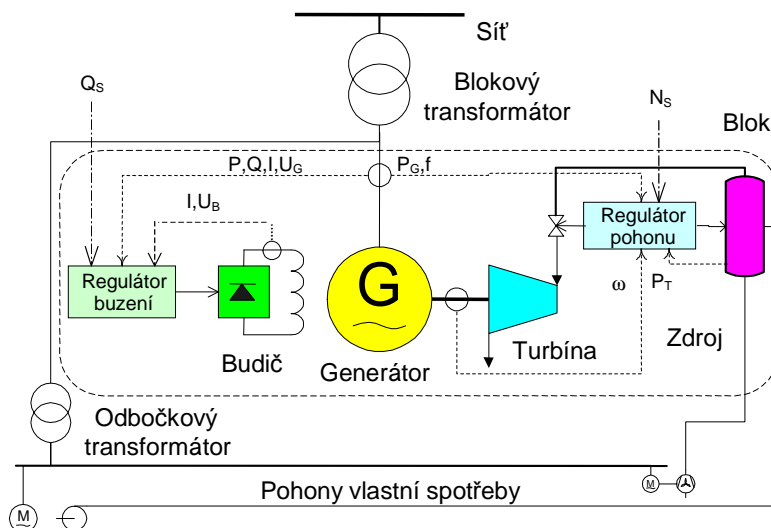
Literatura ke kapitole 2.3

- [1] L .Hruškovič: Rozptylová reaktancia trojvinutového transformátora, časopis EE č. 5, 1999
- [2] G. N. Petrov: Elektrické stroje 1, Academia Praha 1980
- [3] M. Hodinka, Š. Fecko, F. Němeček: Přenos a rozvod elektrické energie, SNTL/ALFA Praha 1989
- [4] Z. Huang, Y. Ni, C.M.Shen, F.F.Wu, S. Chen, B. Zhang: Application of UPFC in Interconnected Power Systems – Modeling, Interface, Control Strategy and Case Study, IEEE Transaction on Power Systems, Vol. 15, No2, May 2000
- [5] N. Dizdarevic, G. Anderson: Power flow regulation by use of UPFC's injection model, IEEE Power Tech '99 Conference, 1999 Budapest
- [6] K. Máslo. Modelování UPFC pro simulaci elektromechanických přechodných dějů v ES, Sborník konference ELEN 2004 pořádané ČVUT, Praha 2004, ISBN 80-239-3565-8

2.4. Synchronní stroje

Synchronní stroje využívané dosud převážně pro výrobu elektřiny a jsou obvykle součástí širšího technologického celku nazývaného elektrárenský blok. Proto se na úvod stručně s tímto pojmem seznámíme.

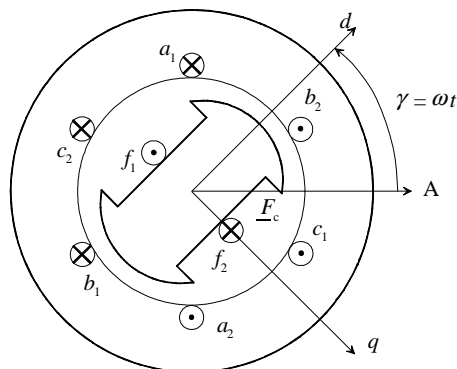
Na Obr. 2.4-1 je znázorněno principiální schéma výroby elektrické energie v elektrárenském bloku. Synchronní generátor je poháněn primárním mechanickým zařízením, nejčastěji turbínou nebo dieselaagregátem. Toto zařízení je vybaveno regulátorem, jenž řídí jeho rychlost nebo dodávaný výkon podle nastaveného režimu. Pro parní turbíny bývá zdrojem pohonného media kotel nebo jaderný reaktor. Vyrobená elektrická energie se dodává do sítě přes blokový transformátor. Dalšími důležitými součástmi elektrárenského bloku je budič, regulátor buzení a měřicí zařízení. Pokud je blok dálkově řízen (v sekundární regulaci) vstupují do regulátoru také požadované hodnoty činného a/nebo jalového výkonu N_s a Q_s . Důležitým subsystémem je vlastní spotřeba napájená z odbočkového transformátoru. Jednotlivé pohony (poháněné zpravidla asynchronními motory) slouží technologii bloku (čerpadla, ventilátory atd.).



Obr. 2.4-1 Principiální schéma elektrárenského bloku

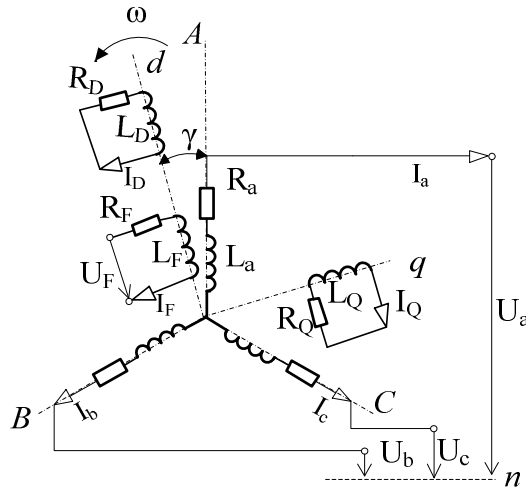
Popisem budičích systémů se budeme zabývat v následující kapitole, primární pohony budou stručně popsány v kapitole 0 a o asynchronních pohonech se zmíníme v kapitole 2.7. V této kapitole se budeme zabývat synchronními stroji.

Synchronní stroje (podobně jako všechny točivé stroje) se skládají ze satorové a rotorové části (viz Obr. 2.4-2), které jsou vyrobeny z magnetického materiálu. Rotor se otáčí rychlostí ω . V drážkách satoru (schematicky označeny a-c) i rotoru (schematicky označeny f) je umístěno elektrické vinutí. Vinutí satoru je v drážkách umístěných rovnoměrně na vnitřním obvodu a sestává ze tří fází připojených do trojfázové střídavé sítě. Na rotoru je umístěno budič vinutí napájené ze stejnosměrného zdroje – budiče. U rychlootáčkových strojů s hladkým rotorem (turbogenerátorů) je budič vinutí umístěno podobným způsobem jako u satoru v drážkách po obvodu. U nízkootáčkových strojů (hydroalternátorů) je budič vinutí umístěno na vyniklých pólech. Účelem budič vinutí je vyvolat rotující magnetické pole, které pak indukuje ve fázích satorového vinutí napětí. Pokud je sator připojen k síti, protéká pak jeho vinutím proud I . Rotor je navíc vybaven tlumivým vinutím (amortizérem), jehož úkolem je tlumit kývání rotoru. Tlumivé vinutí je u turbogenerátorů tvořeno vodivými klíny v drážkách budič vinutí, u hydroalternátorů se umísťuje do drážek v pólových nástavcích.



Obr. 2.4-2 Principiální schéma synchronního stroje s vyniklými póly

Při sestavení rovnic synchronního stroje vyjdeme ze schematického znázornění obvodů synchronního stroje zobrazeného na následujícím obrázku.



Obr. 2.4-3 Elektrické obvody synchronního stroje

Rozložené satorové vinutí je nahrazeno třemi náhradními vinutími s odporem a indukčností R_A a L_A (zjednodušeně pro fázi A), prostorově pokynutými o 120° . Budící vinutí je nahrazeno jedním koncentrickým vinutím označeným indexem F v podélné ose d, která se otáčí úhlovou rychlostí ω . Tlumící obvody na rotoru jsou nahrazeny po jednom zkratovaném vinutí označeném D a Q v podélné a příčné ose. Při odvození rovnic vyjdeme z těchto zjednodušujících předpokladů:

- a) satorové vinutí je přibližně sinusově rozloženo
- b) budící vinutí je uloženo na rotoru, určuje osu d a je napájeno ze zdroje napětí U_F
- c) účinek tlumiče je nahrazen po jednom vinutí v podélné (d) a příčné ose (q), která je zpožděna za osou d
- d) zanedbává se vliv sycení - magnetické toky jsou lineárními funkcemi proudů
- e) satorové vinutí do hvězdy má izolovaný uzel, takže nulové složky se nevytváří
- f) stroj je magneticky souměrný.
- g) pro vinutí rotoru platí zdrojový systém, pro sator spotřebičový.

Pro elektrické obvody se soustředěnými parametry platí podle druhé Maxwellovy rovnice druhý Kirchhoffův zákon (viz také [1]). Podle tohoto zákona můžeme pro napětí U , magnetické spřažené toky Ψ a proudy vinutí I satoru a rotoru (index s a r) v maticovém tvaru napsat (derivace podle času je značena $\dot{}$):

$$\mathbf{U}_s = -\mathbf{R}_s \mathbf{I}_s - \dot{\Psi}_s \quad \mathbf{U}_r = \mathbf{R}_r \mathbf{I}_r + \dot{\Psi}_r \quad \mathbf{R}_s = \begin{pmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{pmatrix} \quad \mathbf{R}_r = \begin{pmatrix} R_F & 0 & 0 \\ 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & R_Q \end{pmatrix} \quad (2.4-1)$$

Pro magnetické spřažené toky platí vztah mezi vlastními a vzájemnými indukčnostmi (L a M) a proudy:

$$\Psi_s = L_s \mathbf{I}_s + M_{sr} \mathbf{I}_r \quad \Psi_r = L_r \mathbf{I}_r + M_{rs} \mathbf{I}_s \quad (2.4-2)$$

Sloupcové matice rotorových a satorových veličin jsou ve tvaru:

$$\mathbf{X}_s = \begin{pmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{pmatrix} \quad \mathbf{X}_r = \begin{pmatrix} X_F \\ X_D \\ X_Q \end{pmatrix} \quad \mathbf{X} = \mathbf{U}, \mathbf{I}, \Psi \quad (2.4-3)$$

Vlastní a vzájemné indukčnosti synchronních strojů nejsou konstantní, nýbrž se mění s polohou rotoru vůči referenční ose fáze a. Za předpokladu sinusového rozložení magnetomotorických sil ve vzduchové mezeře můžeme pro ně psát v maticovém vyjádření zjednodušeně pro stroje s hladkým rotorem:

$$\mathbf{M}_{sr} = \begin{pmatrix} M_F \cos \gamma & M_D \cos \gamma & M_Q \sin \gamma \\ M_F \cos(\gamma - \varphi) & M_D \cos(\gamma - \varphi) & M_Q \sin(\gamma - \varphi) \\ M_F \cos(\gamma + \varphi) & M_D \cos(\gamma + \varphi) & M_Q \sin(\gamma + \varphi) \end{pmatrix} \quad \mathbf{L}_s = \begin{pmatrix} L_0 & -M_0 & -M_0 \\ M_s & L_0 & -M_0 \\ -M_0 & -M_0 & L_0 \end{pmatrix} \quad \mathbf{L}_r = \begin{pmatrix} L_F & M_R & 0 \\ M_R & L_D & 0 \\ 0 & 0 & L_Q \end{pmatrix} \quad (2.4-4)$$

$$M_{rs} = M_{sr}^T \quad \varphi = 2\pi/3$$

Podrobnější odvození a vysvětlení nalezne čtenář v [1] (str. 85-87) nebo v [2] (str. 81-84).

Periodická změna indukčností stroje způsobená vzájemným pohybem statoru a rotoru komplikuje řešení rovnic (2.4-1). Naštěstí existuje způsob, jak tuto komplikaci eliminovat převedením rovnic s trojfázového souřadnicového systému a, b, c do souřadnicového systému d, q pevně spojeného s rotorem stroje. Tento postup se nazývá na počest svého objevitele Parkova transformace (publikovaná v [3]). Transformace má maticový tvar:

$$\mathbf{X}_P = \frac{2}{3} \begin{pmatrix} \cos\gamma & \cos(\gamma-\varphi) & \cos(\gamma+\varphi) \\ \sin\gamma & \sin(\gamma-\varphi) & \sin(\gamma+\varphi) \end{pmatrix} \mathbf{X}_s \quad \mathbf{X}_P = \begin{pmatrix} X_d \\ X_q \end{pmatrix} \quad \mathbf{X} = \mathbf{U}, \mathbf{I}, \Psi \quad (2.4-5)$$

Po provedení transformace (viz např. [2] nebo [4]) přejdou napěťové rovnice statoru a cívkové toky do tvaru:

$$\mathbf{U}_P = -\mathbf{R}_s \mathbf{I}_P - \dot{\Psi}_P + \begin{pmatrix} 0 & -\omega \\ \omega & 0 \end{pmatrix} \Psi_P \quad \Psi_P = \mathbf{L}_d \mathbf{I}_P + \begin{pmatrix} M_F & M_D & 0 \\ 0 & 0 & M_Q \end{pmatrix} \mathbf{I}_r \quad \Psi_r = \mathbf{L}_r \mathbf{I}_r + \begin{pmatrix} M_F & 0 \\ M_D & 0 \\ 0 & M_Q \end{pmatrix} \mathbf{I}_P \quad (2.4-6)$$

Pro synchronní indukčnost platí $L_d = L_0 + M_0$.

Druhý člen na pravé straně statorové napěťové rovnice představuje tzv. transformační napětí a třetí tzv. rotační napětí. Oba členy mají fundamentální význam pro modelování elektromagnetických a elektromechanických přechodných dějů.

Pro elektromagnetické rychlé děje můžeme obvykle považovat úhlovou rychlostí ω za konstantní (během doby, po kterou elektromagnetické přechodné děje sledujeme, se rotor stroje vlivem setrvačnosti nestačí příliš zrychlit nebo urychlit), takže není nutno uvažovat pohybovou rovnici. Časové derivace magnetických spřažených toků Ψ (transformační napětí) se však uvažují a napětí a proudy se tudíž nemohou měnit skokem.

Pro pomalejší elektromechanické přechodné děje se obvykle transformační napětí zanedbávají (napětí a proudy se pak mohou měnit skokem) a naopak rychlost otáčení je proměnlivá (klíčovou roli pak hraje pohybová rovnice zprostředkující vazbu mezi elektrickými obvody stroje a mechanickým momentem na hřídeli). Rozdělení přechodných dějů na elektromechanické a elektromagnetické je všeobecně uznávaným předpokladem (viz např. [5] [6]) a proto se ho budeme v dalším výkladu také držet.

V dalším odvození se zaměříme na elektromechanické přechodné děje a elektromagnetické přechodné děje budou více popsány v kapitole 3.6.

Zanedbáním statorových transformačních napětí přecházejí statorové diferenciální rovnice na algebraické. Další zjednodušení přináší přechod od magnetických spřažení na elektromotorická napětí značená symbolem E. Po provedení příslušných substitucí, za předpokladu magnetické symetrie $X_q'' = X_d''$ a převedení do poměrných hodnot obdržíme nové napěťové rovnice statoru ve tvaru:

$$\begin{aligned} U_d &= -R_s I_d - X_d'' I_q + E_d'' \\ U_q &= -R_s I_q + X_d'' I_d + E_q'' \end{aligned} \quad (2.4-7)$$

Pro obvody rotoru obdržíme nové napěťové diferenciální rovnice ve tvaru:

$$\begin{aligned} T_{d0}' * E_q' &= U_B + (X_d - X_d') * I_d - E_q' \\ T_{q0}' * E_d' &= - (X_q - X_q') * I_q - E_d' \\ T_{d0}'' * E_q'' &= E_q' + (X_d' - X_q'') * I_d - E_q'' \\ T_{q0}'' * E_d'' &= E_d' - (X_q' - X_d'') * I_q - E_d'' \end{aligned} \quad (2.4-8)$$

E_q', E_d', E_q'', E_d'' . průměty elektromotorických sil do os d a q

I_d, I_q průměty proudu statoru

U_B budící napětí

$T_{d0}', T_{d0}'', T_{q0}''$ časové konstanty naprázdno

X_d, X_d', X_d'' synchronní, přechodná a rázová reaktance v podélné ose

X_q, X_q' synchronní a přechodná reaktance v příčné ose.

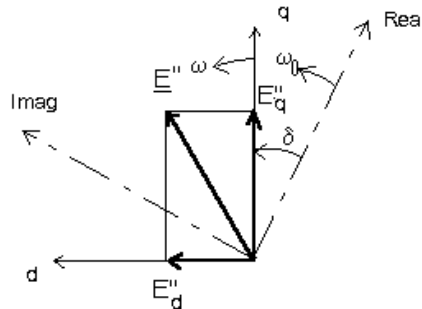
Rovnice v tomto tvaru byly publikovány již např. v [7] a odvození je provedeno i v [8]

Za vztahné hodnoty byly vzaty jmenovité hodnoty statorového proudu a napětí a budící napětí naprázdno.

Za těchto předpokladů je elektromotorická síla za synchronní reaktancí E_q rovna budícímu proudu I_B a platí:

$$E_q = I_B = E_q' - (X_d - X_d') * I_d \quad (2.4-9)$$

Výše uvedené rovnice statorových a rotorových obvodů byly odvozeny v Parkově transformaci a platí tudíž v souřadné soustavě dq pevně spojené s osou rotoru. Svorkové napětí \underline{U}_G je naproti tomu obvykle vyjadřováno v souřadné soustavě otáčející se synchronní rychlostí ω_0 . Napětí sítě jsou s výhodou vyjadřována v komplexním tvaru jako fázory definované vztahem (2.1-2) - souřadná soustava sítě je pak komplexní rovinou. Od synchronně se otáčející reálné osy se odečítají absolutní zátěžné úhly generátorů δ . Vztah mezi oběma soustavami je patrný z následujícího obrázku:

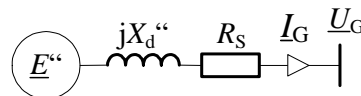


Obr. 2.4-4 Vztah souřadných soustav generátoru a sítě

Pro transformaci z jedné soustavy do druhé platí vztahy:

$$\begin{aligned} E_q'' + jE_d'' &= \underline{E}'' * \exp(-j\delta) & \underline{E}'' &= (E_q'' + jE_d'') * \exp(j\delta) \\ \underline{U}_G &= (U_q + jU_d) * \exp(j\delta) & \underline{I}_G &= (I_q + jI_d) * \exp(j\delta) \end{aligned} \quad (2.4-10)$$

Náhradní schéma synchronního stroje získané na základě rovnic (2.4-7) a (2.4-10) je zobrazeno na následujícím obrázku.



Obr. 2.4-5 Náhradní schéma synchronního generátoru zapojeného do sítě

Náhradní schéma lze použít jak pro výpočty zkratových proudů (uvedené dále v kapitole 3.2) tak i pro výpočty dynamické stability (uvedené dále v kapitole 3.5). Pro elektrický výkon generátoru pak platí jednoduché vztahy (komplexně sdružená hodnota je značena *):

$$P_G = \text{Real}\{\underline{U}_G \underline{I}_G^*\} \quad Q_G = \text{Imag}\{\underline{U}_G \underline{I}_G^*\} \quad (2.4-11)$$

Pohybová rovnice vyjadřuje vztah mezi elektrickým momentem generátoru m_E a mechanickým momentem turbíny m_M na hřídeli stroje a jeho úhlovou rychlostí ω_M . Podle d'Alembertova principu (nebo 2. Newtonova zákona) můžeme napsat při zanedbání krutu hřídele (za předpokladu tuhého hřídele) v pojmenovaných hodnotách:

$$J\omega_M^\circ + D_D\omega_M = m_M - m_E \quad \delta^\circ = p\omega_M - \omega_0 \quad (2.4-12)$$

J je sumární moment setrvačnosti soustrojí ($GD^2/4$), D_D je koeficient tlumení postihující mechanické ztráty ventilační a tření, p je počet pólů určující vztah mezi mechanickou a elektrickou úhlovou rychlostí ω . Absolutní zátěžný úhel δ se získá integrací odchylky elektrické kruhové rychlosti od jmenovité (synchronní) hodnoty ω_0 .

Pokud dosadíme za elektrický moment výkon generátoru a převedeme proměnné do poměrných hodnot obdržíme pohybovou rovnici ve tvaru:

$$T_M^* s_G^\circ + D_D^* s_G = m_M - P_G / (1 + s_G) \quad \delta^\circ = \omega_0 s_G \quad s_G = \omega / \omega_0 - 1 \quad (2.4-13)$$

s_G skluz rotoru (poměrná odchylka otáček od jmenovité hodnoty)

δ absolutní zátěžný úhel

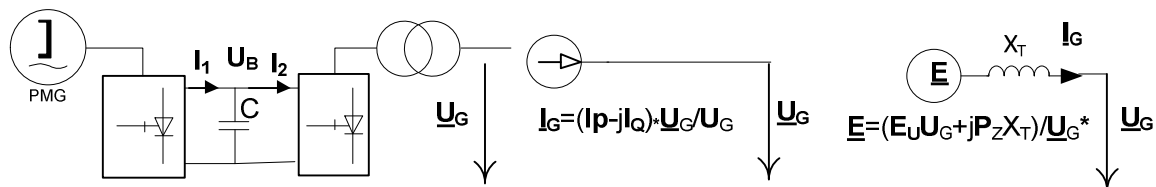
$T_M = J\omega_M^2 / S_{Gn}$ mechanická časová konstanta vztažena na jmenovitý zdánlivý výkon

ω_M, ω_0 mechanická kruhová rychlost, synchronní kruhová rychlost 314 rad/s.

Rovnice (2.4-8) a (2.4-13) představují soustavu diferenciálních rovnic pro 6 stavových proměnných $E_q', E_d', E_q'', E_d'', s_G$. a δ , ve kterých figuruje dalších 5 neznámých. Proudy I_d , I_q získáme řešením rovnic (2.4-7) ze známého svorkového napětí \underline{U}_G , podobně jako hodnotu elektrického výkonu P_G z rovnic (2.4-10) a (2.4-11). Pro získání řešitelné soustavy rovnic tedy zbývá definovat budící napětí U_B z rovnic rotorových vinutí a mechanický moment m_M vstupující do pohybové rovnice. Zdrojem budícího napětí jsou budící systémy, kterými se bude zabývat kapitola 2.5. Zdrojem mechanického momentu jsou primární pohony popsané v kapitole 0.

2.4.1. Synchronní stroj s permanentními magnety a plno-výkonovým měničem

Principiální schéma synchronního stroje s permanentními magnety, jehož výkon je vyveden do sítě plno-výkonovým frekvenčním měničem, je zobrazeno na následujícím obrázku:



Obr. 2.4-6 Vyvedení generátoru přes frekvenční měnič a náhradní schéma

Synchronní stroj poháněný obvykle větrnou turbínou (viz kapitola 2.6.5) napájí plno-výkonový frekvenční měnič. Výstupní (síťová) část měniče je zapojena přes transformátor do sítě. Vektorové řízení prvků IGBT pomocí pulzně šířková modulace umožňuje rychlou (z hlediska elektromechanických přechodných dějů prakticky okamžitou) regulaci přenášených výkonů.

V simulačních výpočtech dynamické stability se v souladu s doporučením výrobců [9] generátor s frekvenčním měničem nahrazuje vsťikovaným proudem (Nortonův ekvivalent), jak ukazuje náhradní schéma uprostřed obrázku (podrobnosti modelu jsou uvedeny v [10] V tomto případě se regulují podélná a příčná složka proudu (vzhledem k fázoru svorkového napětí \underline{U}_G). V některých případech, jako je separátní provoz generátoru do izolované zátěže, je vhodnější použít Theveninův ekvivalent zobrazený v pravé části obrázku (podrobnosti modelu jsou uvedeny v [11]). V tomto případě se reguluje podélná složka \underline{E} (průmět do fázoru svorkového napětí \underline{U}_G) a zadaný výkon P_Z (v ustáleném stavu je rovný výkonu generátoru).

Literatura ke kapitole 2.4

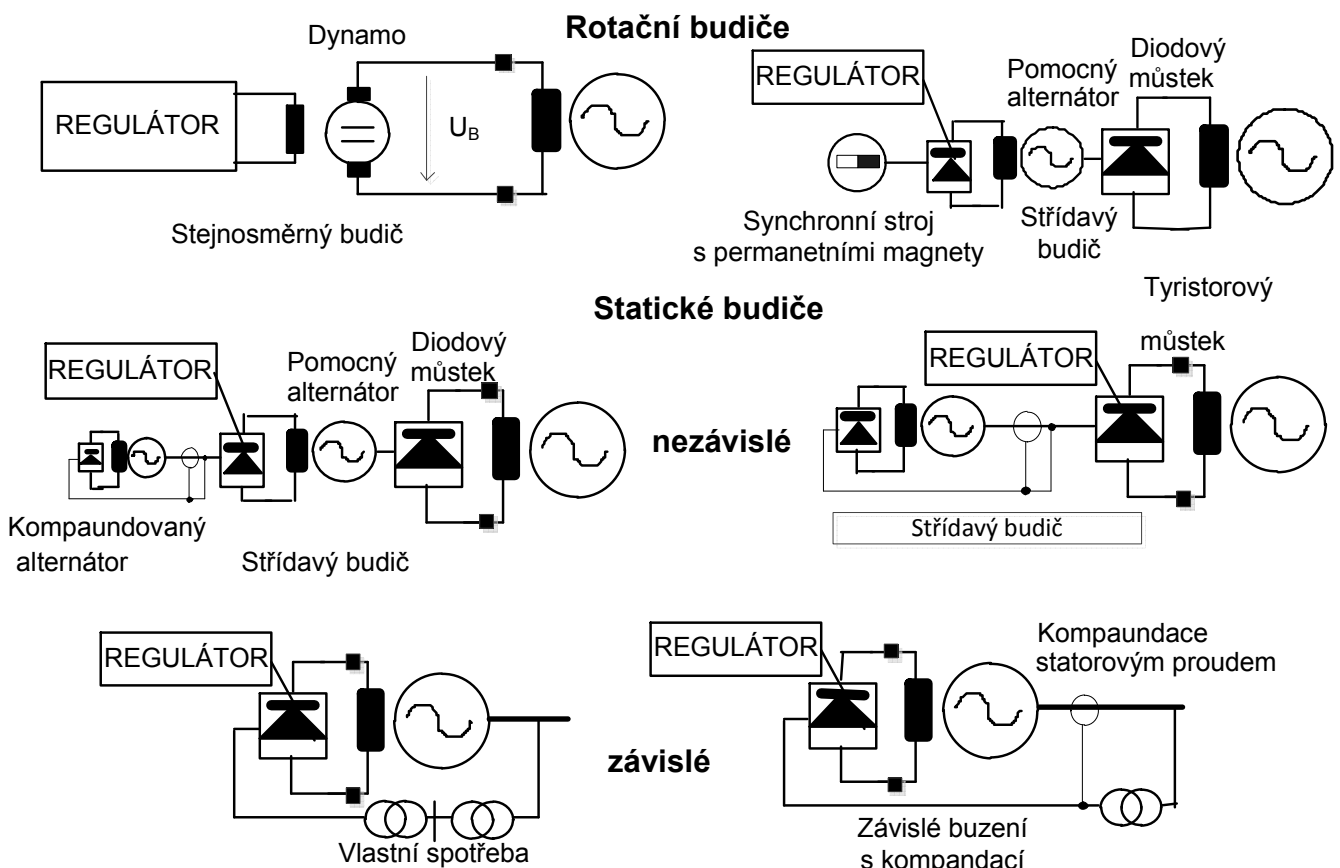
- [1] J. Měřička, Z. Zoubek: Obecná teorie elektrického stroje, SNTL Praha 1973
- [2] P. Anderson, A. Fouad: Power system control and stability, IEEE Press 1994, ISBN 0-7803-1029-2
- [3] R.H.Park: Two Reaction Theory of Synchronous Machines, Generalised Method of Analysis, AIEE transactions, 1929 (str.716-727)
- [4] Z. Trojánek, J. Hájek, P. Kvasnica: Přechodné jevy v elektrizačních soustavách, SNTL Alfa 1987
- [5] P. Kundur: Power System Stability and Control, McGraw Hill, Inc., 1993, IABN 0-07-035958-X
- [6] R. Marconato: Electric power System, Vol. 3 – Dynamic Behaviour, Stability and Emergency Control, CEI Milano 2008, ISBN 978-88-432-00061-0
- [7] J. Arrillaga a kol.: Computer Modelling of Electrical Power System; John Willey & Sons ; 1983
- [8] J. Machowski, J.W.Bilek, J.M. Bumby: Power System Dynamics, John Wiley & Sons, Ltd, 2008, ISBN 978-0-470-72558-0
- [9] K. Clark, N. W. Miller, J. J. Sanchez-Gasca: Modeling of GE Wind Turbine-Generators for Grid Studies, GE Energy report Version 4.4, 2009
- [10] K. Máslo, M. Pistora: Dlouhodobá dynamika soustavy s rozptýlenou výrobou včetně OZE, konference CIRED, Tábor 2010
- [11] K. Máslo, M. Pistora: Modelování možnosti separátního provozu větrné turbíny, International Conference Electric Power Engineering ISBN 978-80-248-2393-5, Dlouhé Stráně 2011

2.5. Budicí systémy synchronních strojů

Budicí systém sestává z budiče a regulátoru buzení. Výkon budiče tvoří zpravidla 0.2-0.8 % výkonu generátoru a napětí zpravidla nepřesahuje 1 kV, aby jeho vinutí nevyžadovalo dodatečnou izolaci.

Budiče lze dělit na rotační a statické. Rotační budiče jsou zobrazeny v horní části Obr. 2.5-1. V případě rotačních budičů se budicí proud získává ze stejnosměrných generátorů neboli dynam nebo ze střídavých generátorů opatřených usměrňovači. Poněvadž stejnosměrné zdroje (dynamy) nedosahují potřebných výkonů, zapojují se do kaskády. To však vede ke zhoršování dynamiky budiče, projevující se ve zvýšení jeho ekvivalentní časové konstanty (budič má pomalejší odezvy na změny zadaného hodnoty nebo regulovaného napětí). Navíc se zde objevují problémy s komutací, proto nelze takové typy budičů užít v případě velkých generátorů vyžadujících značné budicí proudy. Výhodnější zapojení sestává ze synchronního stroje na hlavním hřídeli s budicím vinutím na statoru a vinutím kotvy na rotoru. Střídavý proud indukovaný v rotorovém vinutí je usměrněn diodami připevněnými k rotoru a odtud je přímo napájeno rotorové vinutí synchronního alternátoru. Nevýhodou je zde skutečnost, že budicí proud lze řídit pouze nepřímo v budicím obvodu budiče, což vede ke zvýšení časové konstanty systému až o 1 s. Zkrátit ji lze tak, že se místo usměrňovacích diod použijí tyristory a řízení se provádí prostřednictvím změny jejich spínacího úhlu. Řízení spínacího úhlu rotujících tyristorů je ovšem složité a příslušný úhel může být ovlivněn i rozptylovým elektromagnetickým polem uvnitř generátoru.

Základem statických budicích systémů jsou usměrňovače, které přes kroužky napájí budicí vinutí hlavního generátoru. Modernější řízené usměrňovače jsou ovládané regulátorem buzení přes řídicí obvody zapalovacího úhlu tyristoru. Statické buzení lze dále rozdělit na závislé a nezávislé. Nezávislé používají jako zdroj napětí pro usměrňovač pomocné střídavé generátory na jednom hřídeli s hlavním generátorem. Závislé jsou napájené ze svorek hlavního generátoru nebo z vlastní spotřeby a jsou tudíž závislé na napětí generátoru. Druhá možnost je ovšem nevýhodná v případě, kdy dojde na svorkách alternátoru ke zkratu, což může vést ke ztrátě buzení. Tuto nevýhodu lze odstranit kompaundací odvozenou z proudu generátoru. Hlavní nevýhodou všech statických systémů je ovšem nutnost napájení rotorového vinutí budicím proudem přes kroužky. Ta je na druhé straně vyvážena velkou rychlostí, s jakou budicí napětí reaguje na změnu napětí regulátoru. Cena polovodičových měničů trvale klesá a jejich spolehlivost roste, stávají se statické budicí systémy nejužívanějšími zdroji buzení velkých generátorů.



Obr. 2.5-1 Principiální schémata jednotlivých typů budičů

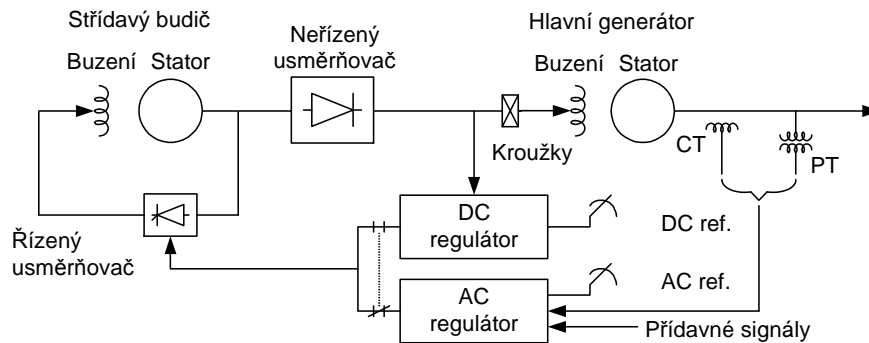
Více o budicích systémech je v [1] V následující kapitole si ukážeme dynamické modely budičů používané pro výpočty dynamické stability.

2.5.1. Dynamické modely budících souprav

Z možných typů budících souprav vybereme na ukázkou statické budiče nezávislé (napájené z pomocného generátoru na jednom hřídeli s hlavním generátorem) s neřízeným diodovým a řízeným tyristorovým usměrňovačem a závislé buzení napájené ze svorek generátoru. Schématické obrázky byly převzaty z [2] a upraveny, Bloková schémata byla převzata z doporučení IEEE [3] Podrobnější odvození modelu rotačního střídavého budiče je uvedeno v [4].

2.5.1.1. Statický budič nezávislý s neřízeným diodovým můstkem

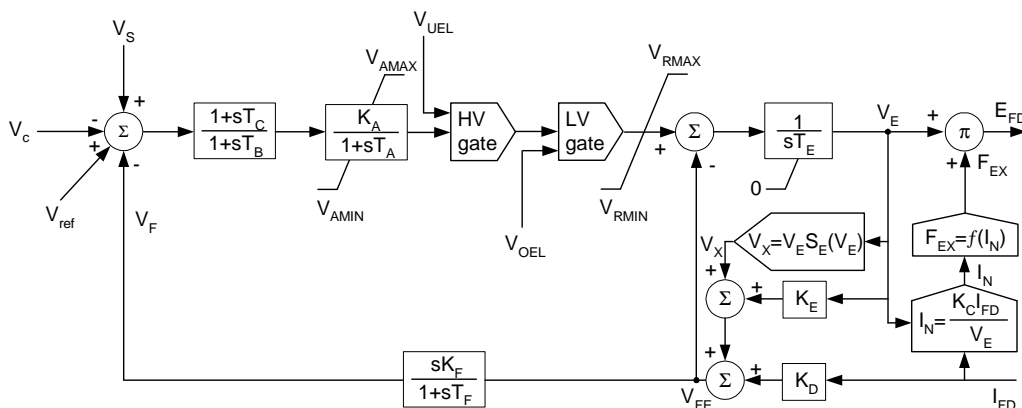
Na následujícím obrázku je schéma této budicí soupravy v anglické terminologii nazývané „Field-controlled alternator rectifier excitation system“.



Obr. 2.5-2 Schéma střídavého budiče (přejato z [2] a upraveno)

Regulátor působí na řízený usměrňovač, který mění buzení napětí střídavého budiče. Schéma obsahuje dva regulátory. Hlavní (označený jako AC z angl. „Alternating current“) reguluje svorkové napětí snímané napěťovým trafem PT a upravené proudem z proudového trafo CT (tzv. statika jalovým proudem) na zadanou hodnotu AC ref. Do hlavního budiče vstupují další signály sloužící pro tzv. přídavné automatiky (omezovače proudu, hlídače meze podbuzení a stabilizátory). Jako záloha slouží tzv. stejnosměrný regulátor (označený jako DC z angl. „Direct current“), který reguluje buzení proud na zadanou hodnotu DC ref.

Blokové schéma modelu nezávislého buzení s neřízeným usměrňovačem podle standardu IEEE [3] označené jako AC1A je na následujícím obrázku.

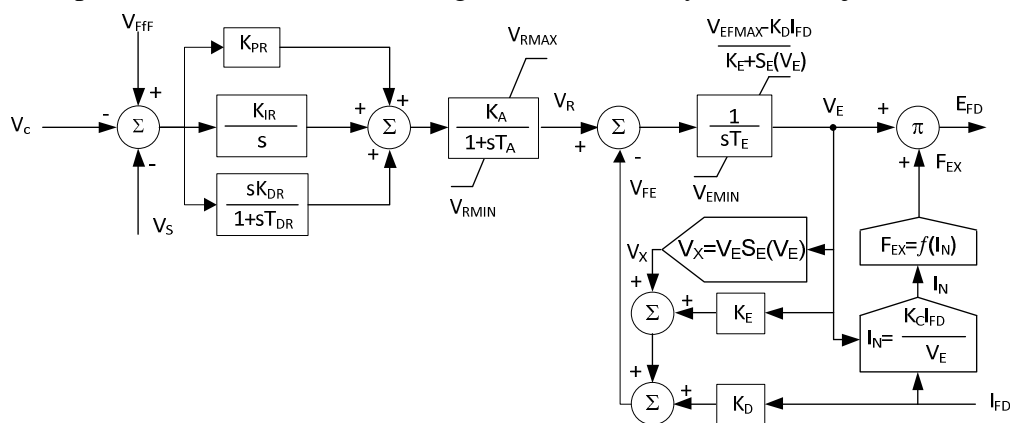


Obr. 2.5-3 Model AC1A podle standardu IEEE (převzato z [3])

Modely buzení podle IEEE standardů zahrnují jak budič, tak i regulátor. Rozhraní mezi nimi představuje proměnná V_R . Vlastní regulátor je proporcionální se zesílením K_A a regulační odchylka je zpracovávána v členu lead-lag. Přídavné signály omezovače buzení proudu V_{OEL} a hlídače meze podbuzení V_{UEL} vstupují do regulátoru přes výběrové členy minima a maxima (LV a HV gate). Přídavné signály systémového stabilizátoru V_S se přičítá k regulační odchylce získané jako rozdíl zadané hodnoty V_{ref} a výstupu čidla měřené hodnoty doplněné o statiku proudem V_C . Omezení výstupu regulátoru $V_{RMIN} - V_{RMAX}$ je dáno kapacitou řízeného usměrňovače a omezení $V_{AMIN} - V_{AMAX}$ je dáno parametry regulátoru. Regulátor obsahuje i derivační zpětnou vazbu V_F od vnitřní proměnné modelu V_{FE} (úměrnému napětí střídavého budiče V_E a buzenímu proudu I_{FD}).

Akční člen se skládá jednak z modelu pomocného střídavého budiče zahrnující časovou konstantu T_E a zesílení ve zpětné vazbě K_E . Model je doplněn funkcí sycení V_X a zpětnou vazbou K_D od buzenímu proudu hlavního generátoru I_{FD} (vliv reakce kotvy). Na výstupní napětí pomocného generátoru V_E navazuje model neřízeného usměrňovače, který funkcí F_{EX} postihuje úbytky napětí na ve třech možných komutačních režimech usměrňovače.

Regulátor modelu AC1A je pouze proporcionální. V našich podmínkách se používají spíše PI regulátory. Tomu odpovídá model AC8B s PID regulátorem uvedený na následujícím obrázku:

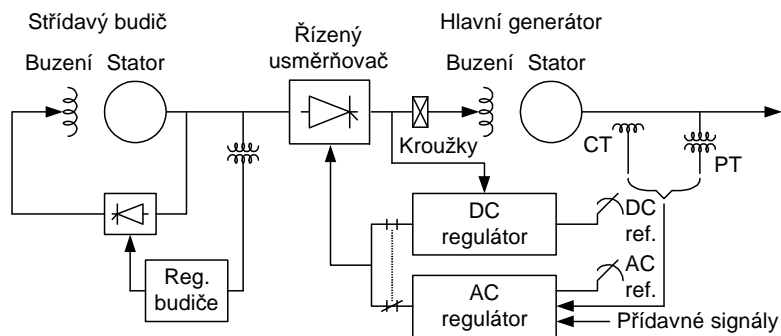


Obr. 2.5-4 Model AC8B podle standardu IEEE (převzato z [3])

Akční člen budiče (neřízený usměrňovač napájený z pomocného generátoru) je modelován stejně jako u předchozího AC1A (v obrázku je napravo od šipky výstupu regulátoru V_R). Volbou $K_{DR}=0$ nebo $K_{IR}=0$ se dá integrační nebo derivační část regulátoru vyřadit.

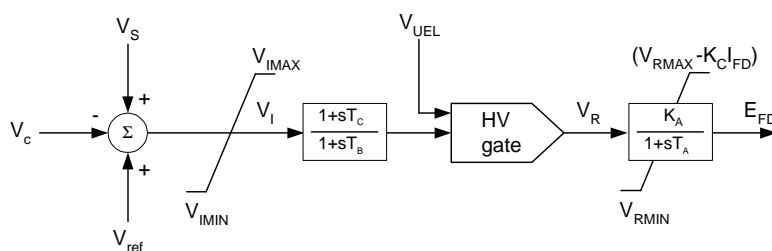
2.5.1.2. Statický budič nezávislý s řízeným tyristorovým můstkem

Pokud neřízený usměrňovač nahradíme řízeným, obdržíme uspořádání podle následujícího obrázku v anglické terminologii nazývané („Alternator-supplied controlled-rectifier excitation system“).



Obr. 2.5-5 Schéma střídavého budiče řízeným usměrňovačem (přejato z [2] a upraveno)

Blokové schéma modelu nezávislého buzení s řízeným usměrňovačem podle standardu IEEE [3] označené jako AC4A je na následujícím obrázku.



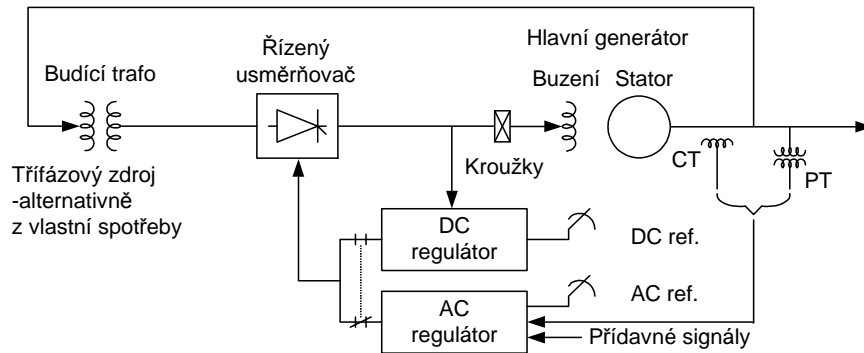
Obr. 2.5-6 Model AC4A podle standardu IEEE (převzato z [3])

Model AC4A odpovídá střídavému budiči s řízeným můstkem. Na rozdíl od modelu AC1A obsahuje regulátor omezení regulační odchylky $V_{IMIN}-V_{IMAX}$ a nemá interní stabilizaci derivační zpětnou vazbou. Model akčního členu se podstatně zjednodušil na člen zpoždění 1. řádu T_A , které respektuje zpoždění v řídicích obvodech usměrňovače a je velmi malé, takže pro běžné simulační výpočty elektromechanických přechodných dějů je lze zanedbat. Parametrem k_C se respektuje úbytek napětí při komutacích řízeného usměrňovače.

Pokud je potřeba modelovat PI regulátor je možno použít předchozí model AC7B, který při volbě parametrů $K_C=0$, $K_D=0$, $K_E=1$, $S_E=0$, $T_E \rightarrow 0$ zdegeneruje přenos akčního členu na 1 a odpovídá tak přibližně struktuře modelu AC4A (při zanedbání vlivu reakce kotvy od budícího proudu I_{FD}).

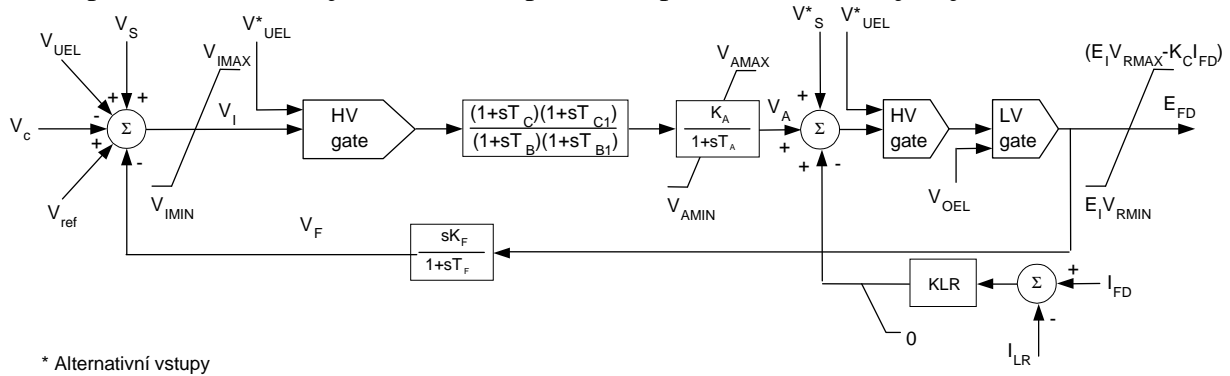
2.5.1.3. Statický budič závislý

Budicí systém je napájen ze svorek hlavního generátoru (případně z vlastní spotřeby). Napájení může být buď jen z napěťového trafa nebo tzv. kompaundované (kdy zdroj napájení je doplněn proudovým zdrojem). První případ ukazuje následující obrázek budicího systému v anglické terminologii „Potential-source controlled-rectifier excitation system“.



Obr. 2.5-7 Schéma závislého budiče (přejato z [2] a upraveno)

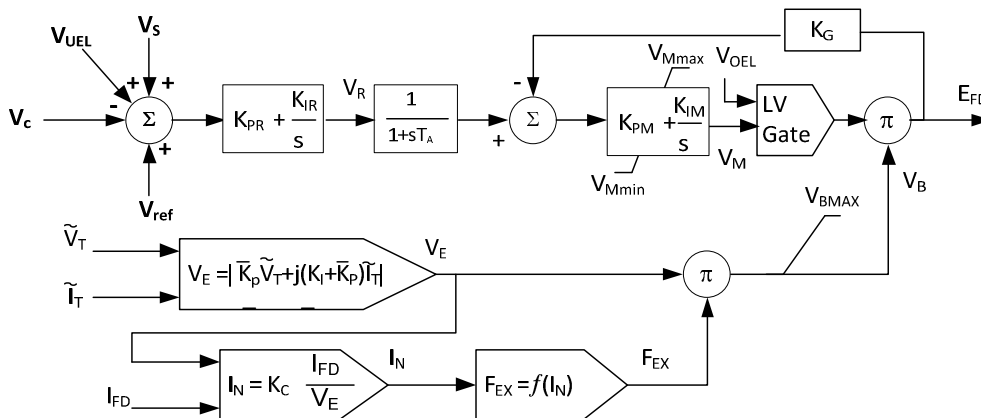
Blokové schéma modelu závislého buzení s řízeným usměrňovačem podle standardu IEEE [3] označené jako ST1A je na Obr. 2.5-8. V porovnání s modely AC1A a AC4A je člen lead – lag proporcionalního regulátoru dvojitý. Model akčního členu se dále zjednodušil jen na omezení bez přídavného zpoždění. Závislost je modelována pomocí napětí E_I , které se objevuje v omezení akčního členu.



* Alternativní vstupy

Obr. 2.5-8 Model ST1A podle standardu IEEE (převzato z [3])

V knihovně modelů IEEE je i alternativa pro případ PI regulátor – model ST4B, znázorněný na následujícím obrázku:



Obr. 2.5-9 Model ST4B podle standardu IEEE (převzato z [3])

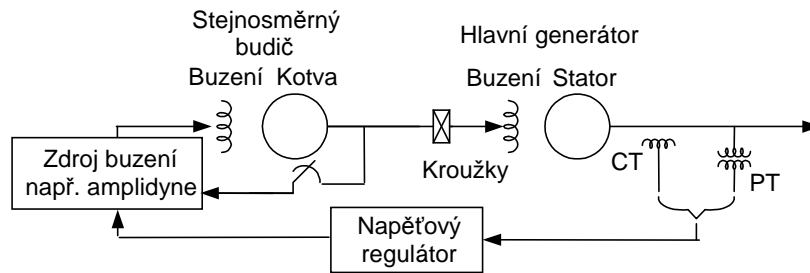
Závislost akčního členu je modelována pomocí napětí V_B , které tentokrát násobí výstup regulátoru. Toto napětí může být přímo ze svorek generátoru V_T nebo může být získáno kompaundací od proudu generátoru I_T (tím se eliminují poklesy napájecích napětí budiče při blízkých zkratech). Model obsahuje vnořený PI regulátor budicího napětí E_{FD} , který se dá volbou parametrů $K_{PM}=1$, $K_{IM}=0$ a $K_G=0$ vyřadit.

Použití modelů budicích systémů pro výpočty dynamické stability je popsáno i v knize [6] a v dalších článcích [7] - [10]. Problematikou modelování budicích systémů se zabývají i publikace [11] - [13].

Zbývá ještě podrobněji popsat regulátor buzení, jehož některé členy již byly zmíněny v popisu modelů podle standardu IEEE.

2.5.1.4. Stejnosemny budič

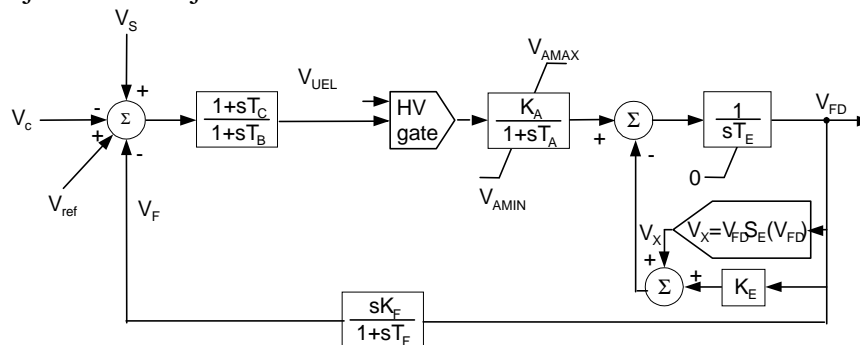
Stejnosemny budič predstavujú starší typy používané do poloviny šedesátých let, kedy boli nahrazeny striedavými budičmi a závislými soupravami. Příklad uspořádání tohoto budiče je na Obr. 2.5-10.



Obr. 2.5-10 Schéma stejnosměrného budiče (přejato z [2] a upraveno)

V schématu slouží jako základní zdroj budicího proudu stejnosměrného budiče vlastní budič (jedná se tzv. samobuzení). Dodatečné přibuzování a odbuzování zajišťuje regulátor.

Blokové schéma modelu nezávislého buzení s řízeným usměrňovačem podle standardu IEEE [3] označené jako DC1A je na následujícím obrázku.

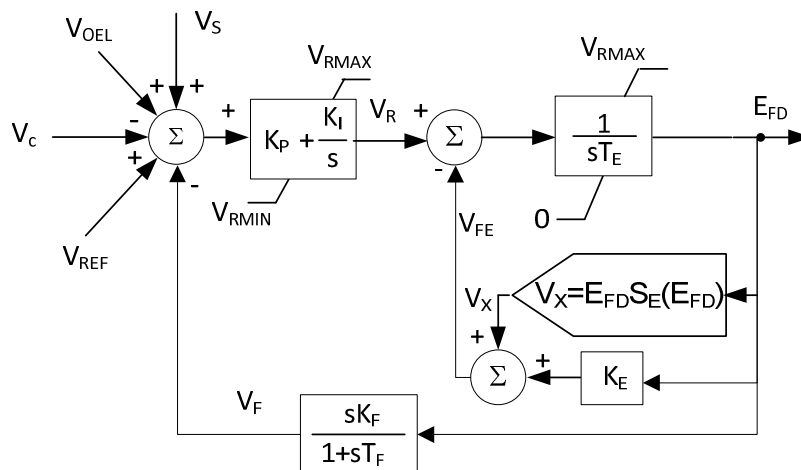


Obr. 2.5-11 Model DC1A podle standardu IEEE (převzato z [3])

Pro funkci sycení lze použít aproximační vztah:

$$V_x = -A_{EX} * e^{B_{EX} F_{FD}} \quad (2.5-1)$$

V našich podmínkách se používají spíše PI regulátory, takže vhodný model by měl uspořádání dle Obr. 2.5-12.



Obr. 2.5-12 Model stejnosměrného budiče s PI regulátorem

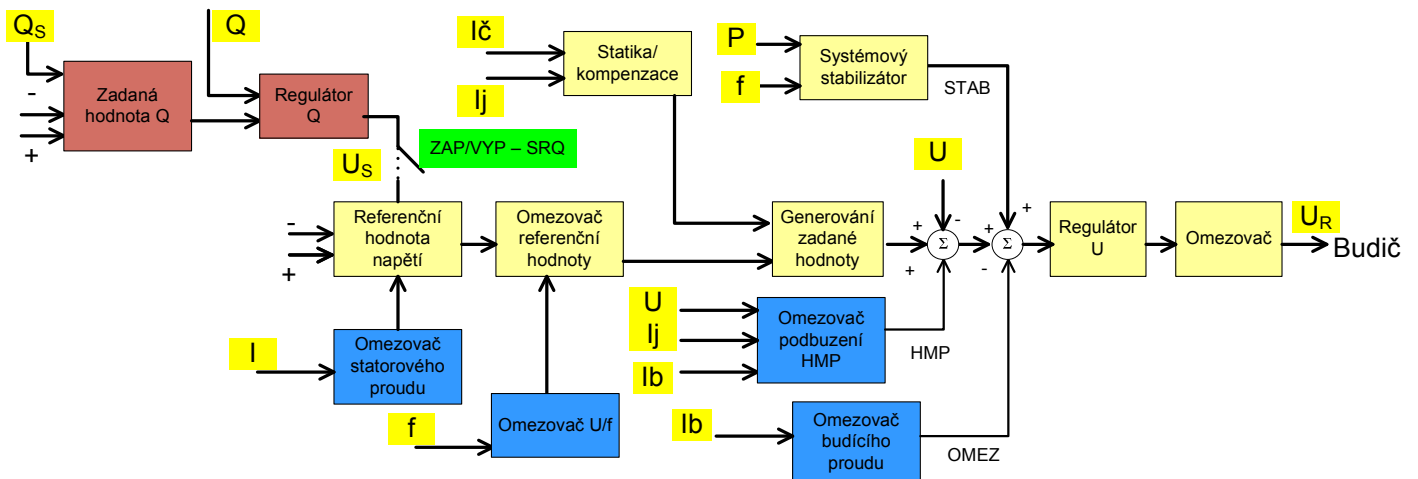
2.5.2. Regulátor buzení

Základní funkcí regulátoru buzení je udržovat zadané napětí na svorkách (eventuálně v jiném místě ES) - jedná se o tzv. primární regulaci. Zatímco již popsané modely regulátorů podle standardu IEEE byly čistě proporcionální a doplněné členy lead-lag, vyskytují se v našich poměrech také regulátory proporcionálně-integrační. Obvykle je primární regulátor doplněn o tzv. kompaundaci jalovým proudem, která určuje statiku primární regulace, tj. sklon statické charakteristiky $U_G = \text{funkce}(Q_G)$. Z toho plyne, že svorkové napětí není konstantní, ale mění se v závislosti na jalovém zatížení.

Kromě základní primární regulace napětí plní regulátor buzení zpravidla i doplňkové funkce, k čemuž slouží:

- omezovač statorového a rotorového proudu - chrání generátor před přetížením obou obvodů;
- hlídač meze podbuzení, který nedovolí odbudít stroj tak, aby byla ohrožena statická stabilita, překročeno dovolené oteplení čelních spojek vinutí statoru a aby napětí vlastní spotřeby kleslo pod dovolenou mez;
- systémový stabilizátor - sloužící k tlumení přechodných dějů, zvláště elektromechanických kyvů;
- sekundární regulátor jalového výkonu, který udržuje jalový výkon na zadané hodnotě, pak je potlačena funkce primárního regulátoru; používá se, jestliže je např. blok zapojen do regulace napětí v pilotním uzlu.

Jedno z možných uspořádání regulátoru buzení ukazuje následující obrázek:



Obr. 2.5-13 Zjednodušené schéma možného uspořádání regulátoru buzení

Vstupy do regulátoru buzení tvoří:

- U, f amplituda a frekvence svorkového napětí generátoru
- P, Q činný a jalový výkon generátoru
- I, I_b proud statoru a rotoru (budící)
- I_c, I_j činný a jalový proud statoru generátoru (podíl P, Q a napětí U)

Výstup regulátoru buzení ovládá obvykle zapalovací úhly řízených usměrňovačů, jak ukazují obrázky Obr. 2.5-2, Obr. 2.5-5 a Obr. 2.5-7.

Výstupy omezovačů statorového a rotorového proudu mohou být alternativně připojeny do součtového bodu regulátoru U .

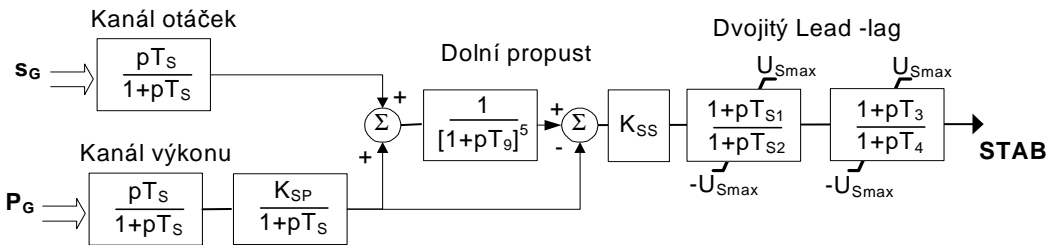
Jak již bylo řečeno, může regulátor buzení pracovat ve dvou režimech:

1. primární regulace napětí (vypínač SRQ je vypnut), kdy generátor reguluje na zadanou hodnotu napětí na svorkách U modifikovanou statikou jalovým nebo činným proudem,
2. sekundární regulaci Q (vypínač SRQ je zapnut), kdy generátor reguluje na zadanou hodnotu jalového výkonu Q .

Zadaná hodnota Q může být měněna buď tlačítky \pm místně nebo dálkově hodnotou Q_s , pokud je blok zapojen do podpůrné služby sekundární regulace U a Q (podrobněji v kapitole 4.3).

Pro doplnění ukážeme příklad modelů systémového stabilizátoru, omezovače rotorového proudu a sekundárního regulátoru jalového výkonu.

Model systémového stabilizátoru je zobrazen na následujícím obrázku:



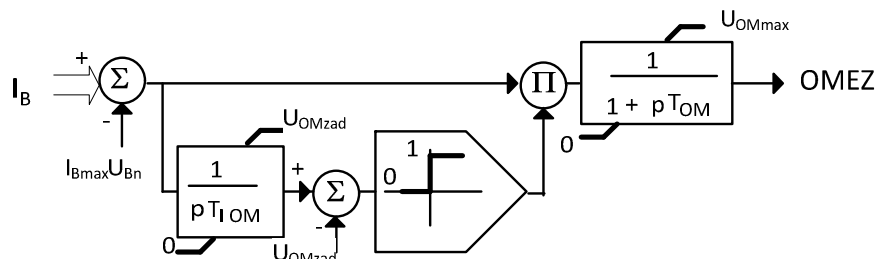
Obr. 2.5-14 Blokové schéma zjednodušeného modelu systémového stabilizátoru

Model je odvozen z výchozího modelu PSS2A podle standardu IEEE [3] zjednodušením (vynechání dvojitých členů „washout“ na vstupech). Hlavní vlastnosti PSS2A jsou však zachovány:

1. tlumení kanálu výkonu pro frekvence vyšší jak $f_{ZS} = 1/(2\pi T_S)$) způsobené členem zpoždění 1. řádu
2. odfiltrování frekvencí vyšších jak $f_{Z9} = 1/(2\pi T_9)$ dolní propustí, čímž se pro vyšší frekvence (odpovídající elektromechanickým kyvům 1-2 Hz) eliminuje vliv kanálu otáček
3. naopak pro nižší frekvence jak $f_{Z9} = 1/(2\pi T_9)$ (odpovídající systémovým kyvům 0.1 - 1 Hz) eliminace vlivu kanálu výkonu.

Stabilizátor je tedy schopen tlumit jak lokální, tak i systémové kyvy. Podrobnosti o použití systémových stabilizátorů jsou uvedeny v [14]

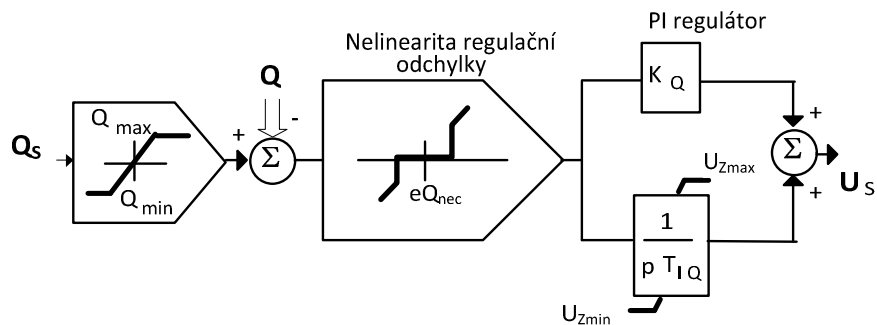
Model omezovače je zobrazen na následujícím obrázku:



Obr. 2.5-15 Blokové schéma omezovače rotorového proudu

Překročí-li budící proud I_B dovolenou hodnotu I_{Bmax} , začne se integrovat odchylka a po dosažení hodnoty U_{OMzad} , se dostane do součtového bodu regulátoru buzení záporný signál OMEZ.

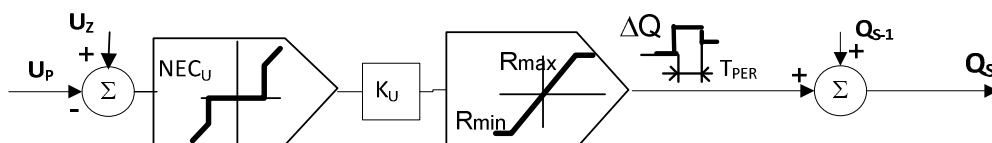
Příklad modelu sekundárního regulátoru jalového výkonu je zobrazen na následujícím obrázku:



Obr. 2.5-16 Blokové schéma modelu sekundárního regulátoru jalového výkonu

Na vstupu regulátoru je požadovaná hodnota jalového výkonu Q_s zadávaná buď automaticky z nadřazeného regulátoru ARN (pokud je blok v dálkovém řízení -viz kap. 4.3.1) nebo ručně. Zadávaná hodnota se porovnává se skutečným jalovým výkonem a pokud regulační odchylka překročí necitlivost, je zpracována v PI regulátoru. Výstupem regulátoru je požadovaná hodnota napětí generátoru U_s .

Pro úplnost uvedeme příklad uspořádání jednoduchého modelu automatického regulátoru napětí:



Obr. 2.5-17 Blokové schéma zjednodušeného modelu ARN

Na vstupu regulátoru je měřená hodnota v pilotním uzlu, která se porovnává se zadanou hodnotou. Po vynásobení regulační odchylky zesílením k_U (mělo by přibližně odpovídat citlivostnímu koeficientu daného uzlu $\Delta Q/\Delta U$) je výstupem regulátoru požadovaná změna ΔQ přerozdělena přičtena k předchozí hodnotě Q_s (regulátor má pulzní charakter a vyhodnocuje odchylku s periodou T_{PER}).

Literatura ke kapitole 2.5

- [1] O. Hora a kol: Regulační a budící systémy synchronních strojů; SNTL 1985
- [2] P. Kundur: Power System Stability and Control, McGraw Hill, Inc., 1993
- [3] IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies, IEEE Standard 421.5- 2005
- [4] K. Máslo, Z. Hruška: Odvození modelu střídavého budiče, X. Mezinárodní vědecké symposium Elektroenergetika ISBN 978-80-553-0237-9, St. Lesná 2009
- [5] L.M. Hajagos, M.J. Basler: :Changes to IEEE 421.5 Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies, IEEE/PES 2005 Meeting, San Francisco
- [6] J. Machowski, J.W. Bialek, J.R. Bumby: Power System Dynamics and Stability, John Willey;1997, 2008
- [7] K. Máslo: Tvorba dynamických - modelů použití pro praktické výpočty, seminář Aktuální otázky a vybrané problémy řízení ES, Poděbrady 2002
- [8] J. Kabelák, K. Máslo: Modelové výpočty vlivů buzení na stabilitu synchronních generátorů, 5. mezinárodní konference Automatizace energetických procesů CP&HS, Zlín 2002
- [9] E. Hrzán: Modelování synchronních generátorů a jejich budících systémů, seminář Aktuální otázky a vybrané problémy řízení ES, Poděbrady 2002
- [10] J. Frous, J. Mariánek: Nové budící soupravy generátorů 259 MVA JE Dukovany a provozní zkušenosti, seminář Aktuální otázky a vybrané problémy řízení ES, Poděbrady 2006
- [11] A. Glaninger-Katschnig at al.: New digital excitation system models in addition to IEEE.421.5 2005, PES/IEEE general meeting 2010
- [12] J. C. Agee: Upcoming Changes to Excitation System Dynamic Performance Guide, IEEE/PES 2005 Meeting
- [13] A. Murdoch at al.: Use of the Latest 421.5 Standards for Modeling Today's Excitation Systems, IEEE/PES 2005 Meeting
- [14] K. Máslo, K. Witner, A. Kasembe, M. Škach, Z. Brettschneider: Systémové stabilizátory – požadavky a jejich prověření, sborník 4. Mezinárodního vědeckého symposia Elektroenergetika, Stará Lesná, 2007

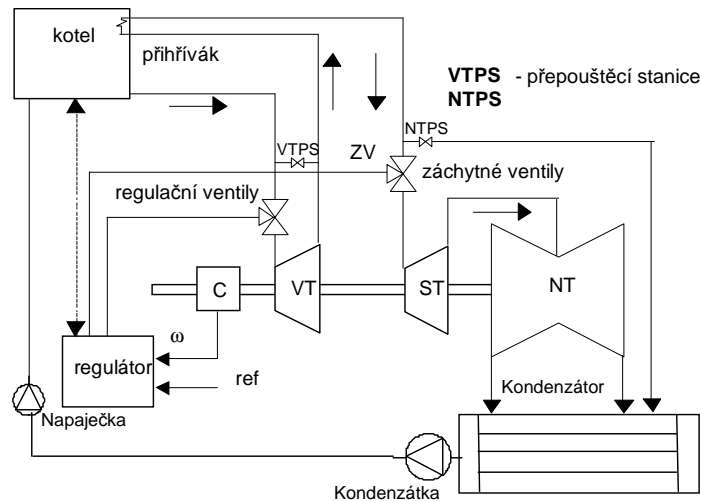
2.6. Primární pohony a zdroje energie

V této kapitole si popíšeme hlavní druhy zařízení používaných pro pohánění generátorů vyrábějících elektrickou energii. Jedná se různé typy turbín případně i jiných motorů. Budou ukázány i základní dynamické modely používané pro výpočty dynamické stability v systémových studiích. V případě, že existují standardní modely (což jsou případy parní, vodní a plynové turbíny), jsou tyto modely prezentovány. V ostatních případech přeplňovaného vznětového motoru a větrné turbíny jsou prezentovány vlastní vytvořené modely. V blokových schématech se obvykle používají poměrné hodnoty vztažené na jmenovité hodnoty zařízení (turbín a generátorů).

Na závěr je zmíněna i fotovoltaická elektrárna, kde místo primárního pohonu jsou zdroji fotovoltaické panely a místo synchronního stroje je pro vyvedení jejich výkonu do střídavé sítě použit střídač (frekvenční měnič).

2.6.1. Parní turbína

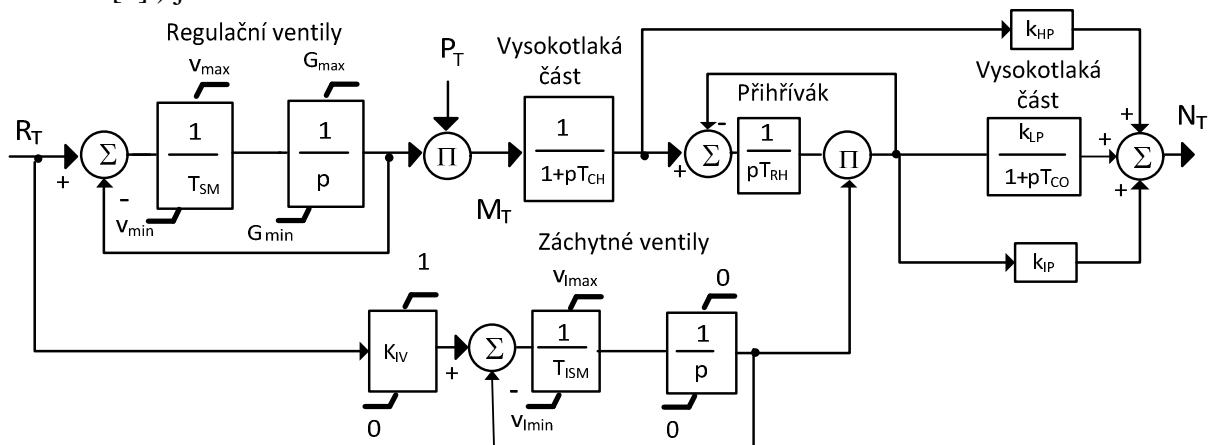
Na následujícím obrázku je schéma parní turbíny.



Obr. 2.6-1 Schéma parní turbíny

U parní turbíny je pohonným médiem pára vyráběna v kotli. Ta vstupuje přes regulační ventily do vysokotlaké části turbíny (VT). Turbíny vyšší výkonů (od 100 MW) jsou vícestupňové a pára se v nich po expanzi ve VT části vrací zpět do kotle na přehřátí. Odtud pára prochází přes záchytné ventily do středotlaké (ST) a nízkotlaké (NT) části a odsud do kondenzátoru. V kondenzátoru se mění na vodu a kondenzátním a napájecím čerpadlem se dopravuje zpět do kotle. Záchytné ventily se uplatňují při velkých výkonových změnách, charakteristických pro ostrovní provozy. V běžném provozu jsou naplno otevřeny. Při prudkém snížení výkonu narůstá vlivem škrcení páry ve ventilech admisní tlak. Na to reagují přepouštěcí stanice, které páry odvádějí páru mimo turbínu (tzv. „by-pass“).

Dynamický model je odvozen ze skutečnosti, že výkon turbíny N_T závisí obecně na součinu průtoku páry M , izentropického tepelného spádu H_0 a vnitřní termodynamické účinnosti η_{TD} (viz např. [1]). H_0 závisí na parametrech páry. Při výpočtech dynamiky vliv změny těchto parametrů (tlaku a teploty páry) zanedbáváme. η_{TD} závisí na změně otáček jednak přes třecí a ventilační ztráty a jednak přes odchylky v rychlostním trojúhelníku popisující vstup páry na lopatky turbíny. Pro předpokládané změny otáček turbíny $\pm 10\%$ se změny účinnosti pohybují v procentech, takže jejich vliv lze také zanedbat. Základy modelování parních turbín pro systémové studie jsou odvozeny v [2] a [3]. Blokové schéma modelu (kompatibilní s [4]) je zobrazeno na Obr. 2.6-2.



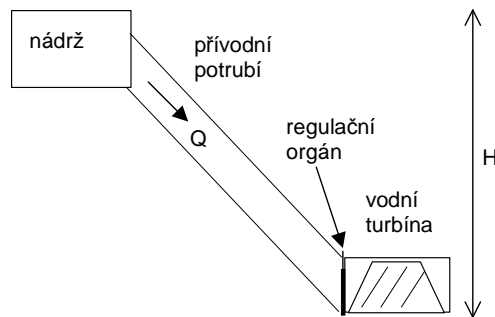
Obr. 2.6-2 Schéma modelu parní turbíny

Vstup modelu tvoří požadované otevření ventilů, dané výstupem regulátoru turbíny R_T . Průtok páry regulačními ventily M_T je dán součinem otevření ventilů a admisního tlaku páry p_T (může být výstupem modelu parního kotle). Model regulačních i záchytných ventilů respektuje omezení rychlosti i otevření.

Dynamika páry při průtoku jednotlivými částmi turbíny respektuje expanzi páry v uzavřených objemech a je modelována zpožděním. Časové konstanty závisí na objemu příslušné části, výchozím tlaku a průtoku a na závislosti měrného objemu páry na tlaku. Jsou tedy závislé na pracovním bodě a proměnné podle zatížení. Koeficienty k_{LP} , k_{IP} , k_{HP} respektují podíl výkonů vyráběných ve vysokotlaké, středotlaké resp. nízkotlaké části turbíny. Podrobněji se modelováním turbín zabývají články [2] - [6].

2.6.2. Vodní turbína

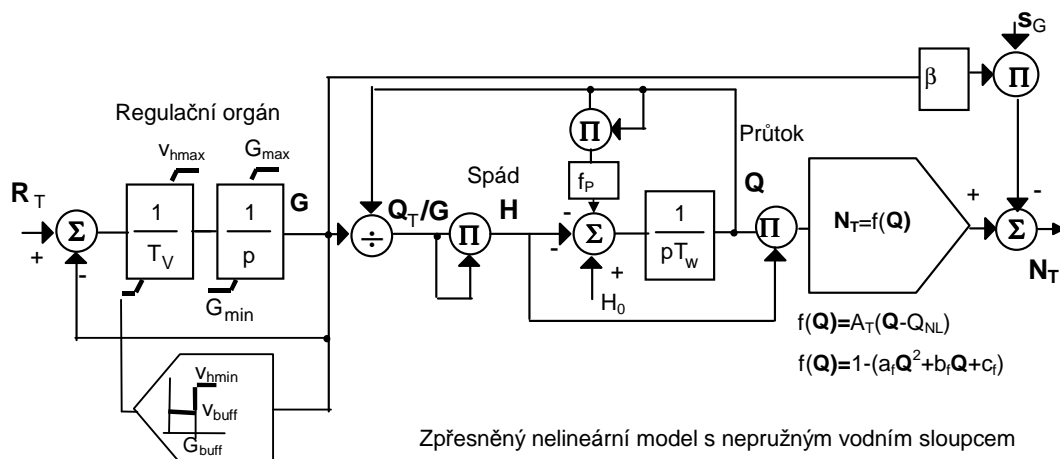
Na následujícím obrázku je schéma vodní turbíny.



Obr. 2.6-3 Schéma vodní turbíny

Pohonným mediem je voda, která protéká z nádrže přívodním potrubím do regulačního orgánu, kde mění část nebo celou tlakovou energii na pohybovou. Z regulačního orgánu vtéká voda na lopatky oběžného kola turbíny, jež svým tlakem roztáčí. Mění – li se celá tlaková energie v regulačním orgánu na pohybovou, jedná se o stejnotlaké, rovnotlaké nebo také akční turbíny (např. Peltonova). Mění – li se pouze část tlakové energie, jedná se o přetlakové neboli reakční turbíny (např. Francisova nebo Kaplanova).

Dynamický model je odvozen ze skutečnosti, že teoretický výkon turbíny N_T závisí obecně na součinu průtoku Q , spádu H , měrné hmotnosti ρ a zrychlení g . Skutečný výkon je menší o třecí ztráty v přivaděči (snižují využitelný spád H), ztráty obtokem kolem oběžného kola a ucpávkami (snižují využitelný průtok Q), ztráty vířením a zakřivením vodního proudu, ztráty rázem a mechanické ztráty třecí a ventilační (viz např. [8]). Základy modelování vodních turbíny pro systémové studie jsou odvozeny v [9]. Z těchto základů vychází i nelineární model vodní turbíny zobrazený na následujícím obrázku.



Obr. 2.6-4 Schéma modelu vodní turbíny

Model vychází z doporučení IEEE (viz [9]), navíc respektuje sníženou rychlost zavírání regulačního orgánu při malém zatížení (tzv. „buffering“). Model bere v úvahu dynamický ráz při změnách otevření regulačního orgánu, daný jevy v přivaděči. Statický spád H_0 je během výpočtu konstantní. Třecí ztráty v přivaděči (závislé na kvadrátu průtoku) jsou respektovány koeficientem f_p . Charakteristiku turbíny (závislost výkonu turbíny na průtoku při konstantním spádu a jmenovitých otáčkách) lze zadat alternativním způsobem buď jako lineární se zesílením A_T (A_T je automaticky spočítáno dle vztahu: $A_T=1/(1-Q_{NL})$) a průtokem naprázdno Q_{NL} .

Druhý způsob pomocí polynomu umožňuje lépe postihnout vliv ztrát v turbíně při změnách průtoku. Zatímco ztráty vířením a zakřivením vodního proudu závisejí na průtoku kvadraticky, ztráty rázem jsou nejmenší pro určitou hodnotu optimálního průtoku Q_η a pro větší a menší průtoky rostou s kvadrátem odchylky průtoku od optimální hodnoty. U Peltonovy turbíny ztráty rázem odpadají. U Kaplanovy turbíny bývá poměr optimálního a maximálního průtoku kolem 0.75, přičemž průběh účinnosti je plochý, protože se regulací úhlu rozvodného a oběžného kola dá vliv rázu eliminovat. U Francisových turbín závisí poměr na měrných otáčkách n_s a bývá kolem 0.75 pro $n_s=80$ (velké spády nad 100m) a 0.9 pro $n_s=450$ (malé spády do 10m), protože platí: čím větší n_s , tím je křivka účinnosti strmější. Ztráty obtokem kolem oběžného kola a ucpávkami a mechanické nezávisí na průtoku. Všechny tyto vlivy polynomická funkce umožňuje modelovat.

Model respektuje pomocí koeficientu β jednak samoregulační efekt turbíny - změnu výkonu turbíny v závislosti na otáčkách (daný změnou úhlu dopadu vodního proudu na lopatky turbíny) a jednak ventilační ztráty turbíny. Pro akční (Peltonovu) a axiální (Kaplanovu) turbínu je průtok nezávislý na rychlosti otáčení. U takové turbíny je záběrný moment M_{\max} při nulových otáčkách rovný dvojnásobku jmenovitého a průběžné otáčky n_{\max} rovný dvojnásobku jmenovitých. Změny výkonu samoregulačním efektem pro Peltonovu a Kaplanovu lze zanedbat pro běžné změny otáček $\pm 10\%$.

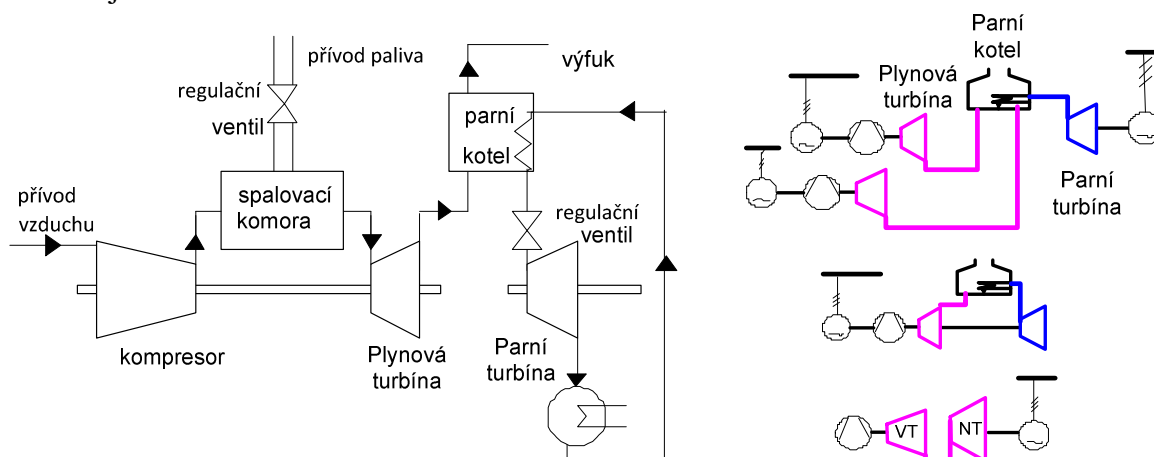
U Francisových volnoběžných turbín průtok se stoupající rychlosti klesá, takže M_{\max} bude větší než dvojnásobný a n_{\max} menší než dvojnásobné. Hodnota β se pak může pohybovat kolem 0.3 (pro $n_s=50$). U rychloběžných turbín je tomu naopak a β pak může dosáhnout záporné hodnoty -0.6 (pro $n_s=1000$).

Koeficient β je potřeba zvětšit o ventilační ztráty závislé na třetí mocnině otáček. Jestliže například průtok naprázdno je 20% a ventilační ztráty tvoří polovinu ztrát naprázdno, pak se β zvětší o 0.3.

Při běžném provozu je požadované otevření regulačního orgánu R_T dáno výstupem regulátoru výkonu. Při větších změnách otáček, charakteristických pro ostrovní provoz, je R_T dáno výstupem regulátoru otáček, který může mít mechanicko-hydraulické nebo modernější elektro-hydraulické uspořádání. V obou případech má regulátor proporcionální charakter, zajišťující stabilní paralelní spolupráci více bloků v ostrovu. Podrobněji se modelováním vodních turbín zabývají články [10] - [13].

2.6.3. Paroplynový cyklus

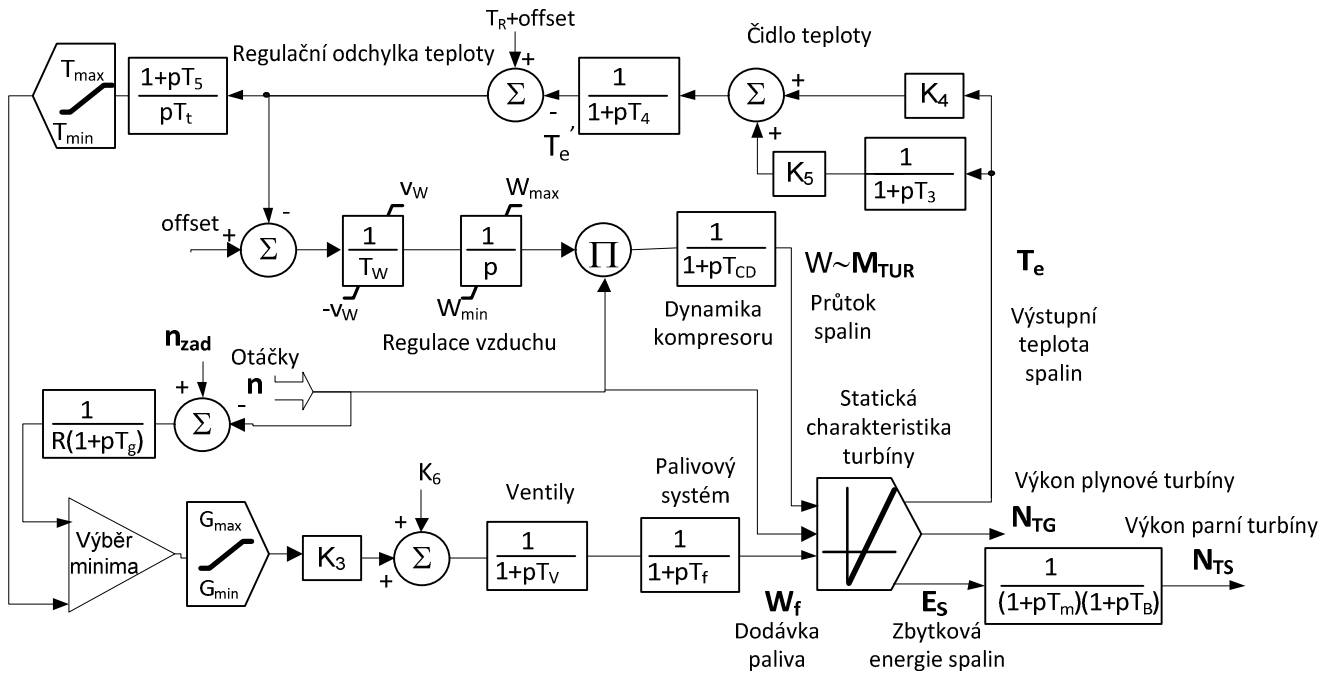
Základní uspořádání paroplynového cyklu se skládá z jedné plynové (spalovací) turbíny a parní turbíny jak ukazuje schéma vlevo na Obr. 2.6-5.



Obr. 2.6-5 Schémata paroplynového cyklu

Pohonným médiem jsou plyny vzniklé spálením paliva ve spalovací komoře. U otevřeného cyklu odcházejí plyny výfukem do atmosféry. U kombinovaného cyklu se zbytkové teplo odvádí do kotle, kde se vyrábí pára pro parní turbínu. Část výkonu turbíny se spotřebovává na pohon kompresoru, který stlačuje vzduch pro spalování paliva. Uspořádání jednohřídelové (plynová turbína a kompresor na jednom hřídeli) je obvyklé u stacionárních turbín (tzv. „Heavy duty gas turbine“). V současné době se paroplynový cyklus konfiguruje také podle Obr. 2.6-5 vpravo nahoře, kde výfuk z dvou plynových turbín je odváděn do jednoho kotle na zbytkové teplo. Dvohřídelové uspořádání (vysokotlaká část plynové turbíny a kompresor na samostatných hřídelích) odvozené z leteckých motorů (tzv. „Aero-derivative gas turbine“) – viz např. [14] a [15] je symbolicky ukázáno na schématu vpravo dole. Rovněž existuje úsporné jednohřídelové (plynová i parní turbína na jednom hřídeli) uspořádání (tzv. „Single-shaft Combined Cycle Plant“) – viz např. [17], znázorněné zjednodušeně na schématu vpravo uprostřed.

Dynamický model je odvozen ze skutečnosti, že výkon turbíny N_T závisí obecně na součinu průtoku spalin M_T , výhřevnosti paliva a vnitřní termodynamické účinnosti η_{TD} . Výhřevnost a η_{TD} jsou opět považovány za konstantu (ovšem závislé na venkovní teplotě). Závislost výkonu na otáčkách (samoregulační efekt) je u plynové turbíny větší vlivem kompresoru. Základy modelování paroplynových cyklů pro systémové studie jsou odvozeny v [16]. Obr. 2.6-6 ukazuje model jednohřídelové plynové turbíny publikovaný v [17].



Obr. 2.6-6 Blokové schéma modelu plynové turbíny (upraveno dle . [17])

Vstup modelu tvoří otáčky n a jejich zadaná hodnota. Dodávka paliva W_f je ovládána buď regulátorem otáček nebo regulátorem teploty výstupních plynů T_e , podle toho, který dává nižší hodnotu. Teploty vzduchu na výstupu kompresoru T_d , spalin na vstupu a výstupu z turbíny T_f a T_e se spočítají:

$$T_d = T_i \left(1 + \frac{x-1}{\eta_c}\right) \quad T_f = T_d + (T_{f0} - T_{d0}) \frac{w_f}{w} \quad T_e = T_f \left[1 - \left(1 - \frac{1}{x}\right) \eta_T\right] \quad (2.6-1)$$

kde η_c a η_T jsou tepelné účinnosti kompresoru a turbíny.

Faktor x zahrnující kompresní poměr a respektující závislost na otáčkách je aproximován rovnicí:

$$x = x_0 + k_x (w - w_{\min}) n \quad (2.6-2)$$

Vlastní statické charakteristiky pro výkon plynové turbíny N_T a pro výstupní zbytkové teplo spalin E_S jsou modelovány pomocí následujících rovnic:

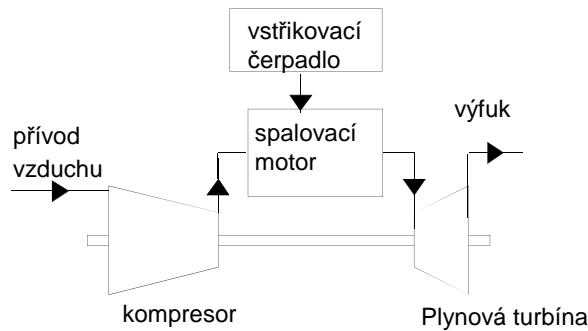
$$N_T = k_G [(T_f - T_e) - (T_d - T_i)] w \quad E_S = k_S T_e w [1 - A_e (T_e - T_{\text{emax}})^2] \quad (2.6-3)$$

Pro E_S aproximuje výraz v hranaté závorce účinnosti kotle (přeměnu energie spalin na páru) a také účinnost parní turbíny (přeměnu energie páry na mechanickou energii). Proměnná E_S může být použita přímo pro výpočet výkonu parní turbíny (jako je to v blokovém schématu na Obr. 2.6-6) nebo může použita jako vstup do samostatného modelu parního kotle na zbytkové teplo v tandemu se samostatným modelem parní turbíny. První řešení se uplatní pro úsporné jednohřídelové uspořádání paroplynového cyklu, zatímco druhé pro běžné uspořádání stacionární plynové turbíny.

Další informace o modelování paroplynových cyklů najde čtenář v člancích a konferenčních příspěvcích [18] - [26].

2.6.4. Vznětový motor s přeplňováním

Na následujícím obrázku je schéma pohonu s přeplňovaným vznětovým motorem (turbodieselem).

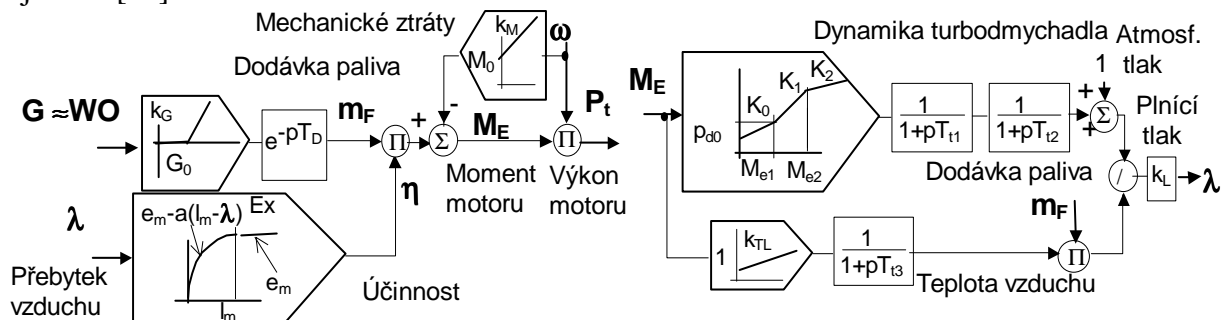


Obr. 2.6-7 Schéma přeplňovaného vznětového motoru

Obdobně jako u plynové turbíny jsou pohonným médiem plyny vzniklé spálením paliva. Na rozdíl od jednohřídelové plynové turbíny je kompresor poháněn výfukovými plyny turbínou na samostatném hřídeli. Dynamika přeplňování tak není ovlivněna otáčkami motoru, ale závisí na zatížení motoru.

Střední moment motoru M_E závisí obecně na součinu vstřiku paliva během jedné otáčky m_F , počtu válců, výhřevnosti paliva a vnitřní tepelné účinnosti spalování η (viz např. [27]).

Z této skutečnosti vychází dynamický model zobrazený na následujícím obrázku. Podrobnosti o vytvořeném modelu jsou v [28].



Obr. 2.6-8 Schéma modelu přeplňovaného vznětového motoru

Vstupními hodnotami modelu je výstup regulátoru motoru G (kterým je obvykle u výroby elektřiny regulátor otáček) a otáčky motoru ω . Dopravní zpoždění v reakci momentu motoru na dodávku paliva T_D je řádově rovno čtvrtině doby jedné otáčky (pro čtyřtákní motor). Tepelná účinnost η závisí na přebytku vzduchu pro spalování λ dodávaného kompresorem a dosahuje maximální hodnoty e_m pro $\lambda > \lambda_m$ a pro nižší λ se snižuje podle kvadratické ($k_m=2$) nebo kubické ($k_m=3$) závislosti. Mechanické ztráty celého soustrojí jsou respektovány lineárně a kvadratickou závislostí na otáčkách. Přebytek vzduchu λ závisí na plnicím tlaku a teplotě vzduchu a na dodávce paliva m_F .

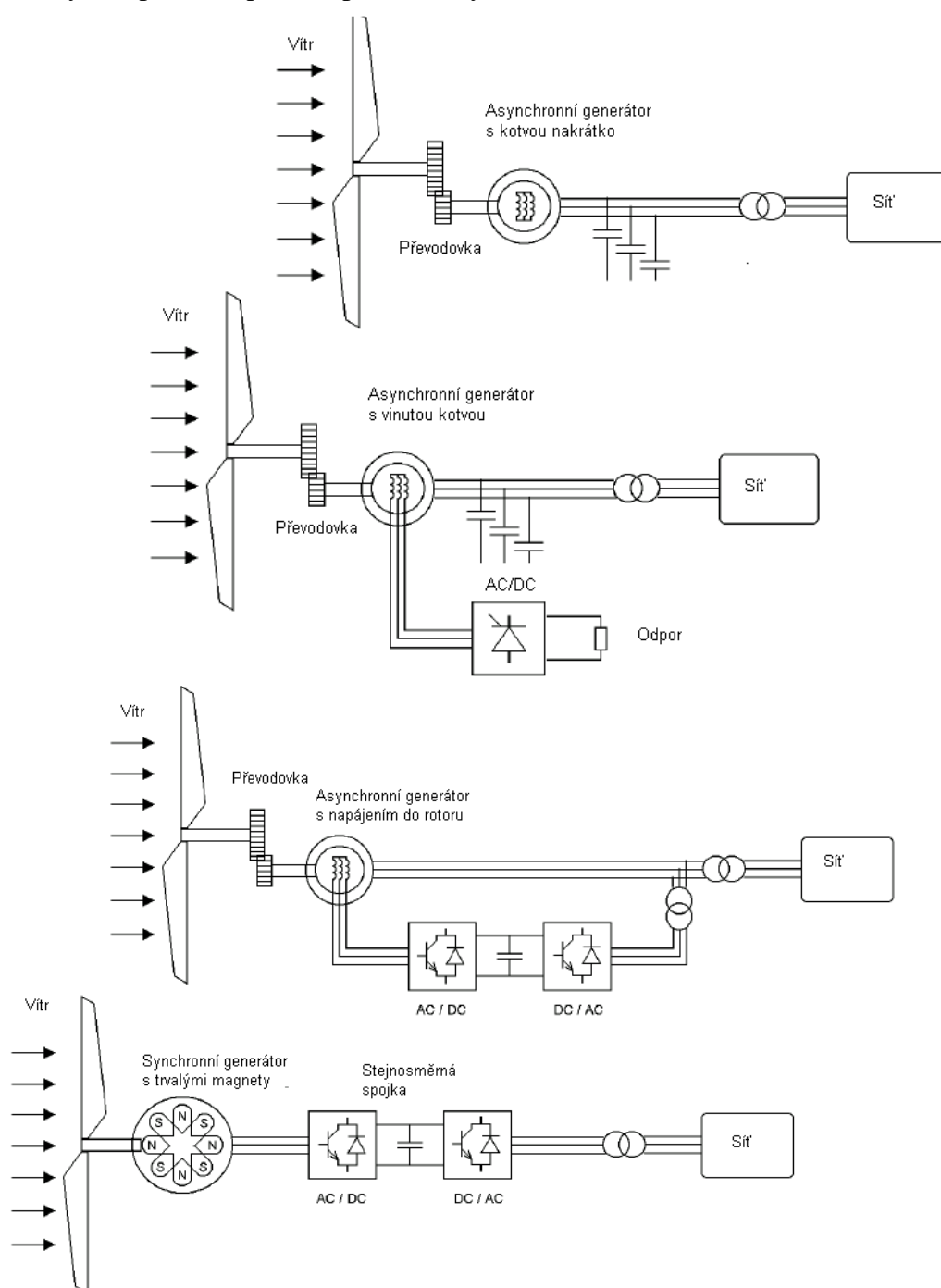
Tlak přeplňování a teplota se získá ze statických charakteristik v závislosti na středním efektivním tlaku ve spalovacím prostoru, který je přímo úměrný momentu motoru M_E . Statické charakteristiky jsou linearizovány (pro tlak ve třech úsecích). Dynamika turbodmychadla je modelována pomocí tří časových konstant T_i , které mohou být závislé na zatížení motoru.

2.6.5. Větrná turbína

Obr. 2.6-9 ukazuje nejčastější způsoby vyvedení výkonu větrné turbíny. Nejjednodušší uspořádání představuje asynchronní generátor s kotvou nakrátko poháněný přes převodovku větrnou turbínou. Jalový magnetizační výkon je vyráběn na místě kondenzátorovými bateriemi. Rychlost otáčení rotoru je dána skluzem asynchronního generátoru a změny otáček se tudíž pohybují v úzkých mezích 1-2 %. Složitější uspořádání představuje asynchronní generátor s vinutou kotvou. Do rotorového obvodu je připojen odpor, jehož velikost se dá plynule měnit. Otočky se mohou měnit do 10%. Jalový magnetizační výkon je vyráběn opět kondenzátorovými bateriemi.

Další uspořádáním je opět asynchronní generátor s vinutou kotvou, jehož rotorové vinutí je tentokrát napájeno z frekvenčního měniče. Jedná se o tzv. dvojitě napájený asynchronní generátor. Kondenzátorové baterie nejsou potřeba, protože frekvenční měnič je schopen dodat potřebný jalový výkon nejen pro činnost vlastního generátoru, ale částečně i pro potřeby sítě. Otáčky se mohou měnit až o 30% a přizpůsobovat se tak pružně charakteristice větrné turbíny (jak ukážeme dále).

Poslední uspořádání představuje synchronní generátor s permanentními magnety připojený do sítě přes stejnosměrnou spojku. Vícepólové uspořádání dovoluje přizpůsobit otáčky generátoru otáčkám vrtule větrné turbíny a odpadá tak potřeba převodovky.

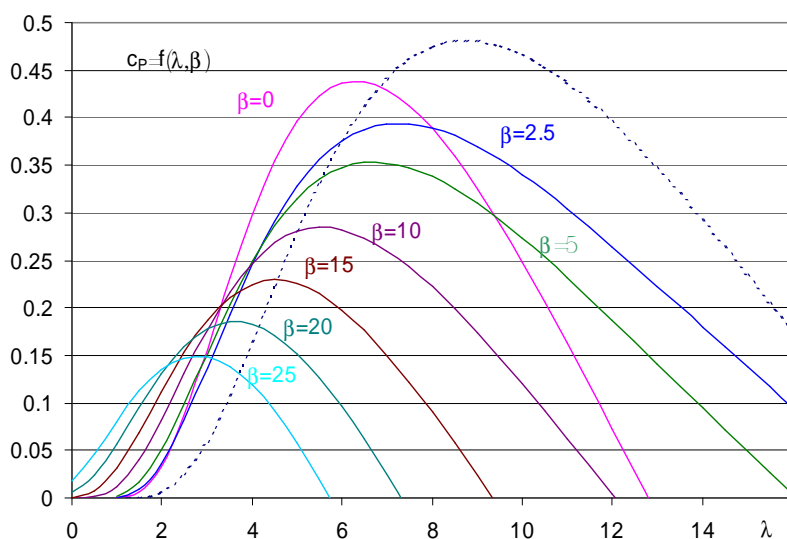


Obr. 2.6-9 Způsoby vyvedení výkonu větrné turbíny (převzato a upraveno podle [29])

Výkon větrné turbíny P_T závisí na rychlosti větru v_E podle vztahu $P_T = K_P v_E^3 c_P(\lambda, \beta)$.

Koeficient K_P je konstanta závislá na ploše vrtule a hustotě vzduchu. Koeficient c_P je vlastně účinnost turbíny a je funkcí úhlu natočení lopatek turbíny β a činitele rychloběžnosti λ , což je podíl rychlosti koncového bodu vrtule a rychlosti větru.

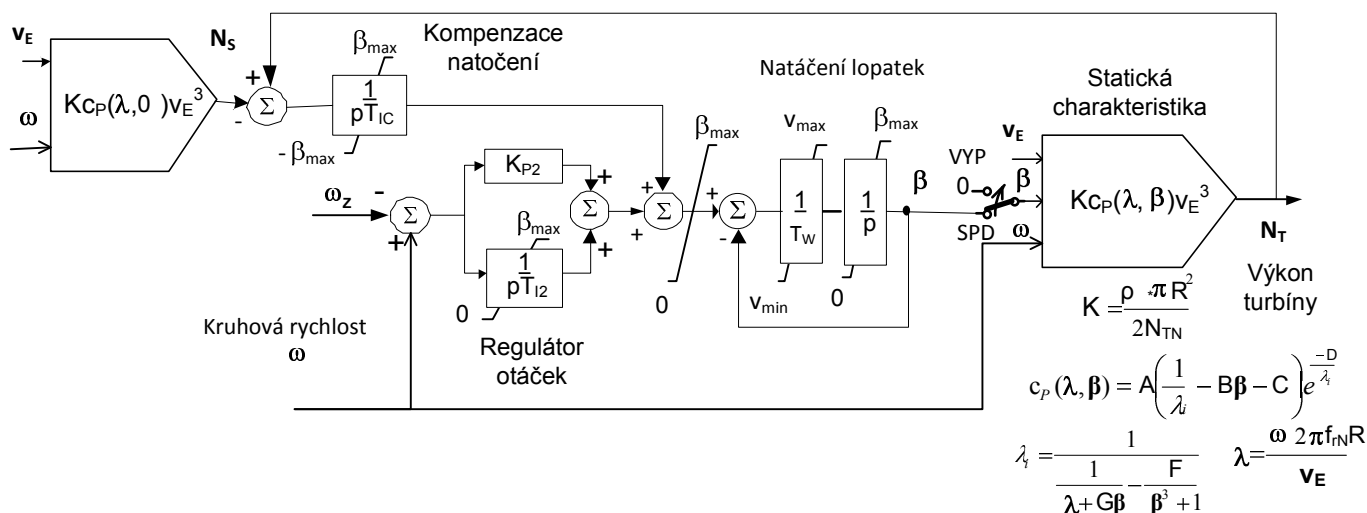
Následující obrázek ukazuje příklad průběhů c_P pro třílistou vrtuli.



Obr. 2.6-10 Průběh účinnosti větrné turbíny v závislosti na úhlu natočení a činitele rychloběžnosti

Z obrázku je vidět, že větrná turbína má určité optimální pásmo, pro které dosahuje největší účinnosti (teoretické maximum je 57%). Proto možnost proměnných otáček rotoru je důležitá pro dosažení této optimální účinnosti.

V studiích dynamické stability lze větrnou turbínu modelovat blokovým schématem podle následujícího obrázku.



Obr. 2.6-11 Blokové schéma modelu větrné turbíny

Tento model respektuje základní charakteristiky dynamiky větrné turbíny publikované např. v [30] a [31], především dynamiku natáčení listů vrtule. Vstup modelu tvoří rychlost větru v_E a kruhová rychlost otáčení ω (v poměrných hodnotách je rovna otáčkám) skutečná a zadaná. Větrná turbína modelována statickou charakteristikou v závislosti na úhlu natočení lopatek β , otáčkách rotoru ω a ekvivalentní rychlosti větru v v ose hřídele v_E podle rovnic uvedených v pravém dolním rohu obrázku (přejaty z [32]). Úhel β je ovládán PI regulátorem otáček s omezením na rychlosti změn. K výstupu regulátoru otáček se přičítá výstup kompenzace natočení, která určuje požadovaný výkon turbíny N_S podle otáček ω a rychlosti větru v_E .

Podrobnější popis modelů větrných elektráren (včetně generátorů) najde čtenář např. [33] - [34].

2.6.6. Regulátor turbíny

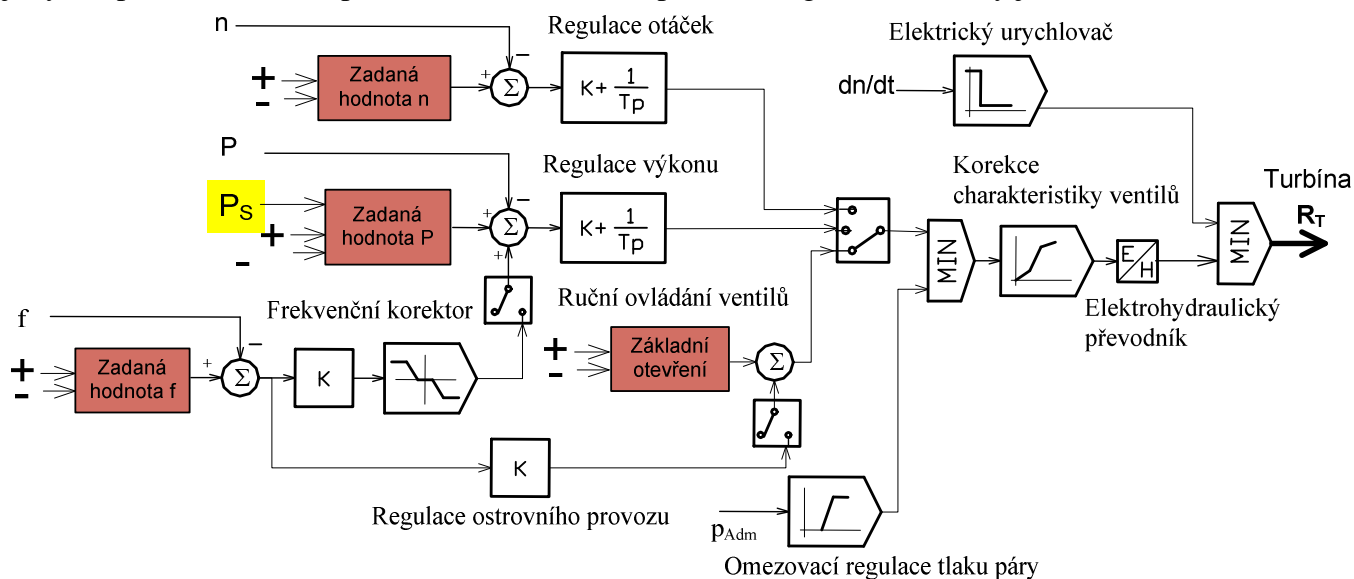
Na úvod se zaměříme na regulaci parní turbíny. Původní funkcí regulátoru turbíny bylo udržovat zadané otáčky turbíny. Tuto funkci plnil mechanický, později hydraulický regulátor otáček. Jednalo se o původní primární regulaci. S postupným propojováním elektrizačních soustav však tato původní funkce byla potlačena, neboť při synchronní spolupráci generátoru do rozsáhlé ES jsou otáčky turbíny dány frekvencí sítě resp. frekvencí napětí v uzlu. Regulátor turbíny začal plnit funkci udržování činného výkonu generátoru na zadané hodnotě a další funkce, které budou popsány dále, a byl modernizován na elektronickou úroveň.

Technickým vývojem vynikly dvě zásadní uspořádání elektronického regulátoru turbíny a hydraulického regulátoru otáček - sériové a paralelní. Starší mechanicko-hydraulické a hydrodynamické systémy mají tzv. sériové uspořádání, kdy hydraulický regulátor otáček je funkční a jeho zadaná hodnota je řízena elektronickým regulátorem turbíny. Moderní elektrohydraulické systémy mají tzv. paralelní uspořádání. V tomto případě hydraulický regulátor otáček tvoří pouze zálohu elektronickému regulátoru turbíny. Režim regulace otáček je pak implementován na elektronické úrovni. Je možný i trvalý paralelní provoz regulátoru výkonu a elektronického regulátoru otáček, který ovšem musí mít proporcionální (případně proporcionálně derivační) charakter. Jelikož regulátor výkonu má obvykle proporcionálně integrační charakter, je v ustáleném stavu činnost proporcionálního regulátoru otáček eliminována. Původní primární regulace byla u paralelního i sériového uspořádání zcela nebo zčásti potlačena. Proto musí být elektronický regulátor výkonu doplněn o zařízení, které původní primární regulaci nahrazuje. Tímto zařízením je tzv. korektor frekvence (kmitočtový korektor výkonu), který určuje statiku primární regulace tj. sklon statické charakteristiky - závislosti výkonu turbíny na odchylce otáček.

V následujícím výkladu se omezíme na popis regulace parní turbíny. Moderní elektronické regulátory parní turbíny mohou plnit tyto základní funkce:

- regulaci otáček - používá se při najíždění (má proporcionálně – integrační charakter),
- regulátor ostrovního provozu – používá se při vzniku ostrova (má proporcionálně charakter);
- regulaci výkonu (klasická regulace) - v tomto režimu je výkon turbíny regulován pomocí ventilů turbíny a zdroj páry udržuje zadaný tlak páry - je to obvyklý provozní režim, v případě, že blok poskytuje podpůrnou službu primární regulace f (viz kapitola.4.2), je ve funkci frekvenční korektor,
- předtlakovou regulaci - výkon turbíny je určen vývinem tepla (dodávkou paliva u klasického bloku a externí reaktivitou u jaderného bloku) a tlak páry je udržován ventily.

Kromě základních funkcí obsahují regulátory i elektrický urychlovač, který zapůsobí při odpojení bloku od sítě nebo v případě, jestliže je derivace otáček (zrychlení) větší než zadaný trend. Urychlovač způsobí dočasnou ztrátu tlaku oleje a zavírání regulačních a záchytných ventilů maximální rychlostí a má tedy ochrannou roli, neboť brání nebezpečnému zvýšení otáček. Další komponenty regulace turbíny zajišťují její stabilní provoz, jedná se o omezovací regulace tlaku a teploty. Např. omezovací regulace tlaku páry snižuje její výkon při nedovoleném poklesu tlaku. Příklad uspořádání regulátoru turbíny je na Obr. 2.2-12 :

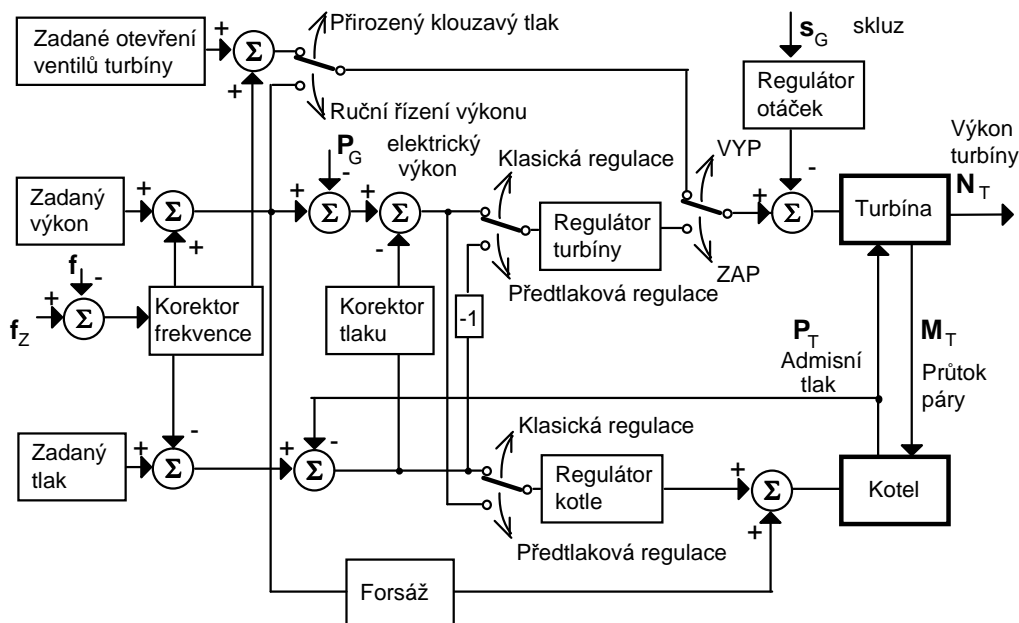


Obr. 2.6-12 Zjednodušené schéma možného uspořádání regulátoru parní turbíny

Vstupy do regulátoru tvoří: otáčky soustrojí n , frekvence sítě f , výkon generátoru P a tlak admisní páry p_{Adm} . Pokud je blok v dálkovém řízení (např. sekundární regulace f a P) je zadaná hodnota výkonu určována proměnnou P_S . Pokud je blok zapojen do primární regulace frekvence, je do součtového bodu

regulátoru výkonu přiveden korekční signál od odchylky frekvence. Výstup regulátoru ovládá regulační ventily turbíny – viz Obr. 2.6-2.

Rozdíl mezi klasickou a předtlakovou je znázorněny na Obr. 2.6-13.



Obr. 2.6-13 Principiální schéma regulace pohonu klasického bloku

Schéma naznačuje do jisté míry variabilní strukturu regulátoru pohonu. Podle druhu regulační odchylky (buď výkonu nebo tlaku), která se dostane na vstup regulátoru turbíny, se jedná buď o klasickou nebo předtlakovou regulaci.

Ze schématu plyne, že turbína může pracovat ve čtyřech základních režimech. V klasické nebo předtlakové regulaci při zapnutém regulátoru (poloha vypínače ZAP) a v režimu přirozeného klouzavého tlaku nebo v ručním řízení výkonu při vypnutém regulátoru (poloha vypínače VYP).

Jsou zde naznačeny i vzájemné vazby mezi regulátory turbíny a kotle. Jedná se o korekci tlaku a forsáž. V prvním případě se stírá rozdíl mezi klasickou a předtlakovou regulací, neboť na vstup regulátoru turbíny se dostávají odchylky výkonu i tlaku, takže se hovoří o koordinované regulaci. V případě forsáže se kotelní regulace dovídá o změně zadaného výkonu (uskutečněnou např. sekundární regulací P/f) v předstihu, dříve, než se projeví zprostředkovaně přes změnu tlaku, která je pochopitelně zpožděna. Korektor tlaku a forsáž slouží ke zlepšení dynamiky a stability regulace a zmenšení kolísání tlaku při výkonových změnách.

Zvláštní případy nastávají při vypnutém regulátoru turbíny. V případě, že kotel je v režimu regulace tlaku, jedná se o ruční řízení (řízení v rozpojené smyčce), kdy otevření ventilů odpovídá zadané hodnotě výkonu a kotel udržuje jmenovitý tlak. Primární regulace je možná jak hydraulickým regulátorem otáček. V případě, že kotel je v režimu regulace výkonu, jedná se o přirozený klouzavý tlak, kdy při stálém otevření regulačních ventilů je tlak určován vývinem páry v kotli. V tomto režimu mohou být regulační ventily využity pro primární regulaci pomocí korektoru frekvence.

Vodní turbíny velkých (systémových) elektráren mají obvykle regulátor výkonu typu I. Při větších odchylkách frekvence přecházejí automaticky do režimu regulace otáček.

Regulace plynových turbín byla letmo zmíněna v kapitole 2.6.3, kromě obvyklých regulátorů výkonu a otáček obsahují i omezovací regulaci teploty výfukových plynů, která může výrazně ovlivnit dynamiku plynové turbíny při nárůstu výkonu vlivem poklesu otáček.

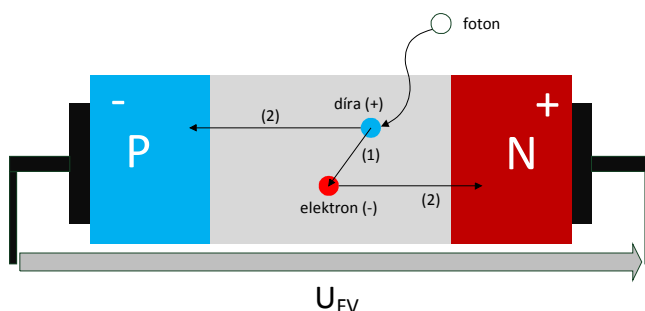
Regulace spalovacích motorů byla rovněž letmo zmíněna v kapitole 2.6.4. Pokud motor pohání záložní zdroj pracující do izolované zátěže, bude se jednat o astatickou PI regulaci otáček (nazývanou někdy také izodromní, protože je udržována konstantní – jmenovitá rychlost otáčení). V případě paralelního provozu s ES je použit regulátor výkonu nebo klasická proporcionální regulace otáček.

Regulace větrných turbín má svá specifika v tom, že pro menší rychlosti větru se u moderních turbín s natáčením lopatek (viz kapitola 2.6.5) reguluje úhel natočení tak, aby pro danou rychlost větru turbína pracovala s maximální účinností. Pro větší rychlosti větru se lopatky natáčí tak, aby turbína pracovala se svým jmenovitým výkonem. Podle novějších požadavků na chování obnovitelných zdrojů energie mají být i větrné turbíny schopny snižovat výkon při nárůstu frekvence sítě (čili pracovat v nějaké regulaci frekvence). V takovém případě musí být regulační obvody vybaveny korektorem frekvence, který snižuje požadovaný výkon turbíny – podrobněji viz [35].

2.6.7. Fotovoltaická elektrárna

Všechny předchozí způsoby využívaly k výrobě elektřiny přeměnu kinetické energie v elektrických točivých strojích. Výroba elektřiny ve fotovoltaické elektrárně (FvE - skládá se z panelů a jednotlivých fotovoltaických článků) je založena na fotovoltaickém jevu – přímé přeměně slunečního záření na elektřinu.

Fotovoltaický, nebo také fotoelektrický, jev pro vytvoření napětí využívá struktur s vestavěným elektrickým polem, jako je přechod PN (ve fotodiodě). Jak je ukázáno na Obr. 2.6-14, foton, který dopadne na oblast prostorového náboje mezi polovodiči P a N, předá svou energii elektronu.



Obr. 2.6-14 Princip tvorby napětí na PN přechodu

Je-li tato energie dostatečná, přejde elektron do vodivostního pásu a je přitahován ke kladné části (polovodič typu N). Kladná díra, vzniklá po elektronu, je přitahována k záporné části (polovodič typu P). Tak vzniká na kontaktech fotočlánku napětí $U_{FV} \approx 0.6 \text{ V}$. Pro zvýšení účinnosti je třeba zvětšit plochu PN přechodu. S teplotou naopak účinnost klesá, protože elektrony vyražené do vodivostního pásu rekombinují s vytvořenými dírami dříve, než stihnou PN přechod opustit. Podrobněji je fotovoltaický jev popsán v [36].

Ve fotovoltaické elektrárně jsou jednotlivé články spojovány sérioparalelně do panelů s různým jmenovitým výkonem (160, 180, 200, ... W).

Fotovoltaických panelů se vyrábí několik typů:

- **monokrystalické Si** – z vysoce čistého monokrystalického křemíku; největší účinnost pro světlo dopadající kolmo, ale malá pro ostatní směry - vhodné pro natáčecí systémy,
- **polykrystalické Si** – lepší účinnost na světlo z různých směrů, levnější - hodné pro statické systémy,
- **amorfní Si** – malá účinnost, ale dobrá citlivost na rozptýlené světlo; vyrábí ze všech typů panelů při zatažené obloze nejvíce,
- další méně obvyklé materiály: amorfní SiGe, CdTe, CdS, CuInSe.

Základní vztah pro proud fotovoltaického panelu I_{FV} v závislosti na intenzitě záření G a výstupním stejnosměrném napětí V_{DC} udává tzv. konverzní rovnice (viz např. [37]):

$$I_{FV} = I_{SC0}G - I_{0C0} \left(e^{\frac{V_{DC} + I_{FV}R_F}{nV_T}} - 1 \right) \quad (2.6-4)$$

kde I_{SC0} je proud nakrátko, n je počet článků v sérii, R_F je odpor článku. Ostatní parametry závisí na teplotě okolí a jsou blíže popsány např. v [37].

Voltampérová charakteristika článku je zobrazena na Obr. 2.6-15. Maximální výkon $P_{FV} = U_{DC} * I_{FV}$ dává panel v oblasti kolena charakteristiky. Proto je stejnosměrné napětí regulováno tak, aby při proměnném proudu dával panel maximální možný výkon. Pro zjednodušené výpočty můžeme zanedbat dynamiku této regulace (tzv. „maximum power point tracking“). Podle [40] a [41] lze dodávku činného výkonu P_{FV} v závislosti na intenzitě slunečního záření a denní době T aproximovat rovnicemi:

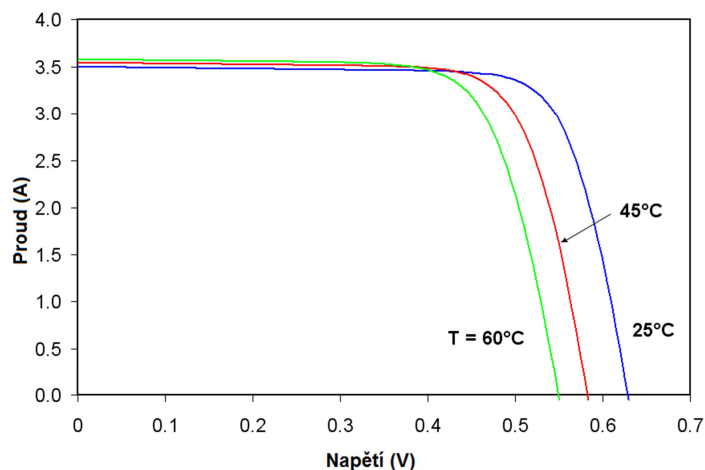
$$P_{FV} = P_{FVp} * g \quad g = A * e^{-\left(\frac{T-\mu}{\sqrt{2}\sigma}\right)^2} \quad (2.6-5)$$

kde P_{FVp} je jmenovitý výkon panelu, g je poměrná velikost slunečního záření, T je čas v hodinách, A , μ a σ jsou konstanty aproximace. Pro oblačný den lze proměnlivost slunečního záření aproximovat následující rovnicí:

$$g = A * e^{-\left(\frac{T-\mu}{\sqrt{2}\sigma}\right)^2} * (1 + k * \sin(\omega t + \psi) + k * \sin(2,5\omega t + \psi) + k * \sin(8\omega t + \psi)) \quad (2.6-6)$$

kde k , ω a ψ jsou konstanty aproximace.

Přesnější vztahy pro intenzitu slunečního záření lze spočítat dle vztahu (2.2-68) z kapitoly 2.2.5.



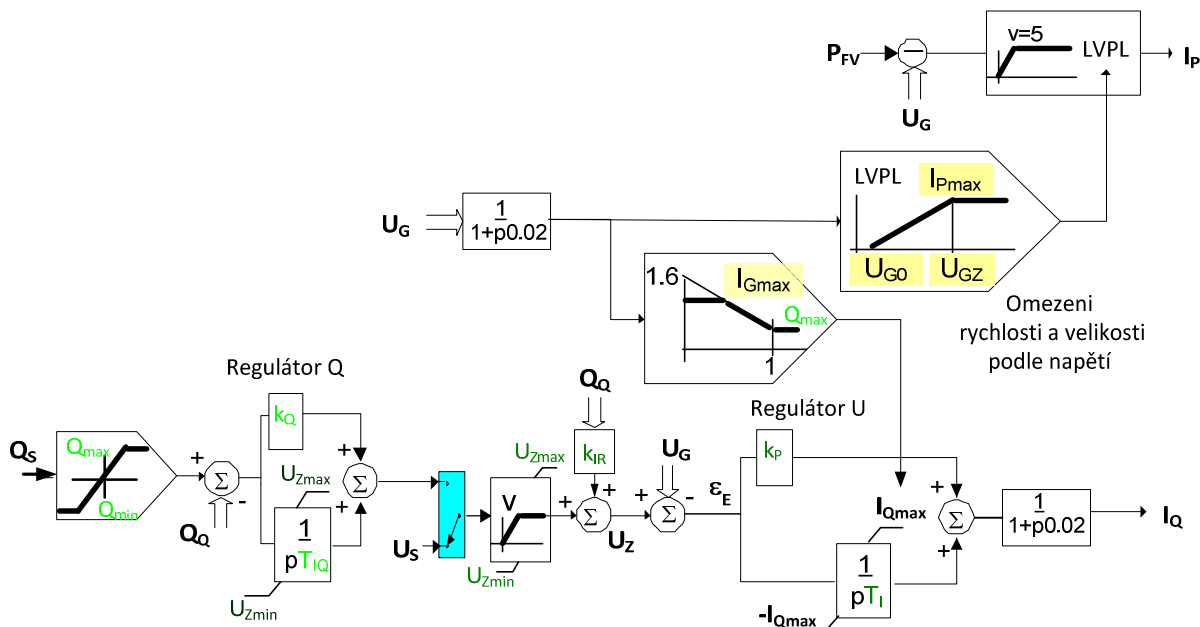
Obr. 2.6-15 VA charakteristika fotovoltaického článku se závislostí na teplotě (podle [38])

Jednotlivé články (případně celá elektrárna) jsou připojeny do střídavé sítě přes střídač. Pro běžné výpočty dynamické stability lze střídač nahradit jednoduchým Nortonovým nebo Theveninovým ekvivalentem zobrazeným na následujícím obrázku.



Obr. 2.6-16 Nortonův a Theveninovým ekvivalent používaný pro model střídače

U Theveninova ekvivalentu je podélná a příčná hodnota elektromotorické síly E (průměty \underline{E} do fázoru svorkového napětí \underline{U}_G) regulována tak, aby FvE dodávala výkon P_{FV} a jalový výkon podle zvoleného režimu (konstantní účinník, konstantní Q nebo regulace napětí). U Nortonova ekvivalentu se podobně regulují činný a jalový proud vstřikovaný do sítě. Zjednodušený dynamický model takové regulace je na následujícím obrázku.



Obr. 2.6-17 Zjednodušený dynamický model regulace FvE

Regulace spočívá ve dvou oddělených a nezávislých částech při činný a jalový proud. Cílem regulace I_P je přizpůsobovat činný výkon dodávaný do sítě tak, aby odpovídal výkonu FvE . Při poklesu napětí omezuje dodávka činného výkonu tak, aby bylo možné dodat více jalového výkonu – viz blok označený LVPL (tzv. „Low Voltage Power Logic“ dle [39]). Předpokládá se, že pokles napětí je pouze krátkodobý (např. při blízkém zkratu), takže není třeba měnit vyráběný výkon P_{FV} .

Jalový výkon je řízen buď pro regulaci napětí U_G (primární regulace) nebo dodávaného jalového výkonu Q_G (sekundární regulace). Velikost dodávky jalového proudu je rovněž omezena napětím.

Podrobnější popis dynamického modelu lze nalézt např. v [40] a [41] .

Literatura ke kapitole 0

- [1] A. V. Ščegljajev: Parní turbíny 1. díl, SNTL Praha 1983
- [2] IEEE Working Group Report: Dynamic Models for Fossil Fuelled Steam Units in Power System Studies; IEEE Transactions on Power Systems. Vol. 6, No 2; 1991
- [3] Dynamic Models for Steam and Hydro Turbines in Power System Studies, Volume:, Issue: 6Systems, IEEE Transactions on Power Apparatus and System, No 6; 1992
- [4] P. Kundur: Power System Stability and Control; McGraw-Hill; 1993
- [5] L. Gao; Y. Dai : A New Linear Model of Fossil Fired Steam Unit for Power System Dynamic Analysis, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 26, No 4, 2011
- [6] F. P. Mello: Boiler Models for System Dynamic Performance Studies; IEEE PAS No1 ;1991
- [7] T. Inoue; H. Taniguchi, Y. Ikeguchi :A model of fossil fueled plant with once-through boiler for power system frequency simulation studies, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 15 , No. 4, 2000
- [8] M. Nechleba, J. Hušek: Hydraulické stroje, SNTL Praha 1966
- [9] IEEE Working Group Report: Hydraulic Turbine and Turbine Control Models for System Dynamic Studies; IEEE PAS No1; 1992
- [10] J.L. Aguero at al.:Hydraulic transients in hydropower plant impact on power system dynamic stability, IEEE PES General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century, 2008
- [11] L.N. Hannett at al.: Modeling of a pumped storage hydro plant for power system stability studies, Proceedings of International Conference on Power System Technology POWERCON '98, 1998
- [12] B. Haiyan; Y. Jiandong; F. Liang: Study on Nonlinear Dynamical Model and Control Strategy of Transient Process in Hydropower Station with Francis Turbine, Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conf., 2009
- [13] A. Izena: Practical hydraulic turbine model, IEEE Power Engineering Society General Meeting, 2006.
- [14] S.K. Yee, J.V. Milanovic, F. M. Hughes: Overview and Comparative Analysis of Gas Turbine Models for System Stability Studies, Vol. 23, NO. 1, 2008
- [15] S.K. Yee, J.V. Milanovic, F. M. Hughes: Validated Models for Gas Turbines Based on Thermodynamic Relationships, IEEE PAS, Vol. 26, NO. 1, 2011
- [16] IEEE Working Group Report: Dynamic Models for Combined Cycle Plants in Power System Studies. Transactions on Power Systems Vol.9, No.3, 1994
- [17] N. Kakimoto, K. Baba: Performance of Gas Turbine-Based Plants During Frequency Drops, IEEE PAS, Vol. 18, No. 3, 2003
- [18] K. Chan at al.:Validated combined cycle power plant model for system and station performance studies, International Conference on Power System Technology PowerCon 2004
- [19] J. Gao, J. Zhao, X. Fan, W. Zhang: Research on On-Line Calculating Methods of Steam-Gas Power Ratio for Single-Shaft Gas-Steam Combined-Cycle Unit, Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference, 2009
- [20] A. Borghetti a kol.: Simulation of the Load Following Capability of a Repowered Plant During the First Phase of System restoration, 14th IFAC World Congress, Peking 1999.
- [21] Q. Zhang, P.L. So:Dynamic modelling of a combined cycle plant for power system stability studies, IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, 2000
- [22] J. Undrill, A. Garmendia: Modeling of combined cycle plants in grid simulation studies, IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, 2001
- [23] S. Barsali at al.: Modeling Combined Cycle Power Plants for Power System Restoration Studies, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. PP , No. 99
- [24] L.N. Hannett, A. Khan: Combustion Turbine Dynamic Model Validation from Tests. IEEE Trans, Vol. 8, 1993
- [25] J. Anděl, K. Máslo: Využití modelu plynové turbíny při návrhu elektráren a tepláren, 1. mezinárodní vědecké sympozium Elektroenergetika, Stará Lesná 2001
- [26] K. Máslo: Model a testování ostrovního provozu paroplynového cyklu, 3. mezinárodní vědecké sympozium Elektroenergetika, ISBN 80-8073-305-8, Stará Lesná 2005
- [27] M. Ferenc a kol.: Uproszczeny model matematyczny dynamiki srednioobrotowego silnika wysokopeznyego, Silniki spalinowe, Nr. 4. 1989
- [28] K. Máslo: Model dieselgenerátoru pro dynamické výpočty, časopis EE č.2/1999
- [29] V. Akhmatov: Analysis of Dynamic Behaviour of Electric Power System with Large Amount of Wind Power, on –line www.bibliotek.dtu.dk/upload/centre/cet/projekter/05-va-thesis.pdf
- [30] Modeling and Dynamic Behavior of Wind Generation as it Relates to Power System Control and Dynamic Performance, CIGRE Technical brochure No.328, Paris 2009
- [31] I. A. Hiskens: Dynamics of Type-3 Wind Turbine Generator Models, IEEE Transaction on Power System, Vol. 27, No. 1, 2012
- [32] J.G. Sloopweg , H. Polinder, W.L. Kling, “Reduced Order Models of Actual Wind Turbine Concepts”, IEEE Young Researchers Symposium, Leuven 2002
- [33] J. Rusnák, K. Máslo, P. Trubač: Modelování větrné elektrárny s dvojitě napájeným asynchronním generátorem, 3. mezinárodní vědecké sympozium, ISBN 978-80-553-0237-9, Stará Lesná 2009
- [34] K. Máslo, Z. Hruška, P. Trubač, J. Rusnák, M. Hvizdoš: Chování větrných elektráren při přechodových dějích

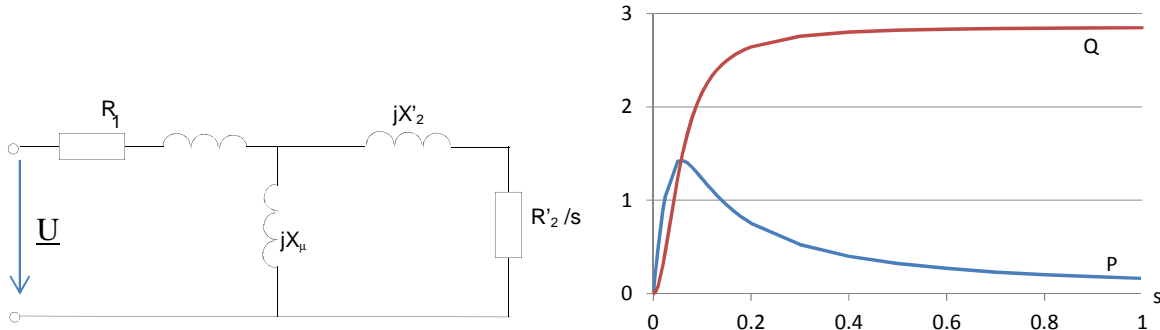
- v sítích a jejich modelování, konference CIRED, ISBN 978-80-254-5635-4, Tábor 2009
- [35] K. Máslo, M. Pistora: Modelování možnosti separátního provozu větrné turbíny, International Conference Electric Power Engineering ISBN 978-80-248-2393-5, Dlouhé Stráně 2011
- [36] P. Mastný a kol.: Obnovitelné zdroje elektrické energie, ČVUT Praha 2011, ISBN 978-80-01-04937-2
- [37] F. Fernandez-Bema, L. Rouco, P. Centeno, M. Gonzalez, M. Alonso: Modelling of Photovoltaic Plants for power system dynamic studies, IEEE Power System Management and Control Conference, April 2002, pp. 341-346
- [38] http://commons.wikimedia.org/wiki/File:I-V_Curve_T.png
- [39] K. Clark, N. W. Miller, R. Waling: Modeling of GE Solar Photovoltaic Plants for Grid Studies, GE Energy report Version 1, 2009
- [40] K. Máslo, M. Pistora: Dlouhodobá dynamika soustavy s rozptýlenou výrobou včetně OZE, konference CIRED, Tábor 2010
- [41] K. Máslo, M. Pistora: Modelování spolupráce vnořené výroby v inteligentních sítích; konference ELEN, Praha 2010, ISBN 978-80-254-8089-2

2.7. Asynchronní stroje

Asynchronní stroje se nejčastěji používají jako motory pro pohon nejrůznějších spotřebičů a tvoří tak velkou část zatížení. Rovněž se jako generátory používají pro vyvedení výkonu větrných turbín, jak bylo ukázáno v kapitole 2.6.5.

2.7.1. Asynchronní motor s kotvou nakrátko

V této kapitole uvedeme základní rovnice nejjednoduššího uspořádání asynchronního motoru s kotvou nakrátko. Znamé náhradní schéma asynchronního motoru s kotvou nakrátko je na Obr. 2.6-13.



Obr. 2.7-1 Náhradní schéma asynchronního motoru a jeho statické charakteristiky

Z náhradního schématu lze při zanedbání odporu satoru jednoduše odvodit statické závislosti odebraného činného a jalového výkonu v závislosti na skluzu s při konstantním svorkovém napětí U . Charakteristickými hodnotami je maximální příkon odpovídající momentu zvratu a záběrný proud stojícího motoru (pro $s=1$), kdy na začátku rozběhu odebírá motor převážně jalový výkon Q .

Pokud uvážíme i přechodné děje v rotoru a naopak zanedbáme transformační napětí ve satorovém obvodu lze za následujících předpokladů:

- použití Parkovy transformace
- uvážení pouze 1. harmonické elektromotorické síly satoru
- rovnice platí pro souřadnou soustavu synchronně se otáčející
- narazení klece jedním ekvivalentním koncentrickým vinutím v podélné a příčné ose – (jednoklecový model)

odvodit rovnice asynchronního motoru již v komplexním tvaru a v poměrných hodnotách:

$$\underline{U} = \underline{E}' + (R_1 + jX_1) \underline{I}_S \quad X' = X_1 + X_2 X_M / (X_2 + X_M) \quad X_S = X_1 + X_M \quad (2.7-1)$$

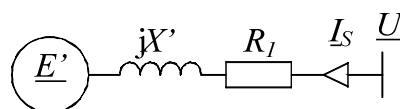
$$T_0' \underline{E}' = -j s_R T_0' \underline{E}' - [\underline{E}' - j(X_S - X') \underline{I}_S] \quad T_0' = (X_2 + X_M) / \Omega_0 / R_2' \quad (2.7-2)$$

- $\underline{U}, \underline{E}', \underline{I}_S$ fázory svorkového napětí, vnitřní elektromotorické síly a proudu satoru
 s_R skluz rotoru – poměrná hodnota rozdílu synchronních a skutečných otáček rotoru
 T_0', Ω_0 časová konstanta naprázdno, synchronní kruhová rychlost 314 rad/s
 X_1, X_M rozptylová satorová a magnetizační reaktance
 R_2', X_2' odpor a rozptylová reaktance rotoru přepočtené na sator.

Uvedené rovnice v složkovém tvaru a v pojmenovaných hodnotách jsou publikovány např. v [1] nebo [2]). Přepočtené parametry rotoru mohou být závislé na skluzu např. podle vztahu (2.7-3), čímž se respektuje vliv vířivých proudů. Rovněž rozptylové reaktance satoru a rotoru mohou být závislé na procházejícím proudu, čímž se postihuje vliv sycení (blíže viz např. [3]).

$$R_2' = R_{20} - (R_{20} - R_{21}) \frac{s_{KR} - s_R}{s_{KR} - 1} \quad X_2' = X_{20} - (X_{20} - X_{21}) \frac{s_{KR} - s_R}{s_{KR} - 1} \quad s_{KR} = R_{20} / X_{20} \quad (2.7-3)$$

Rovnice (2.7-1) lze vyjádřit následujícím náhradním schématem.



Obr. 2.7-2 Náhradní schéma asynchronního motoru pro dynamické výpočty

Schéma je analogické jako u synchronního generátoru z Obr. 2.4-5 s tím rozdílem, že vnitřní elektromotorická síla \underline{E}' je dána přímo řešením rovnice (2.7-2) a nemusí se transformovat z jednoho souřadného systému do druhého jako u synchronního stroje.

Mechanickou pohybovou rovnicí asynchronního motoru lze napsat v poměrných hodnotách:

$$T_M s_R^\circ = M_{MECH} + \Delta M_M - \operatorname{Re}\{E' * I_S^*\} \quad T_M = J * \Omega_{M0}^2 / S_n \quad (2.7-4)$$

M_{MECH} mechanický moment poháněného zařízení a elektrický moment motoru
 ΔM_M mechanické ztráty soustrojí třecí a ventilační
 S_n, Ω_{M0} jmenovitá hodnota zdánlivého výkonu,
 J, T_M moment setrvačnosti soustrojí, mechanická časová konstanta.

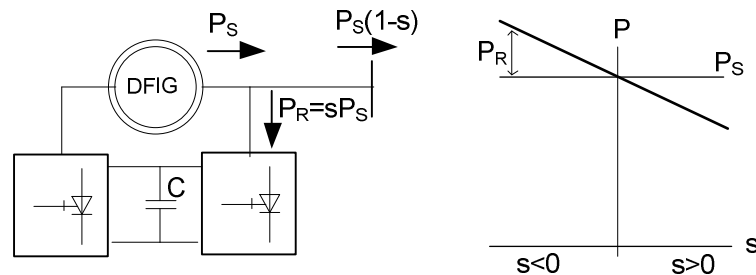
Mechanický protimoment definujeme:

$$M_{MECH} = M_{MECH0} * [1 - A - B + A(1 - s_R) + B(1 - s_R)^2] \quad (2.7-5)$$

kde M_{MECH0} je mechanický protimoment zátěže při nulovém skluzu.

2.7.2. Asynchronní generátor napájený do rotoru frekvenčním měničem

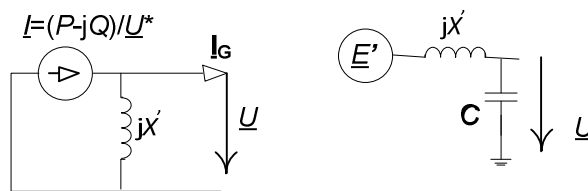
Asynchronní generátor s vinutou kotvou napájenou z frekvenčního měniče, označený také zkratkou DFIG (z angl. „Double Fed Induction Generator“) je často používán pro vyvedení výkonu z větrných turbín (kap. 2.6.5), kde vytlačuje dřívější uspořádání s asynchronními generátory s kotvou nakrátko. Uplatňuje se i u přečerpávacích vodních elektráren, u nichž proměnné otáčky dovolují dosáhnout vyšší účinnosti a lze částečně regulovat i výkon při přečerpávání (viz např. [5] - [7]). Uspořádání je naznačeno na Obr. 2.7-3.



Obr. 2.7-3 Principiální schéma DFIG a závislost dodávky do sítě P na skluzu s

Ze statorového napětí se napájí měnič skládající se z usměrňovače, stejnosměrného meziobvodu a střídače, který napájí vinutí rotoru. Usměrňovač i střídač jsou vybaveny plně říditelnými tyristory IGBT (z angl. „Insulated Gate Bipolar Transistor“) umožňující plynulou regulaci amplitudy, fáze i frekvence napětí rotoru. DFIG tak může pracovat s proměnnými otáčkami (obvykle do rozsahu $\pm 30\%$ jmenovité hodnoty synchronních otáček v závislosti na dimenzování měniče). Turbína tak může pracovat s proměnnými otáčkami a dosahovat vyšší účinnosti lepším využitím energie větru. Na Obr. 2.7-3 vpravo je naznačena závislost výkonu dodávaného do sítě P na skluzu s. Při nadsynchronních otáčkách ($s < 0$) je dodávka do sítě větší než výkon statoru PS a naopak. Výkon P je pochopitelně daný při zanedbání ztrát v generátoru a měniči mechanickým výkonem na hřídeli a tudíž výkonem turbíny.

Pro výpočty dynamické stability lze podle doporučení (např. [4]) nahradit DFIG pomocí Nortonova ekvivalentu paralelně s náhradní reaktancí motoru jak ukazuje levá část Obr. 2.7-4.



Obr. 2.7-4 Náhradní schéma modelu DFIG pro dynamické výpočty

Přechodné děje ve vinutích asynchronního generátoru jsou zanedbány, protože jsou rychlé v porovnání s vyšetřovanými elektromechanickými ději. Dominantní roli přebírá frekvenční měnič, který je v součinnosti s regulačními obvody schopen přizpůsobovat činný i jalový výkon požadavkům na efektivní využití rychlosti větru a na neovlivňování sítě. Podrobnější vysvětlení regulace soustrojí DFIG – větrná turbína je např. v [8].

Při poklesu napětí sítě (při blízkém zkratu) mohou být DFIG vybaveny automatikou, která zablokuje rotorovou část frekvenčního měniče a zkratuje rotorový obvod přes přídatný odpor R. DFIG tak přejde do režimu asynchronního stroje s kotvou nakrátko. Síťová část měniče může zůstat zapojena a kapacita meziobvodu se nahradí ekvivalentní kapacitou připojenou na svorky. Model DFIG v tomto režimu přechází do podoby zobrazené na Obr. 2.7-4 vpravo - generátor modelován přechodným napětím za přechodnou reaktancí paralelně ke kapacitě C. Tímto uspořádáním získává DFIG odolnost proti blízkým zkratům (tzv. „Fault ride through capability“).

Více informací spolu s bohatými odkazy na další publikace najde v technické brožuře CIGRE [9].

Literatura ke kapitole 2.7

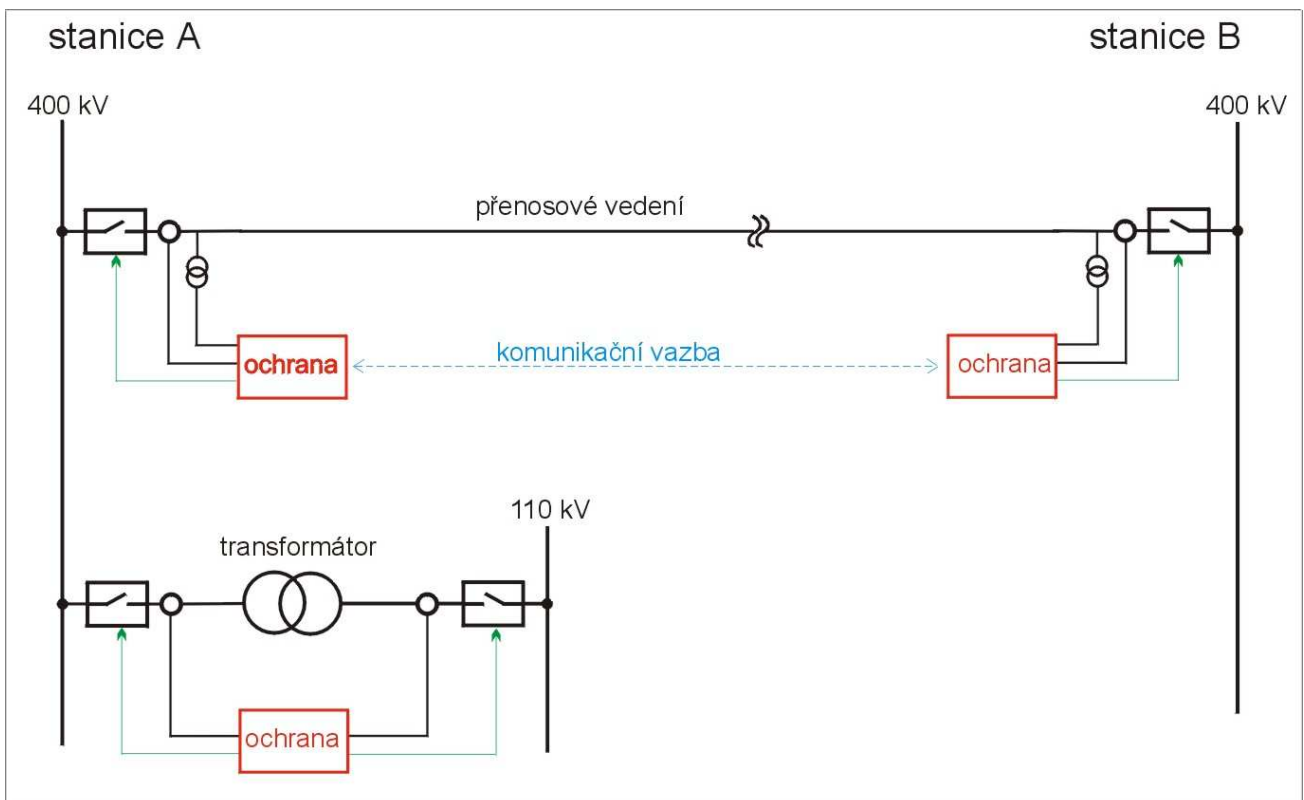
- [1] J. Arrillaga a kol.: Computer Modelling of Electrical Power System; John Wiley & Sons ; 1983
- [2] P. Kundur: Power System Stability and Control; McGraw-Hill; 1993
- [3] K. Máslo: Model asynchronního motoru pro dynamické výpočty, AT&P Journal (ISSN 1335-2237), 2002/2 a 3
- [4] K. Clark, N. W. Miller, J. J. Sanchez-Gasca: Modeling of GE Wind Turbine-Generators for Grid Studies, GE Energy report Version 4.4, 2009
- [5] T. Kuwabara, A. Shibuya, H. Furuta, E. Kita, K. Mitsuhashi: Design and Dynamic Response Characteristics of 400MW Adjustable Speed Pumped Storage Unit for Ohkawachi Power Station, IEEE Transaction on Energy Conversion, Vol. 11, Issue 2, June 1996, str. 376 – 384
- [6] S. Furuya, T. Taguchi, K. Kusunoki, T. Yanagisawa, T. Kageyama, T. Kanai: Successful Achievement in a Variable Speed Pumped Storage Power System at Yagisawa Power Plant, Power Conversion Conference – PCC'93, Yokohama 1993, str. 603 – 608
- [7] K. Grotenburg, F. Koch, I. Erlich U. Bachmann: Modeling And Dynamic Simulation Of Variable Speed Pump Storage Units Incorporated Into The German Electric Power System, 9th European Conference on Power Electronics and Applications – EPE'09, Graz Austria, str.10
- [8] K. Máslo, Z. Hruška, P. Trubač, J. Rusnák, M. Hvizdoš: Chování větrných elektráren při přechodových dějích v sítích a jejich modelování, sborník konference CIRED, Tábor 2009, ISBN 978-80-254-5635-4
- [9] Modeling and dynamic behaviour of wind generation as it relates to power system control and dynamic performance, Technical brochure No.328, CIGRE 2007, WG C4.601 2007, ISBN : 978-2-85873-016-2

2.8. Ochrany a automatiky

Ochrana je reléové, elektronické nebo digitální (počítačové) slaboproudé zařízení, které má za úkol vypnout co nejrychleji silové energetické zařízení (vedení, transformátor, přípojnicí rozvodny, tlumivku, generátor, rotační kompenzátor apod.) od napětí, jestliže na tomto silovém zařízení vznikne porucha. Ochrana je zapojená do sekundárních obvodů přístrojových transformátorů a po dobu provozu silového zařízení nepřetržitě monitoruje a vyhodnocuje sekundární hodnoty proudů a napětí. Protože sekundární hodnoty proudů a napětí jsou obrazem primárních hodnot, hlídá ochrana okamžitý stav primárních hodnot v místě připojení na chráněném silovém zařízení a při vzniku poruchy okamžitě reaguje na poruchovou změnu hlídané veličiny.

V obvodech nízkého napětí (380/220V) jsou ochrany představovány jednoduchými a levnými přístroji jako jsou pojistky, jističe, stykače apod. S rostoucím jmenovitým napětím silového zařízení roste složitost ochrany, následkem požadavku na rychlost, selektivitu a přesnost ochrany, které dosahují vysokých parametrů právě pro chránění silového zařízení vvn a zvn. Samozřejmě tím roste i cena ochrany. Rychlost, přesnost a selektivita funkce ochrany jsou při chránění zařízení nejvyšších napětí velmi důležité. Rychlost funkce zabezpečuje vypnutí porušeného zařízení v co nejkratším čase, aby se minimalizovaly škody na drahém silovém zařízení od vzniklé poruchy. Selektivita funkce je důležitá, aby se provedlo vypnutí pouze porušeného zařízení bez nadbytečného vypnutí okolních zdravých zařízení. A nakonec přesnost funkce např. u lokátoru poruch (součást ochrany) je potřebná pro dostatečně přesné stanovení vzdálenosti poruchy např. na velmi dlouhých přenosových vedeních (řádově stovky kilometrů).

Na Obr. 2.8-1 jsou zjednodušeně znázorněna zapojení ochrany vedení a transformátoru do sekundárních obvodů PTP (přístrojový transformátor proudu) a PTN (přístrojový transformátor napětí) včetně komunikační vazby mezi ochranami na obou koncích přenosového vedení.

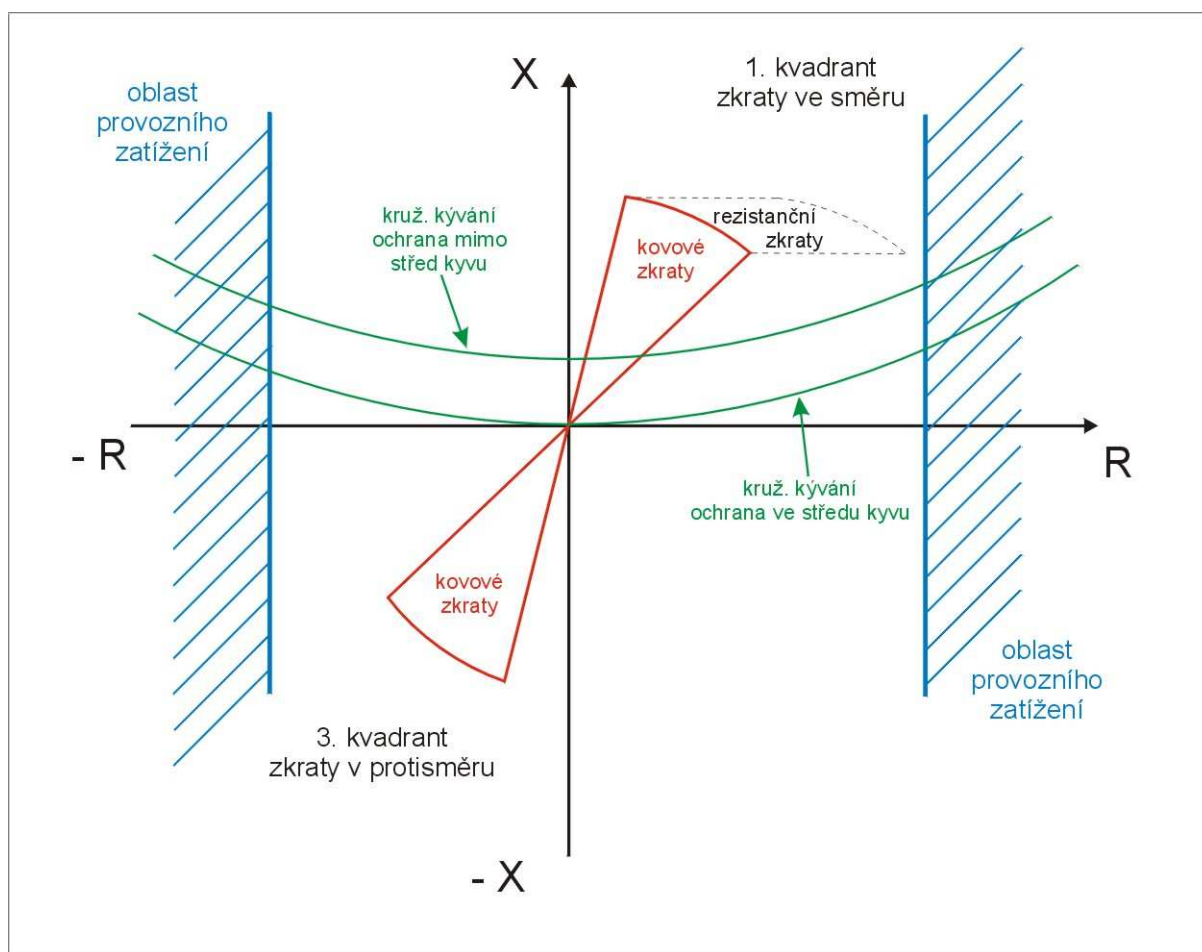


Obr. 2.8-1 Zjednodušené zapojení ochrany vedení a transformátoru

Jak bylo řečeno výše, ochrana nepřetržitě monitoruje silové elektrické veličiny (proudy, napětí, frekvence) na chráněném silovém zařízení a v případě vzniku poruchy, vyznačující se skokovou změnou těchto veličin, ochrana okamžitě spustí svůj vnitřní funkční algoritmus, jehož výsledkem je rozhodnutí o případném vypnutí silového zařízení. I v případech pomalejších změn silových veličin je vnitřní algoritmus ochrany spuštěn při překročení nebo podkročení určitých veličin. Velikosti a úhlová natočení silových veličin v okamžiku vzniku poruchy jsou závislé na parametrech silového zařízení, např. u vedení na vzdálenosti poruchy od místa ochrany. Proto pro správnou funkci ochrany musí být jejich vnitřní algoritmus přizpůsoben parametrům silového zařízení a předpokládaným velikostem poruchových veličin. Zkráceně řečeno, ochrana musí být na tyto parametry nastavena. Za účelem získání podkladů pro výpočet nastavení

ochran je nezbytné provádět modelové výpočty poruch na potřebných místech elektrizační soustavy pomocí moderních výpočetních programů.

Za účelem názorného zobrazení monitorovaných provozních a poruchových veličin vstupujících do ochrany se například u impedančních (distančních) ochran, které jsou nejvíce sofistikované a instalované v největších počtech, používá dvourozměrná závislostní rovina R (rezistance), X (reaktance), tzv. impedanční rovina. Příklad zobrazení nejběžnějších provozních a poruchových stavů v impedanční rovině je znázorněn na Obr. 2.8-2 s vyznačenými stavy v různých oblastech.



Obr. 2.8-2 Impedanční rovina s provozními a poruchovými stavy

Výpočetní algoritmy dosud vyráběných a do provozu instalovaných digitálních ochran vycházejí z klasických principů elektromechanických a statických analogových ochran. Konečným výstupem výpočetního algoritmu je sousledná složka funkční veličiny (fázoru) včetně jeho fázového úhlu představující např. impedanci, proud, apod. Na rozdíl od elektromechanických a statických analogových ochran, které ze svého charakteru dokázaly rozlišit pouze určitá velikostní a úhlová pásma funkčních veličin znázornitelných v impedanční rovině, digitální ochrany jsou, díky vzorkování průběhů a rychlosti zpracování, schopny vypočítat amplitudy a úhly poruchových funkčních veličin přímo. Z této možnosti těží hlavně funkce lokátoru poruch na vedeních. Klasický přístup ke zpracování poruchových průběhů, které se skutečně objeví, znamená, že ochrana musí být předem na předpokládaný rozsah poruchových veličin nastavená, přičemž nastavení ochran je za normálních okolností vypočítáno a voleno kompromisně pro určité síťové poměry, aby byla zajištěna určitá rezerva zajišťující funkci ochran i pro všechny ostatní síťové poměry, které se mohou vyskytnout během období provozu ochran. Běžně se používají pro výpočet nastavení ochran špičkové poměry zkratových výkonů v síti, plné zapojení všech prvků apod. Kromě toho musí být ochrany schopny řádné funkce i při minimálních zkratových poměrech v sítích, např. v období minimálního provozu zdrojů a současně vypnutých silových zařízení pro údržbu apod. Při výpočtech nastavení se také kontrolují funkce ochran při síťových poměrech výrazně se odchylovajících od výše uvedených špičkových poměrů s plným zapojením sítě, a pokud je zajištěn alespoň start ochran a vyslání vypínacího povelu, i když zpožděného, je to přijatelný kompromis.

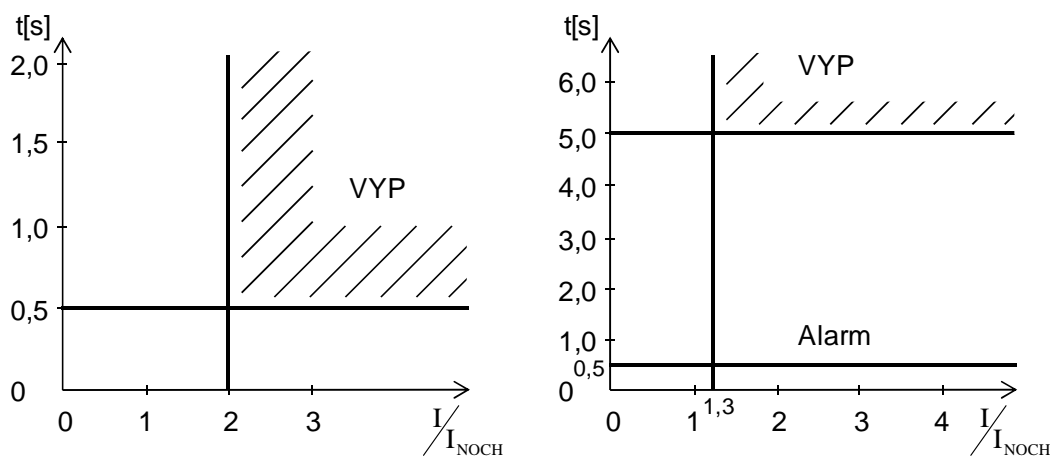
Podrobnější popis významu, účelu a zaměření ochran a automatik starších konstrukcí lze najít v knihách [1] a [2]. Novější konstrukce ochran je popsána v článcích [3] - [5]. V dalších kapitolách uvedeme jen stručný popis problematiky.

2.8.1. Nadproudové ochrany

Náhlé nebo i pozvolné zvýšení proudu nad určitou hladinu představovalo od počátku všeobecné elektrizace signál pravděpodobného vzniku poruchy. Všechny typy elektromechanických nadproudových ochran, jako jsou pojistky, zkratové spouště jističů v obvodech nízkého napětí, primární relé, elektromechanická a statická elektronická nadproudová relé pro chránění zařízení vyšších napětí apod., reagovaly na náhlá zvýšení protékajících proudů přes chráněná zařízení. Všechny tyto typy ochran pracovaly přímo s analogovým průběhem sekundární hodnoty proudu vstupující do ochran z přístrojových transformátorů proudu (PTP). Po překročení nastavené hladiny nadproudu vydává nadproudová ochrana výstupní povel, který vypíná chráněné zařízení buď bez zpoždění nebo s určitým nastaveným proudově závislým nebo nezávislým časovým zpožděním. Digitální nadproudové ochrany zpracovávají jednotlivé vzorky sekundárního proudu a díky výkonným mikroprocesorům jsou schopny vyfiltrovat s dostatečnou rychlostí kromě základní harmonické proudu i vyšší harmonické, dále také různé souměrné složky proudu jako je sousledná, zpětná a nulová apod. Digitální ochrany mohou rovněž počítat efektivní hodnotu proudu, špičkovou hodnotu proudu, případně jiné parametry proudového průběhu jako rychlost změny proudu v čase di/dt apod.

2.8.1.1. Časově nezávislé nadproudové ochrany

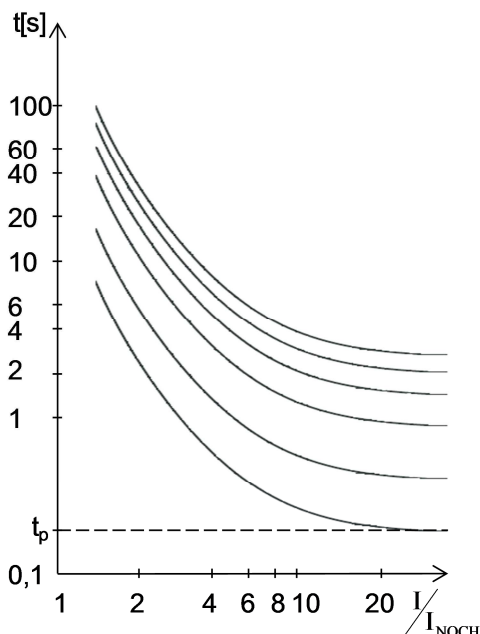
Jejich funkce je znázorněna v závislostní rovině čas/funkční veličina jako vertikální přímka na určité poměrné hodnotě proudu I/I_{NOCH} a jako horizontální přímka při určitém časovém zpoždění t - viz Obr. 2.8-3. Proud I_{NOCH} je sekundární jmenovitý proud ochrany (1A nebo 5A). Jedná se o nejjednodušší nadproudovou funkci, kde při překročení nastavené proudové hladiny vydá ochrana, po nastaveném konstantním zpoždění t , vypínací povel na vypnutí chráněného zařízení bez závislosti na velikosti proudu. Nastavená proudová hladina může být stanovena podle zaměření ochrany a typu chráněného zařízení, např. na základní nebo vyšší harmonickou, nebo na souslednou, zpětnou či nulovou složku proudu apod. U některých typů nadproudových ochran, jako např. na nesymetrické zatížení, se používá tzv. dvoustupňová nezávislost, viz Obr. 2.8-3 vpravo.



Obr. 2.8-3 Vypínací charakteristiky časově nezávislých nadproudových ochran

2.8.1.2. Časově závislé nadproudové ochrany

Jejich funkce je znázorněna v závislostní rovině čas/funkční veličina jako křivka závislosti vypínacího času na velikosti poměrného proudu. Vždy je dodržena logická zásada naléhavosti chránění, čím je vyšší nadproud, tím je menší zpoždění vypínání. Závislostní časové charakteristiky se také někdy nazývají inverzní. Příkladem inverzních časových charakteristik závislé nadproudové ochrany jsou křivky na Obr. 2.8-4, představující normální inverzní charakteristiky.



Obr. 2.8-4 Vypínací charakteristiky časově závislé nadproudové ochrany

Protože pro různá chráněná zařízení (různé typy motorů, generátorů, tlumivek, kondenzátorů, kabelů, venkovních vedení apod.) je zájem využít různé tvary a strmosti závislých vypínacích charakteristik, byly vztahy pro vybrané typy charakteristik stanoveny normou. Obecný tvar závislosti vypínacího času T na proudu I je vyjádřen vztahem (2.8-1). Parametry nastavení podle IEC 255 jsou shrnuty v Tab. 2.8-1.

$$T = \frac{K}{\left(I/I_{NOCH}\right)^n - 1} \cdot t_p \quad (2.8-1)$$

t_p počáteční časové zpoždění při vysokých nadproudech, od kterého se odvíjejí křivky závislosti času na poměrném nadproudu

I/I_{NOCH} poměrný nadproud nad nastavenou proudovou hodnotou I_{NOCH}

Tab. 2.8-1 Parametry nastavení závislé nadproudové ochrany

Typ charakteristiky	K	n
normálně inverzní	0.14	0.02
velmi inverzní	13.5	1
extrémně inverzní	80	2
inverzní s dlouhým časem	120	1

Nadproudová ochrana se závislým časovým zpožděním se také úspěšně používá jako tepelná ochrana proti přetížení např. motorů nebo kabelů. Ochrana počítá vypínací čas podle jednorvkového tepelného modelu v závislosti na skutečném protékajícím proudu, maximálně dovoleném vzrůstu teploty a tepelné časové konstantě chráněného zařízení. Diferenciální rovnice jednorvkového tepelného modelu je následující:

$$\frac{d\Theta}{dt} + \frac{1}{\tau} \cdot \Theta = \frac{1}{\tau} \cdot I^2 \quad (2.8-2)$$

Θ poměrný vzrůst skutečné teploty vztažený k maximálnímu vzrůstu teploty při maximálním dovoleném proudu

t čas

τ tepelná časová konstanta chráněného zařízení

I poměrný skutečný protékající proud vztažený k maximálnímu dovolenému proudu

Ze vztahu (2.8-2) se odvodí čas do vypnutí chráněného zařízení:

$$t_{VYP} = \tau \cdot \lg \frac{I^2 - \Theta}{I^2 - 1} \quad (2.8-3)$$

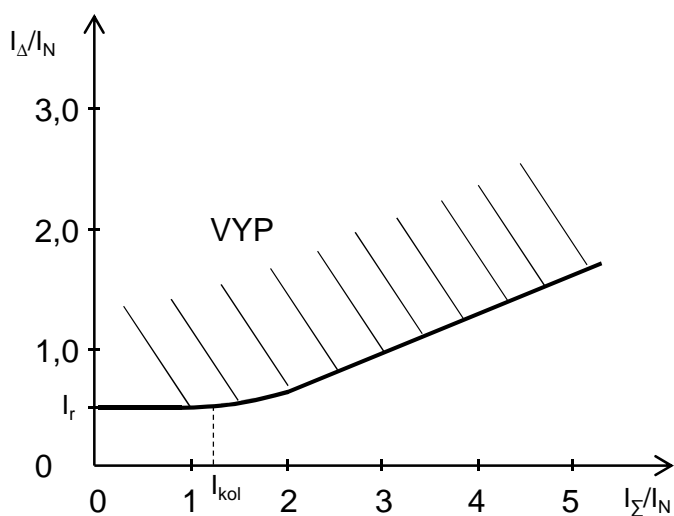
2.8.2. Proudové rozdílové a srovnávací ochrany

Jak již vyplývá z názvu, jedná se opět o proudové ochrany s tím, že výsledkem výpočtu algoritmu je rozdíl dvou nebo více proudových veličin buď amplitudový, nebo fázový nebo současně amplitudový a fázový. U elektromechanických a statických analogových proudových rozdílových ochran byla rozhodující měřicí funkční relé většinou stejnosměrná (Deprézká), která reagovala na určitou nastavenou hladinu střední hodnoty rozdílového proudu. U proudových rozdílových ochran byl rozhodující tedy rozdíl amplitud obou porovnávaných proudů, přičemž fázový rozdíl porovnávaných proudů byl potlačen právě jejich usměrněním. U elektromechanických a statických analogových srovnávacích ochran zase byl potlačen rozdíl amplitud obou porovnávaných proudů a bylo zvýrazněno jejich fázové natočení (fázová srovnávací ochrana vedení). U digitálních ochran, které zpracovávají jednotlivé proudové vzorky, pracuje funkční algoritmus většinou s absolutními hodnotami proudových fázorů. Všechny typy proudových rozdílových a srovnávacích ochran používají tzv. stabilizaci vypínacího algoritmu. Jedná se o opatření, které dovolí vytvoření určitého omezeného rozdílového proudu, aniž by došlo k působení ochrany na vypnutí. Stabilizace vypínacího algoritmu blokuje působení ochrany např. při různém nasycení přístrojových transformátorů proudu (PTP) na obou stranách chráněného zařízení při průtoku vyššího zkratového proudu při vnějším zkratu. Různým nasycením PTP dojde právě k vytvoření rozdílového proudu, který by mohl vyvolat chybné působení ochrany na vypínání. Dále při jednostranném zapínání transformátorů nebo tlumivek se železnými jádry pod napětí mohou vznikat v závislosti na okamžiku zapnutí velké proudové nárazy, většinou násobně převyšující jmenovité proudy. Protože se jedná o průtok proudu přes jistící přístrojové transformátory pouze z jedné strany, jeví se protékající proud ochraně jako rozdílový a ochrana by nadbytečně působila na vypínání. Proto již od historických počátečních konstrukcí rozdílových ochran transformátoru je konstrukční součástí ochrany blokáda ochrany na proudový zapínací náraz. O různých typech těchto blokad pohovoříme později.

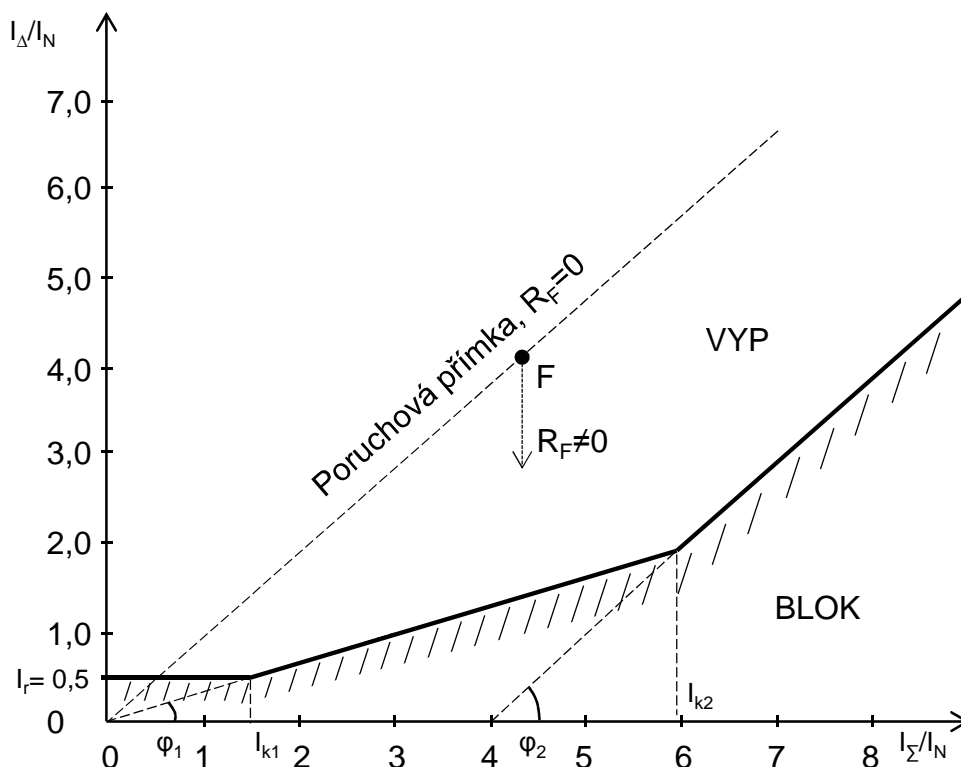
2.8.2.1. Rozdílové ochrany generátorů, transformátorů, tlumivek

Různé stavy proudových rozdílových ochran se nejlépe znázorňují ve dvou Proudové závislosti rovině. U starší elektromechanické rozdílové ochrany (například typu R30) vypadala vypínací charakteristika jako na Obr. 2.8-5, kde vidíme závislost poměrného rozdílového proudu I_{Δ}/I_N na poměrném součtovém proudu I_{Σ}/I_N . Proud I_r je nastavená proudová citlivost rozdílového členu a proud I_{kol} je proud kolena vypínací charakteristiky.

U moderních digitálních ochran s vypínací charakteristikou na Obr. 2.8-6 vidíme, že zhruba do dvojnásobku průchozího součtového proudu I_{Σ}/I_N je citlivost na rozdílový proud dána hodnotou I_r . Při průchozích prouděch nad cca $2I_N$ se ochrana vlivem šikmé charakteristiky více blokuje a potřebný poměrný rozdílový proud I_{Δ}/I_N pro vypínací funkci ochrany stoupá. Tato šikmá lomená vypínací charakteristika výhodně stabilizuje ochranu při blízkých vnějších zkratech, kdy je působení ochrany nežádoucí. Naopak při poruše uvnitř chráněného úseku ochrany se poruchy vyskytují na poruchové přímce, která svírá s vodorovnou osou úhel 45° a ochrana bude, při zvýšení rozdílového proudu nad minimální nastavenou citlivost I_r , bezpečně vypínat.



Obr. 2.8-5 Vypínací charakteristika starší rozdílové ochrany



Obr. 2.8-6 Vypínací charakteristika moderní digitální rozdílové ochrany

Vypínací charakteristika je dvakrát lomená, přičemž jak náklon obou šikmých částí, tak body zlomu jsou seřaditelné. Vypínací algoritmus pro dvoubodovou ochranu lze popsat vztahy:

$$|\underline{I}_1 + \underline{I}_2| > |\underline{I}_r| \text{ pro } |\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| \leq I_{K1}$$

$$|\underline{I}_1 + \underline{I}_2| > |\underline{I}_r| + s_1 \cdot [|\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| - I_{K1}] \text{ pro } I_{K1} \leq |\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| \leq I_{K2} \quad (2.8-4)$$

$$|\underline{I}_1 + \underline{I}_2| > |\underline{I}_r| + s_1 \cdot [|\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| - I_{K1}] + s_2 \cdot [|\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| - I_{K2}] \text{ pro } |\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| > I_{K2}$$

$\underline{I}_1, \underline{I}_2$ proudy protékající na obou stranách chráněného objektu

I_{K1}, I_{K2} absolutní hodnoty nastavených proudů zlomů vypínací charakteristiky ve dvouproudové závislostní rovině

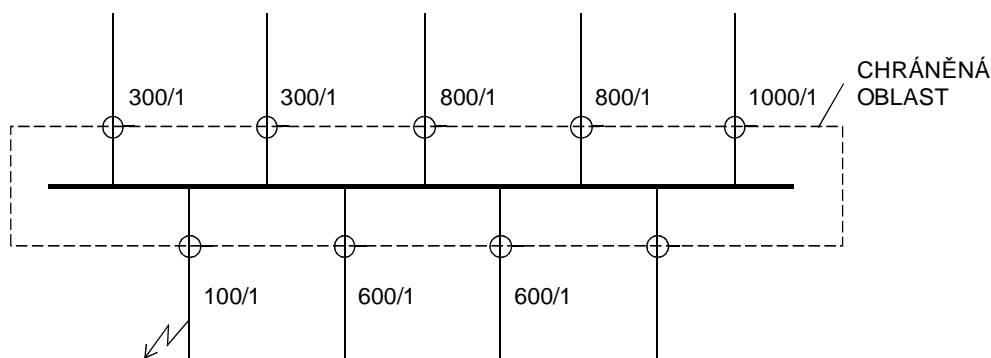
$s_1 = \text{tg } \varphi_1$ a $s_2 = \text{tg } \varphi_2$ jsou hodnoty náklonů přímkových částí charakteristiky

Rozdílové ochrany transformátorů jsou většinou nastavovány tak, aby měřily nulovou hodnotu rozdílového proudu při nastavení vinutí na střední odbočce. Při změně odbočky na kteroukoli stranu potom dochází ke změně převodu transformátoru, tím i ke změně poměru proudů na jednotlivých stranách transformátoru a rozdílová ochrana začne měřit rozdílový proud. Na rozdílový proud vzniklý vlivem napěťové regulace transformátoru nesmí rozdílová ochrana reagovat. U všech typů rozdílových ochran transformátoru je zapotřebí vypočítávat velikost rozdílového proudu při krajních napěťových odbočkách a rozdílový člen I_r nastavit s určitou rezervou nad tyto vypočtené hodnoty. Počty bodů (zapojených vývodů) síťových transformátorů bývá běžně omezen na 3 body (pro trojvinutové transformátory). V elektrárenských rozvodech vlastní spotřeby se někdy vyskytují i vícebodové rozdílové ochrany (do pěti bodů).

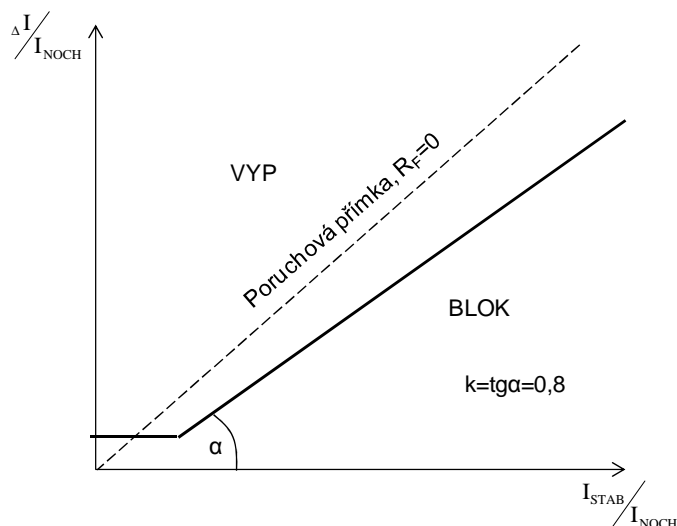
2.8.2.2. Rozdílová ochrana přípojníc

Mezi proudové rozdílové ochrany patří také rozdílová ochrana přípojníc, což je velmi důležitá ochrana chránící nejen přípojnice rozveden, ale také přilehlé silové zařízení, jako jsou hlavně přípojnicové odpojovače, vypínače vývodů, případně další silová zařízení včetně všech vzájemných silových propojení. Hranici chráněného úseku rozdílové ochrany přípojníc tvoří přístrojové transformátory proudů v jednotlivých vývodech, do jejichž sekundárních obvodů je rozdílová ochrana přípojníc zapojena. Proudová rozdílová ochrana přípojníc je ve většině případů charakterizována výrazně vyšším množstvím bodů (zapojených přístrojových transformátorů proudů) ve srovnání s rozdílovou ochranou transformátoru. Počet bodů rozdílové ochrany přípojníc se shoduje s počtem vývodů v příslušné rozvodně. Nejvyšší počty vývodů např. v rozvodnách 110 kV jsou až 25 vývodů. Nejvyšší počty vývodů v rozvodnách ZVN jsou asi do 18 vývodů. Protože v případě rozdílové ochrany přípojníc není do cesty zkratovému proudu vložena žádná větší

impedance ve srovnání s rozdílovou ochranou transformátoru, není zkratový proud mezi jednotlivými body nijak snižován a přístrojové transformátory proudu napájející rozdílovou ochranu přípojnic jsou mnohdy vystavovány velmi vysokým zkratovým proudům. Zvláště v některých rozvodnách 110 kV s větším počtem vývodů poblíž větších elektráren dosahují součtové zkratové proudy 40ti až 50ti násobku jmenovitých proudů PTP. Z tohoto důvodu jsou u rozdílové ochrany přípojnic vysoké nároky na stabilizaci ochrany (nepůsobení) při blízkých zkratech mimo chráněný úsek ochrany. Kritická situace pro stabilizaci rozdílové ochrany přípojnic může vzniknout například v zapojení podle Obr. 2.8-7, kde je znázorněn zkrat v těsné blízkosti rozvodny na vývodu s nejnižším převodem PTP. Všechny proudové příspěvky z vývodů tečou ve směru do přípojnic, vytváří tedy rozdílový proud, a proti tomu se musí postavit součtový proud tekoucí postiženým vývodem tak, aby se ochrana stabilizovala (nepůsobila). Vysokým součtovým zkratovým proudem v postiženém vývodu dojde v naprosté většině případů k velkému přesycení železného jádra PTP s nejnižším proudovým převodem, např. 100/1 A. Z výše uvedených důvodů se vypínací charakteristika volí u rozdílové ochrany přípojnic více nakloněná - s větší stabilizací. Rezerva na rezistanci v místě poruchy zde může být menší, protože v chráněném úseku přípojnic nelze většinou předpokládat vznik zemních zkratů na vzrostlou vegetaci jako u venkovních vedení. Proto by se poruchové body na poruchové přímce na Obr. 2.8-6 měly jen minimálně odchylovat od poruchové přímky pod úhlem 45° . Vysvětlení vzniku odchyly poruchových bodů od poruchové přímky vlivem rezistence R_F v místě poruchy je uvedeno v dalším odstavci. Příklad takové vypínací charakteristiky v digitální rozdílové ochraně přípojnic REB 500 firmy ABB je na Obr. 2.8-8, kde sklon $k = \tan \alpha$ je seřiditelný v rozsahu 0,7 – 0,9. Na obrázku je nastaven sklon $k=0,8$.



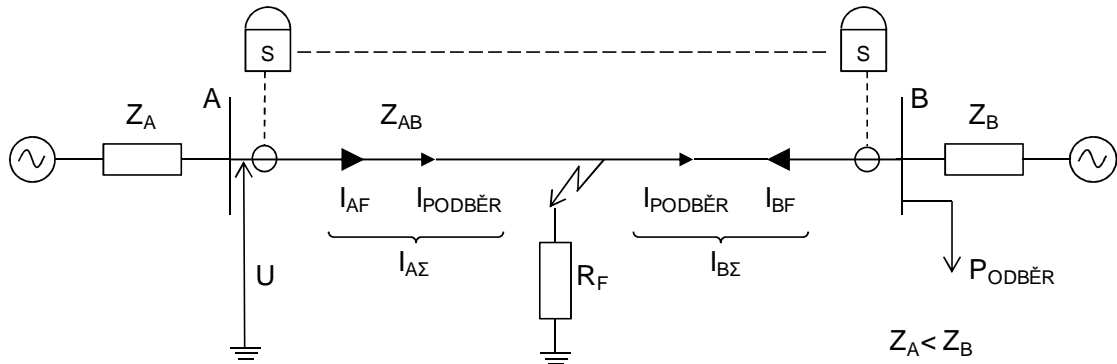
Obr. 2.8-7 Příklad kritické poruchy mimo chráněný úsek rozdílové ochrany přípojnic



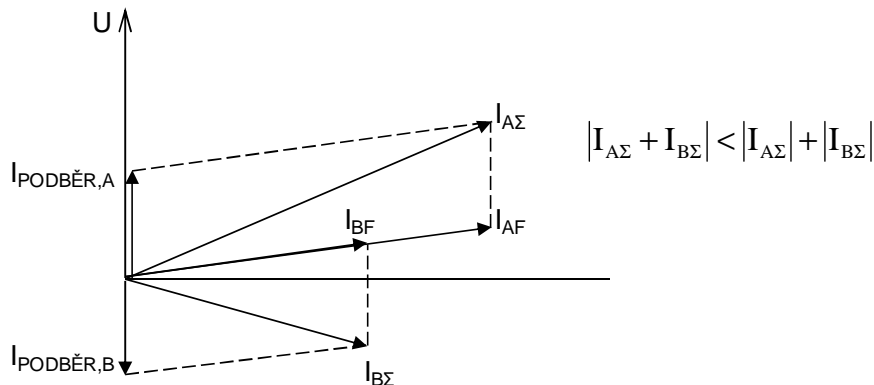
Obr. 2.8-8 Vypínací charakteristika rozdílové ochrany přípojnic

2.8.2.3. Proudové a fázové srovnávací ochrany vedení

Principiální zapojení srovnávací ochrany vedení je znázorněno na Obr. 2.8-9



Obr. 2.8-9 Principiální zapojení srovnávací ochrany vedení



Obr. 2.8-10 Fázorový diagram zkratových proudů

Pro zkoumání poruchových situací je možné použít shodnou vypínací charakteristiku jako pro proudové rozdílové ochrany – viz Obr. 2.8-6. Pro kovové zkraty uvnitř chráněného vedení se pohybujeme na poruchové přímkce pod úhlem 45° . Při větších rezistancích v místě poruchy (desítky až stovky ohmů) protéká přes přístrojové transformátory proudu také podélný proud zátěže, protože v místě poruchy zůstává úbytek napětí na poruchové rezistenci R_F . Proudové poměry jsou znázorněny například pro jednofázový zemní zkrat ve fázi L1 uvnitř chráněného úseku A, B s rezistancí v místě zkratu R_F (viz Obr. 2.8-9). Zkratové proudy I_{AF} , I_{BF} ze stran A, B protékají součtově místem poruchy a jejich okamžitý směr je do chráněného úseku. Současně protéká chráněným úsekem proud zátěže, jehož okamžitý směr je na obou stranách chráněného úseku vzájemně opačný. Velikosti a vzájemná úhlová natočení proudů znázorníme na fázorovém diagramu na Obr. 2.8-10. V případě kovového zkratu bude v místě zkratu nulové napětí proti zemi a postiženou fází nebude protékat žádný proud zátěže. Okamžité natočení proudů z hlediska obou stran by bylo shodné, a proto by proudy byly ve fázové shodě. To odpovídá natočení proudů I_{AF} , I_{BF} ze stran A, B. Jestliže se však v místě poruchy nachází rezistance R_F , podélně protékající proud zátěže $I_{PODBĚR}$ se fázorově sečte na obou stranách s příslušnými proudy I_{AF} , I_{BF} a v místech A, B protékají součtové proudy $I_{A\Sigma}$, $I_{B\Sigma}$ které již nejsou ve fázové shodě. Tím při stejném součtu absolutních hodnot $\sum [|I_{A\Sigma}| + |I_{B\Sigma}|]$ dojde k poklesu absolutní hodnoty součtu $|\sum (I_{A\Sigma} + I_{B\Sigma})|$ a tím k pohybu poruchového bodu F ve směru dolů od poruchové přímkky na Obr. 2.8-8. Podobný pohyb poruchového bodu F nastane při odporovém zkratu a přenosu při jakémkoliv přenosovém úhlu, tj. jakémkoliv poměru činného a jalového výkonu. Důvod je ten, že při vzniku jakéhokoliv nenulového úhlu mezi fázory I_A a I_B bude vždy $|\sum (I_{A\Sigma} + I_{B\Sigma})|$ menší než $\sum [|I_{A\Sigma}| + |I_{B\Sigma}|]$. Z tohoto důvodu není vhodné volit sklon charakteristiky příliš blízko k poruchové přímkce, ale je nutné ponechat určité rezervní pásmo P pod poruchovou přímkou, kde ochrana ještě vypíná při odporových poruchách – viz Obr. 2.8-8.

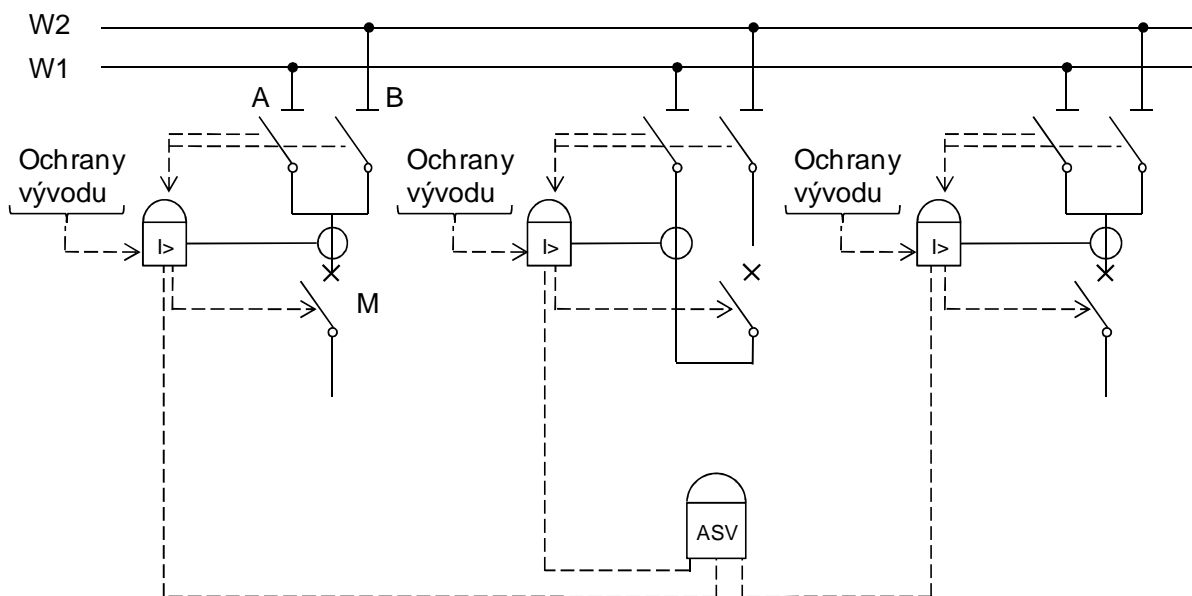
2.8.2.4. Automatika selhání vypínače

Rozdílová ochrana přípojnic bývá zpravidla doplněna automatikou selhání vypínače (ASV). Obě ochrany využívají stejný hardware – potřebují znát proudy ve všech vývodech a musí být schopny vyslat vypínací impuls na všechny vypínače v rozvodně.

Elektrické ochrany vedení nebo transformátorů při zjištění poruchového stavu působí svými vypínacími kontakty na silový vypínač, který provede odpojení poškozené části od zbytku soustavy. V případě, kdy vypínač není schopen vypnout poškozenou část, např. z důvodu poruchy na samotném vypínači, dochází bez použití ASV k prodloužení doby vypnutí poruchy. Porucha je potom vypnuta vzdálenými ochranami v záložních časech. Minimální doba působení distančních ochran v přenosové soustavě je v případě selhání vypínače 0,4s, ale v závislosti na druhu a místě poruchy může být i delší. Při selhání vypínače navíc dochází k vypnutí velkého množství vedení a k omezení dodávek elektrické energie do velkých oblastí. Dlouhá doba do vypnutí poruchy může mít vážný dopad na stabilitu elektrické soustavy.

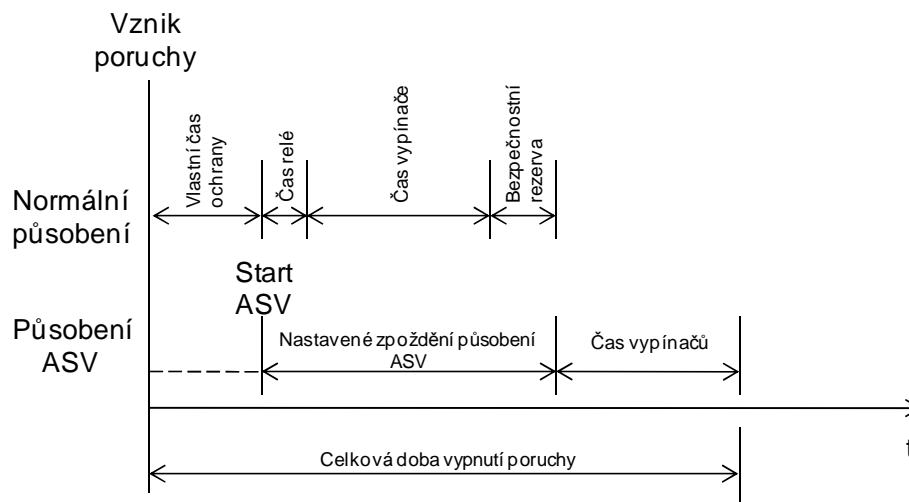
Pro zkrácení doby vypnutí poruchy při selhání vypínače bývají rozvodny vybaveny automatikou selhání vypínače, což zmenšuje poškození silových zařízení při poruchách a zlepšuje stabilitu soustavy. Celková doba vypnutí poruchy působením ASV (tzn. doba od vzniku poruchy do úplného oddělení poškozené části od zbytku soustavy) by měla být menší než tzv. mezní doba vypnutí zkratu (angl. Critical Clearing Time - CCT), aby byla zachována stabilita soustavy. Hodnotu CCT je možné získat ze simulačních výpočtů dynamické stability (podrobněji viz kap. 3.5.1). Při výpočtu je uvažováno s třífázovým zkratem, který je z hlediska stability nejméně příznivý.

Základní princip činnosti ochrany je založen na měření proudu chráněným vypínačem a na monitorování vypínacích funkcí ochran zařízení ležícího za chráněným vypínačem. ASV vyhodnotí selhání vypínače tehdy, kdy ochrany vývodu dají vypínací povel na vypínač (tím dojde ke spuštění ASV) a proud tekoucí chráněným vypínačem do určité doby neklesne pod nastavenou hodnotu. V takovém případě ASV posílá vypínací povel na všechny vypínače v rozvodně, přes které může protékat příspěvek zkratového proudu do místa zkratu, což závisí na okamžitém silovém zapojení rozvodny. Na Obr. 2.8-11 je znázorněno typické zapojení ASV. V každém vývodu je umístěna jedna vývodová jednotka, která měří proud vývodem, sbírá informace o silovém zapojení vývodu (stav odpojovačů A a B) a o působení ochran ve vývodu a v případě potřeby vysílá vypínací impuls na vypínač. Všechny informace dále přeposílá do centrální jednotky, která tak má přehled o tom, které vývody jsou v provozu a do které přípojnice jsou zapojeny. V případě, že dojde k selhání vypínače v některém vývodu, centrální jednotka vydá příkaz příslušným vývodovým jednotkám k vyslání vypínacího impulsu na vypínač. Vypíná se vždy nejmenší možná část rozvodny, tzn. pouze vývody zapojené na stejnou přípojnici, na kterou je připojen vývod s vadným vypínačem. Druhá přípojnice zůstává v provozu.



Obr. 2.8-11 Schéma zapojení ASV

Na Obr. 2.8-12 můžeme vidět časový průběh působení ASV. Činnost ASV začíná v okamžiku, kdy některá z ochran ve vývodu vyšle vypínací impuls na vypínač. ASV začíná měřit proud tekoucí vývodem. Pokud tento proud neklesne pod nastavenou hodnotu (ta je dána minimální hodnotou proudu při poruše, který může vývodem protékat) do nastavené doby (součet maximální doby působení vypínače, doby činnosti relé, která jsou mezi ochranou a vypínačem a bezpečnostní časové rezervy), dochází k působení ASV a k vyslání vypínacího povelu na příslušné vypínače v rozvodně. Doba mezi startem ASV a vypnutím poruchy je opět dána dobou, za kterou jsou vypínače schopny přerušit tok zkratového proudu.



Obr. 2.8-12 Časový průběh působení ASV

2.8.3. Impedanční ochrany a automatiky

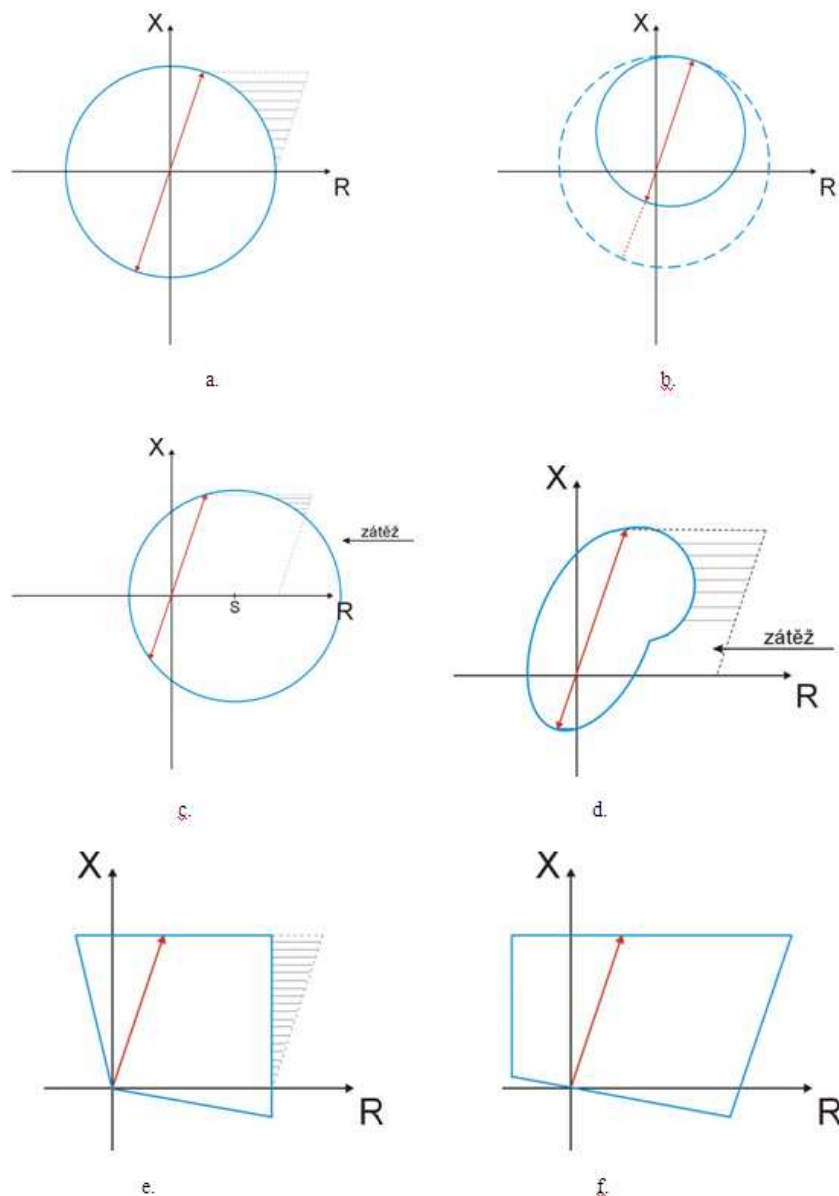
Impedanční ochrany a automatiky jsou všechna ochranná nebo automatická zařízení, jejichž výstup závisí na velikosti a úhlu impedance případně množiny impedancí (trajektorie) v impedanční rovině. Hlavní skupinu impedančních ochranných zařízení tvoří distanční ochrany vedení, transformátorů, generátorů apod. Další typy impedančních ochranných zařízení tvoří například ochrany na prokluz pólů (ztrátu synchronismu) generátoru, ochrany a automatiky proti asynchronnímu chodu, části distančních ochranných zařízení reagující na stabilní a nestabilní kývání v síti (závory při kývání) apod. K impedančním automatikám patří také důležitá funkce, která se významně rozšířila až s digitalizací ochranných zařízení, a sice funkce tzv. lokátoru poruch, jehož náplní je výpočet vzdálenosti poruchy na vedení od místa ochrany na základě velikosti impedance poruchové smyčky. Impedanční ochrany a automatiky tím, že vyhodnocují poruchy na základě velikostí a úhlů měřených impedancí v místech jejich instalací, jsou právě svým nastavením nejlépe ze všech typů ochranných zařízení přizpůsobeny vlastním parametřům (impedancím) chráněných silových zařízení. Vzhledem k jejich univerzálnosti a velkému rozsahu nasazení obsahují nejvíce sofistikované algoritmy, které řeší nejsložitější přechodné jevy ze všech typů ochranných zařízení.

2.8.3.1. Základní princip distančních ochranných zařízení

Princip distančních ochranných zařízení je založen na zjišťování velikosti impedance v místě instalace ochranného zařízení. Protože vlastní impedance jednoho kilometru chráněného vedení je přibližně konstantní a je známa (určená buď výpočtem, nebo měřením), změřená velikost impedance poruchové smyčky je potom úměrná vzdálenosti poruchy. Z této skutečnosti potom vychází i název ochranného zařízení.

Nastavení distančních ochranných zařízení se provádí v tzv. zónách, které vymezují charakteristiku distanční ochranného zařízení v komplexní – impedanční rovině. Ochranné zařízení může mít nastaveno několik zón směrem do chráněného vedení nebo i na opačnou stranu směrem do rozvodny (v takovém případě potom chrání přípojnice vlastní rozvodny nebo slouží jako záložní ochrana za rozdílovou ochranu přípojnic, je-li instalována). Postupný vývoj vypínacích charakteristik je ukázán na Obr. 2.8-13. Vypínací charakteristiky a) c) jsou typické pro starší typy elektromechanických ochranných zařízení, vypínací charakteristika d) náleží statické elektronické ochraně a konečné vypínací charakteristiky e), f) jsou charakteristické pro moderní digitální distanční ochranné zařízení.

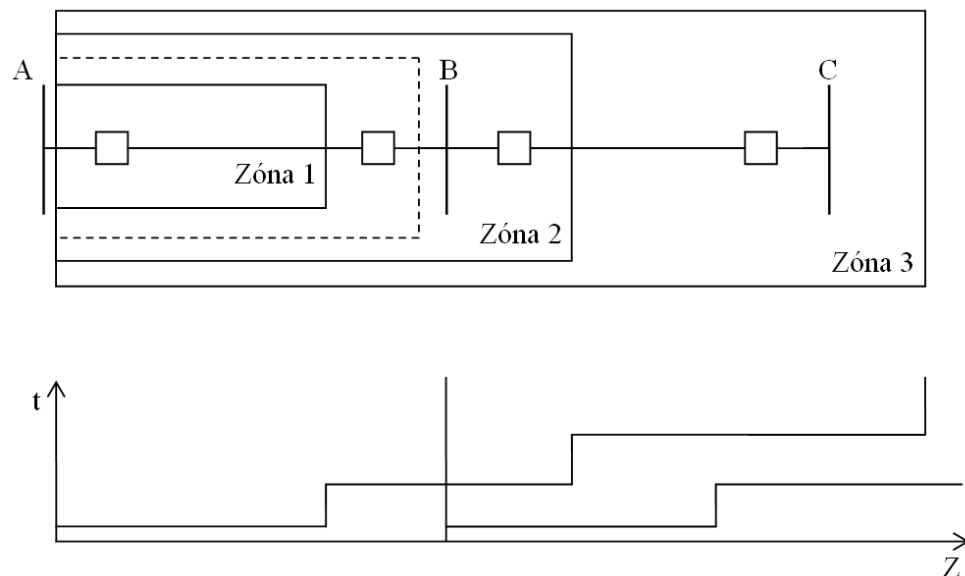
Podrobnější informace o moderních digitálních distančních ochranných zařízeních lze nalézt kromě [3]-[5] také v [6].



Obr. 2.8-13 Historický vývoj vypínacích charakteristik impedančních ochran

Vstoupí-li měřená impedance ochranou do vypínací charakteristiky, dojde po nezbytném minimálním čase zpracování signálu k vybavení buď okamžitého, nebo zpožděného vypínacího povelu. V dalším odstavci popíšeme stručně charakter výpočtových algoritmů digitálních ochran, což je nejdůležitější část procesu zpracování signálů vstupujících do ochrany.

Impedanční dosah jednotlivých zón distanční ochrany je nastavován s určitým přesahem nebo naopak s určitou rezervou v poměru k impedanci chráněného zařízení. Je to proto, že velikost vypočítané impedance ochranou je zatížena chybou, která je dána algoritmem výpočtu, přesností parametrů vedení, přesností PTP a PTN, přesností ochrany (A/D převodníky), vlivem souběhů vedení, druhem poruchy, konkrétním nasazením zdrojů a aktuální konfigurací sítě. Protože ochrany musí být nastaveny v předstihu tak, aby jejich selektivní působení nebylo těmito vlivy ovlivněno, jednotlivé impedanční zóny jsou nastavovány s bezpečnostním koeficientem, který zpravidla bývá 20%. Na Obr. 2.8-14 je znázorněno typické nastavení tří zón distanční ochrany vedení, včetně časového odstupňování, které zajišťuje chránění 100% vlastního vedení a dále umožňuje záložní chránění odchozího vedení z protilehlé rozvodny.



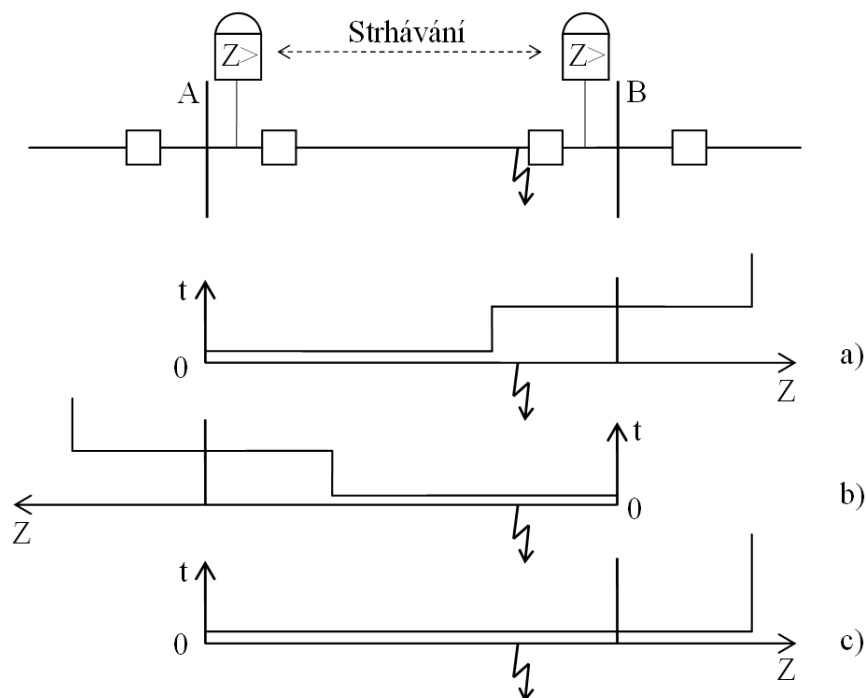
Obr. 2.8-14 Odstupňování tří zón distanční ochrany pro chránění vedení

Ideální dosah distanční ochrany je v obrázku nakreslen čárkovanou čarou. Ochrana by měla všechny poruchy ležící v této oblasti vypínat okamžitě, bez zpoždění. Z důvodů, které byly jmenovány výše, bývá dosah první zóny zkrácen, aby se zabránilo působení ochrany v rozvodně A při poruchách, které vzniknou blízko za protější rozvodnou B. Poruchy ležící v první zóně distanční ochrany, jsou ochranou vypínány bez zpoždění. Z obrázku je patrné, že poruchy, které se budou nacházet na vzdáleném konci chráněného vedení, již budou ležet mimo dosah 1. zóny. Jedna distanční zóna ochrany tedy nestačí k zajištění chránění celého vedení. Ochrana musí být vybavena další zónou, která bude úmyslně nastavena s přesahem za protilehlou rozvodnu, aby se naopak zajistilo, že ochrana spolehlivě vypne jakoukoli poruchu ležící na chráněném vedení. Působení ochrany při poruše ležící ve 2. zóně je úmyslně zpožděno, aby bylo zajištěno, že poruchy ležící na začátku odchozího vedení z protější rozvodny budou dříve vypnuty ochranami tohoto odchozího vedení. Zároveň je potřeba zajistit, aby 2. zóna distanční ochrany vedení nezasahovala až do oblasti působení 2. zón distančních ochrany odchozích vedení z protější rozvodny. To se může lehce stát, když za chráněným dlouhým vedením, které má velkou impedanci, následuje krátké vedení, které má malou impedanci.

Je možné si všimnout, že druhá zóna distanční ochrany vedení zároveň slouží jako záložní ochrana pro část odchozích vedení z protější rozvodny (podle toho, kam až druhá zóna dosahuje). Aby byla zajištěna záložní funkce distančních ochrany pro celé odchozí vedení, bývají zpravidla distanční ochrany vybaveny ještě třetí zónou, jejíž dosah je zpravidla nastaven tak, aby přesahoval s dostatečnou rezervou až za protější rozvodnu odchozího vedení (tzv. rozvodna druhé periferie). Čas působení ochrany při poruše ve třetí zóně je opět zpožděn oproti času působení ve 2. zóně a musí být koordinován s nastavením ochrany odchozích vedení z protější rozvodny.

Ne vždy je možné filozofii záložního chránění celých odchozích vedení z protější rozvodny dodržet. Problémy mohou nastat, pokud z protější rozvodny odcházejí několik vedení, které mají výrazně rozdílnou délku. Další potíže v nastavení dosahu distančních zón může způsobit různý zkratový příspěvek do zkratu na jednom z odchozích vedení z ostatních vedení zapojených do rozvodny B.

Aby bylo zajištěno chránění celého vedení v krátkém čase, včetně krátkého úseku na konci vedení, jsou distanční ochrany na obou koncích chráněného vedení vybaveny komunikací, pomocí které si vyměňují informaci, zda viděná porucha leží na chráněném vedení nebo ne (viz Obr. 2.8-15). Pokud potom porucha leží na konci vedení, měřená impedance leží až ve 2. zóně ochrany na začátku vedení v rozvodně A (případ a). Distanční ochrana na konci vedení v rozvodně B ovšem měří menší impedanci, která leží na počátku její 1. zóny (případ b). Vysílá informaci ochraně na začátku vedení, že porucha leží mezi nimi, a tedy v chráněném úseku. Ochrana na začátku vedení si na základě této informace automaticky a v krátké době upraví vypínací charakteristiku a vypíná i poruchu ležící ve druhé zóně okamžitě, bez zpoždění (případ c). Přenos signálů mezi ochranami na obou koncích vedení se nazývá strhávání ochrany.



Obr. 2.8-15 Princip strhávání distančních ochran

Dříve se k přenosu strhávacích impulsů používala vysokofrekvenční vazba, kdy byl vysokofrekvenční signál za pomoci vazebních členů superponován na nosnou síťovou frekvenci. Pro přenos signálu bylo použito samotné silové vedení. Na opačném konci byl potom vysokofrekvenční signál opět za pomoci vazebních členů odseparován. Tento způsob přenosu již není například v přenosové soustavě v České republice pro svou komplikovanost a nižší spolehlivost používán.

V současné době jsou pro přenos signálů používány optické sítě. Na vedení VVN a ZVN jsou instalována zemnicí lana, která jsou kombinována s optickými vlákny, která jsou do nich vpletena. Samotná optická vlákna nejsou ovlivňována elektrickou indukcí ze silových vodičů a zajišťují vysokou kvalitu přenosu signálu s malým útlumem. Pro strhávání ochran jsou potom buď vyčleněna samostatná vlákna, nebo je využívána síť SDH (Synchronní digitální hierarchie). Využití sítě SDH má tu výhodu, že při přerušení optických vláken dochází k automatickému přesměrování komunikace přes nepoškozenou část sítě.

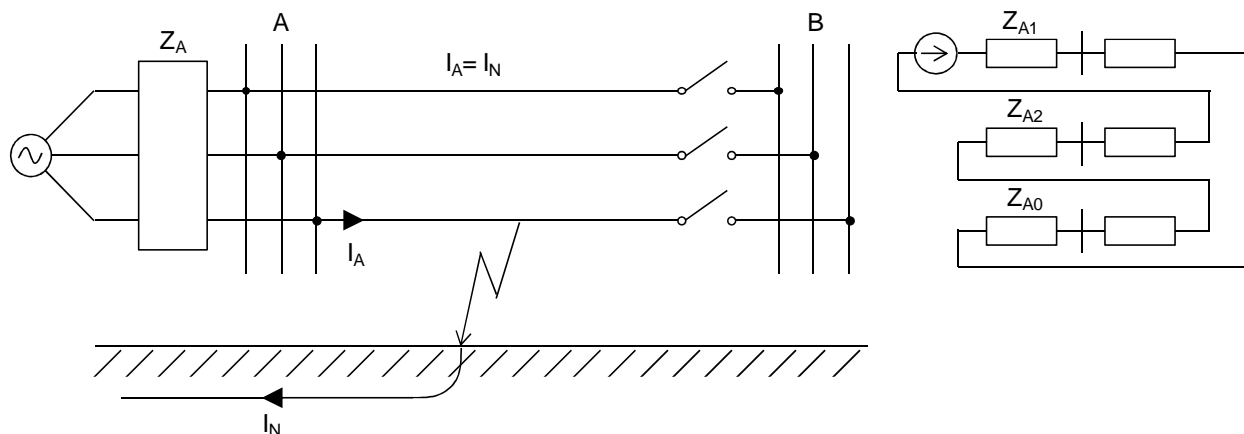
2.8.3.2. Základní funkční algoritmus přímého výpočtu impedance

Základním algoritmem těchto typů ochran a automatik je přímý výpočet měřené impedance \underline{Z} podle vztahu:

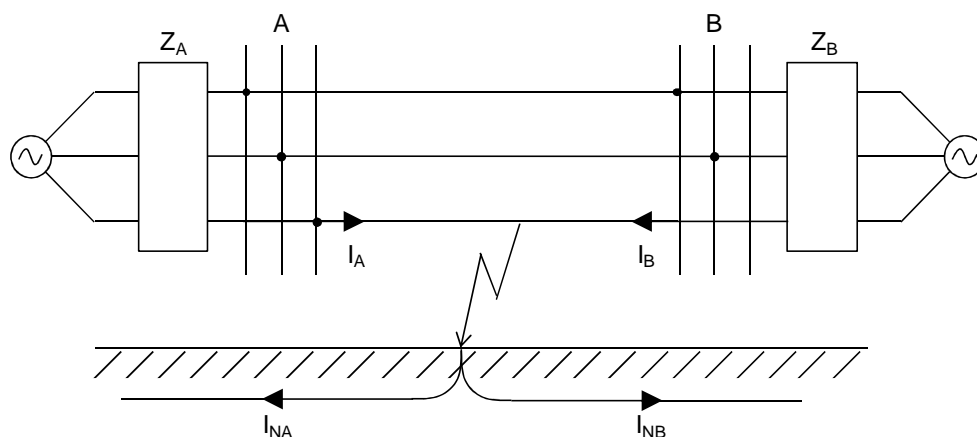
$$\underline{Z} = \frac{\underline{U}}{\underline{I}} \quad (2.8-1)$$

\underline{U} a \underline{I} jsou fázory fázových nebo sdružených hodnot podle typu měřené zkratové smyčky a podle konstrukce ochrany.

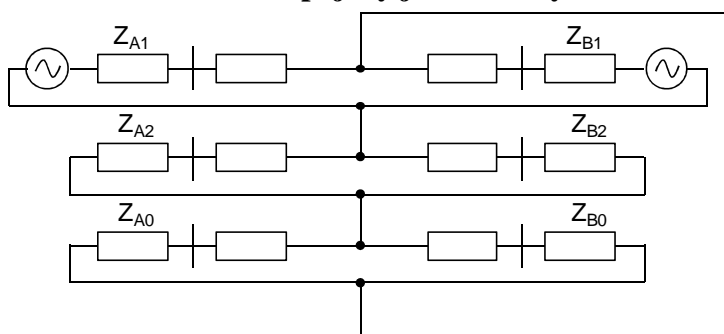
Protože fázor proudu \underline{I} je zde uvažován jako proud ve fázovém vodiči, je výpočet měřené smyčkové impedance podle vztahu (2.8-1) u zemnicích zkratů přesný pouze v případě jednostranně napájeného zkratu například jednofázového zemního podle Obr. 2.8-16, kde I_N je proud varceující se zemí. To vyplývá z jednoduchého schématu impedancí souměrných složek na Obr. 2.8-16 vpravo, kde všemi souměrnými složkami impedance protéká stejný proud. V praktické síti se vyskytne jednostranně zapojené vedení se zkratem spíše výjimečně a krátkodobě. Dojde k tomu například při jednostranném zapínání pod napětí u vedení, na kterém je zkrat, nebo v průběhu manipulací, či v případě jednostranného zapínání v průběhu oboustranné činnosti automatik opětného třífázového zapínání, kde zkrat nebyl funkcí automatického OZ odstraněn apod. Po většinu času jsou vedení v provozu s oboustranně zapnutými vývody. V případě oboustranně napájeného jednofázového zemního zkratu (viz Obr. 2.8-17) se zpětný proud dělí podle vzájemných velikostí impedancí A, B, vzájemných velikostí napětí \underline{U}_A a \underline{U}_B a platí obecně $I_{NA} \neq I_A$, $I_{NB} \neq I_B$. To vyplývá i ze schématu impedancí souměrných složek na Obr. 2.8-18.



Obr. 2.8-16 Jednostranně napájený jednofázový zemní zkrat



Obr. 2.8-17 Oboustranně napájený jednofázový zemní zkrat



OBECNĚ: $Z_{A0} \neq Z_{B0} \Rightarrow I_{NA} \neq I_A, I_{NB} \neq I_B$

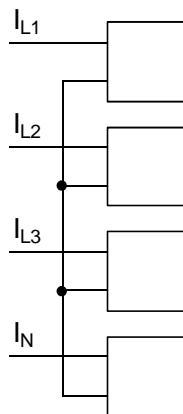
Obr. 2.8-18 Schéma impedancí souměrných složek oboustranně napájeného jednofázového zkratu

Výpočet měřené impedance podle vztahu (2.8-1) probíhal pouze u rozběhových článků starších elektromechanických a statických analogových distančních ochran, kde na přesnosti příliš nezáleželo a distanční ochrany měly dosahy rozběhových charakteristik různě velké podle typu zkratu. U digitálních ochran byl tento jednoduchý výpočet impedance rovněž použit u článků tzv. fázového selektoru, které měly za úkol vybrat správnou fázi pro funkci automatického OZ. Vypočtené impedance podle vztahu (2.8-1) byly pak porovnávány s rozběhovými charakteristikami ve tvaru kružnic nebo elips u starších konstrukcí ochran (viz Obr. 2.8-13 a,b,c,d) anebo s úhelníkovými charakteristikami fázových selektorů, nastavovanými běžně nad 2. impedanční zóny (Obr. 2.8-13 e, f) viz též [5].

Výpočet impedance podle jednoduchého vztahu (2.8-1) vyhovuje pro použití i pro měřící členy pouze u dvoufázových zkratů bez země a také u symetrických třífázových zkratů. U zemních zkratů, kterých je většina a kde zpětnou zemní cestou tvořenou zemí a zemnicími lany protéká zpětný zkratový proud, je však nutné použít složitější vztah pro výpočet impedance poruchy. Tento vztah bude zahrnovat vliv snížené impedance země oproti impedanci kovového fázového vodiče.

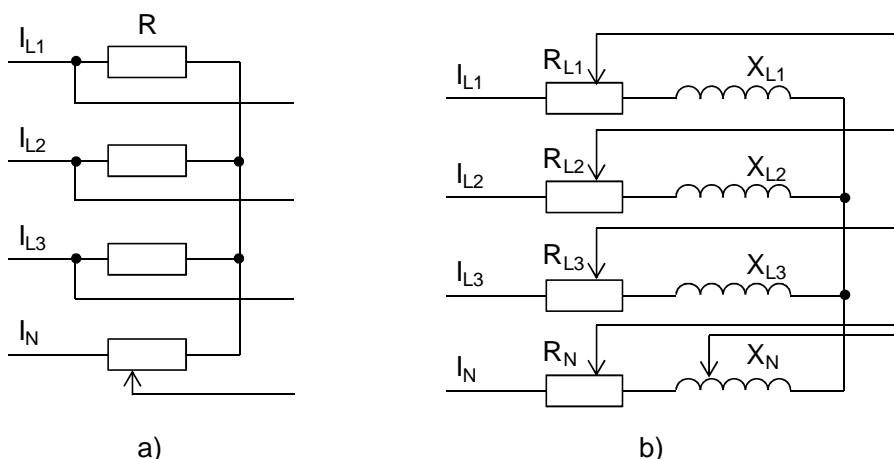
Na Obr. 2.8-19 je znázorněna obecná konstrukce vstupů sekundárních proudů do impedančních ochran. Kromě tří fázových proudů vstupuje do ochrany též čtvrtý proud z vodiče, který je na straně přístrojových transformátorů proudu propojen s jejich uzemněným sekundárním uzlem. Proudů jsou ve

vstupních obvodech převáděny na úbytky napětí $\Delta U_{L1}, \Delta U_{L2}, \Delta U_{L3}, \Delta U_N$ aby se lépe zpracovávaly v dalších konstrukčních dílech ochran.



Obr. 2.8-19 Obecná konstrukce vstupů proudů do impedančních ochran

U elektromechanických ochran nejstarších konstrukcí byly úbytky napětí úměrné proudům snímány z pevných rezistancí (viz Obr. 2.8-20 a, kde místo impedance byly pouze rezistance). V pozdějších konstrukcích elektromechanických a statických analogových ochran již byly použity nastavitelné obrazové impedance (repliky) Z_L, Z_N , viz Obr. 2.8-20 b, kde zkratové úhly těchto impedancí odpovídaly zkratovým úhlům chráněného zařízení a jejich poměrné velikosti odpovídaly skutečným poměrům v síti a úhel obrazové impedance je plynule seřiditelný.



Obr. 2.8-20 Konstrukce proudových vstupů impedančních ochran

Využití úbytku napětí na obrazové impedanci se shodným úhlem jako je úhel chráněného silového zařízení, přinášelo výhodu v odstranění stejnosměrné složky zkratového proudu a do dalšího zpracování vstupovaly již pouze střídavé složky. Protože je známo z měření parametrů vedení, že ve smyčce fáze – země bývá zemní část impedance výrazně menší ve srovnání se souslednou impedancí fázového vodiče, je to respektováno zavedením nižšího úbytku napětí pouze z části obrazové impedance $Z_G = \underline{n}Z_N$ (viz Obr. 2.8-20 b), kde vystupuje zemní koeficient \underline{n} podle vztahu

$$\underline{n} = \frac{Z_G}{Z_N} = \frac{Z_G}{Z_L} = \frac{Z_0 - Z_1}{3Z_1} \quad (2.8-2)$$

Z_G zemní část impedance ve zkratové smyčce fáze – země zahrnující sumární impedanci zpětné zemní cesty, tvořenou vlastní zemí se všemi náhodnými vodivými spoji v zemi nebo na povrchu země nacházejícími se poblíž cesty zkratového proudu, zemnicími lany venkovních vedení, vodivými plášti kabelů atd.

U statických analogových a u digitálních konstrukcí ochran jsou vstupní sekundární proudy transformovány malými transformátorky na odpovídající nízké napětí $\Delta U_{L1}, \Delta U_{L2}, \Delta U_{L3}, \Delta U_N$, vyhovující potřebám dalšího elektronického zpracování. Zahrnutí vlivu rozdílu mezi impedancí země a impedancí kovového vodiče je prováděno až při dalším zpracování obrazů proudů uvnitř ochrany.

S využitím vztahů (2.8-1) a (2.8-2) můžeme vyjádřit výpočtový algoritmus impedančního měření v měřicích členech impedančních ochran pro zemní zkrat například ve fázi L1 následovně:

$$\underline{Z}_1 = \frac{\underline{U}_{L1}}{\underline{I}_{L1} + 3n\underline{I}_0} \quad (2.8-3)$$

kde vypočtená impedance Z_1 představuje v tomto případě souslednou impedanci vedení úměrnou vzdálenosti poruchy od místa instalace ochrany. Ve vztahu (2.8-3) je výsledná impedance snižena oproti impedanci \underline{Z} ve vztahu (2.8-1), vliv země je kompenzován (odečten). Z měření nebo výpočtu parametrů chráněného zařízení (většinou vedení) musí být však známy složkové impedance, aby bylo možné vypočítat zemní koeficient n dle vztahu (2.8-2), který je pak využit ve vztahu (2.8-3).

Uvedeme příklad výpočtu poměrné vzdálenosti poruchy při jednofázovém zemním zkratu digitálním lokátorem poruch uvnitř ochran typu REL (ABB). Vychází ze základního vztahu:

$$U_A = I_R \cdot pZ_L + \frac{I_{FA}}{D_A} \cdot R_F \quad I_R = I_A + KN I_{NA} \quad D_A = \frac{(1-p)Z_L + Z_B}{Z_A + Z_B + Z_L} \quad (2.8-4)$$

U_R napětí v místě ochrany

I_R proud složený z proudu postižené fáze a zpětného zemního proudu v místě ochrany

p poměrná vzdálenost poruchy

Z_L impedance vedení

I_F poruchový proud měřený v místě ochrany

D_A rozdělovací koeficient závislý na velikostech systémových impedancí na obou stranách vedení

R_F rezistance v místě poruchy.

Poměrná vzdálenost poruchy je potom počítána řešením dvou kvadratických rovnic. Algoritmus lokátoru výpočetně vylučuje vliv zatížení vedení před poruchou a vliv velikosti rezistance v místě poruchy. Tím je zaručena vysoká přesnost stanovení vzdálenosti (do 3% chyby).

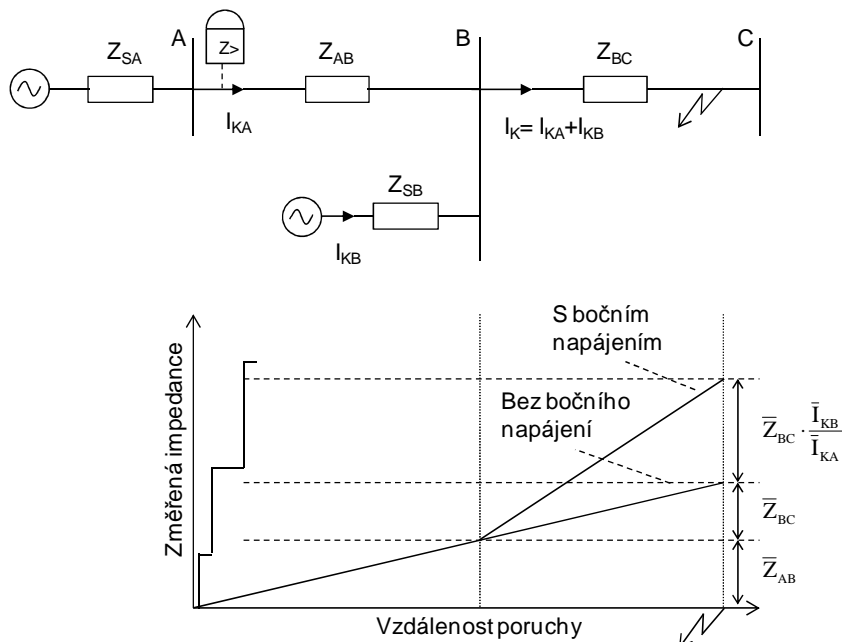
Pro měření impedance při dvoufázových zkratech bez země a symetrických třífázových zkratech by teoreticky bylo možné použít vztah (2.8-1) s dosazením fázových hodnot napětí a proudů, ale v měřicích členech impedančních ochran se používá většinou vztahu:

$$\underline{Z}_1 = \frac{\underline{U}_{L_1,(L_2,L_3)} - \underline{U}_{L_2,(L_3,L_1)}}{\underline{I}_{L_1,(L_2,L_3)} - \underline{I}_{L_2,(L_3,L_1)}} \quad (2.8-5)$$

kde první indexy platí pro poruchu postihující fáze L_1, L_2 , druhé indexy platí pro poruchu postihující fáze L_2, L_3 a třetí indexy platí pro poruchu postihující fáze L_3, L_1 . Výsledná impedance podle vztahu (2.8-5) představuje opět souslednou impedanci úměrnou vzdálenosti poruchy od místa instalace ochrany.

2.8.3.3. Vliv bočního napájení na velikost impedance viděné ochranou

Vlivem bočního napájení zkratovým příspěvkem mezi ochranou a místem zkratu je ovlivněna velikost impedance poruchové smyčky viděné distanční ochranou. Vlivem bočního napájení dojde ke zvýšení napětí v místě ochrany a ochrana měří větší hodnotu impedance, než odpovídá vzdálenosti mezi ochranou a místem poruchy. Ochrana vyhodnocuje poruchu, jako by byla dále, než ve skutečnosti je. Vlivem této chyby může dojít k neselektivnímu působení, ochrana nemusí na vzniklou poruchu reagovat, nebo ji bude vypínat s větším časovým zpožděním.



Obr. 2.8-21 Vliv bočního napájení na měření distanční ochrany

Měřené napětí a impedance v místě A ochrany je:

$$\underline{U}_{KA} = \underline{Z}_{AB} \cdot \underline{I}_{KA} + \underline{Z}_{BC} \cdot (\underline{I}_{KA} + \underline{I}_{KB}) \quad \underline{Z}_A = \frac{\underline{U}_{KA}}{\underline{I}_{KA}} = \underline{Z}_{AB} + \underline{Z}_{BC} + \underline{Z}_{BC} \cdot \frac{\underline{I}_{KB}}{\underline{I}_{KA}} \quad (2.8-6)$$

Ze vztahu (2.8-6) je vidět, že měřená impedance bude větší o $\underline{Z}_{BC} \cdot \frac{\underline{I}_{KB}}{\underline{I}_{KA}}$. S touto chybou je potřeba počítat při nastavování distančních ochran. Zejména nepříznivá je tato situace u vedení napájených ze tří stran, kdy může vliv bočního napájení i znemožnit selektivní nastavení chránění za použití pouze distančních ochran.

2.8.3.4. Vliv vedení zapojeného paralelně k vlastnímu chráněnému vedení

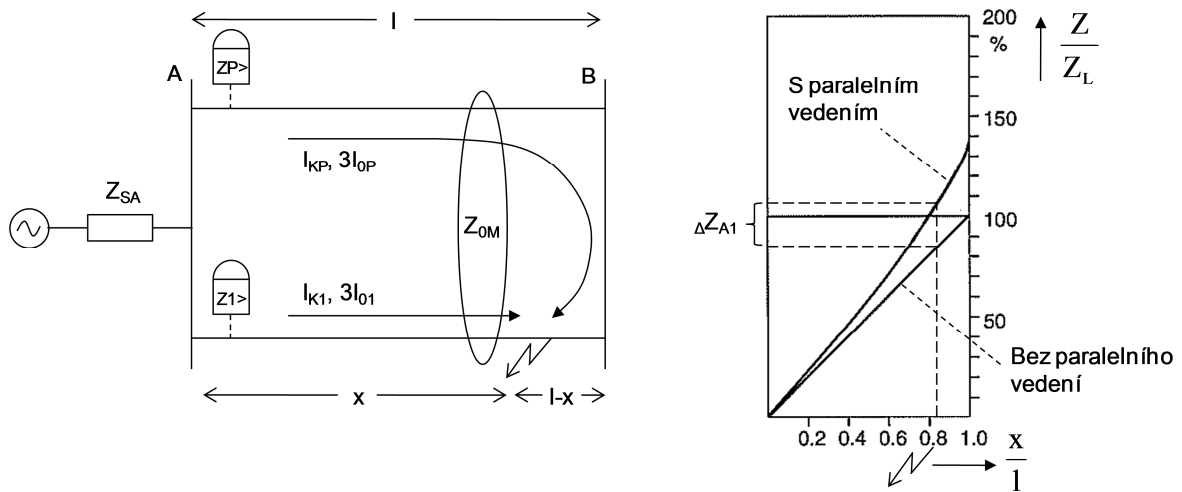
Při poruše na vedení bude impedance viděná ochranou ovlivněna vzájemnou netočivou impedancí paralelního vedení. Vliv paralelního vedení na velikost měřené impedance se tedy uplatní pouze u nesymetrických zemních zkratů.

Pokud budou paralelní vedení napájena pouze z jedné strany (viz. Obr. 2.8-22), netočivá složka proudu obou vedení poteče při poruše stejným směrem a ochrana na postiženém vedení bude měřit větší impedanci, než odpovídá vzdálenosti mezi ochranou a místem poruchy. Celková impedance měřená ochranou na postiženém vedení bude podle [6]:

$$\underline{Z}_{A1} = \frac{x}{1} \cdot \underline{Z}_{1L} + \frac{x}{1} \cdot \underline{Z}_{1L} \cdot \underbrace{\frac{\underline{Z}_{0M} \cdot x}{3 \cdot \underline{Z}_{1L} \cdot (2 \cdot 1 - x)} + \frac{\underline{Z}_{EL}}{\underline{Z}_{1L}}}_{\text{chyba}} \quad (2.8-7)$$

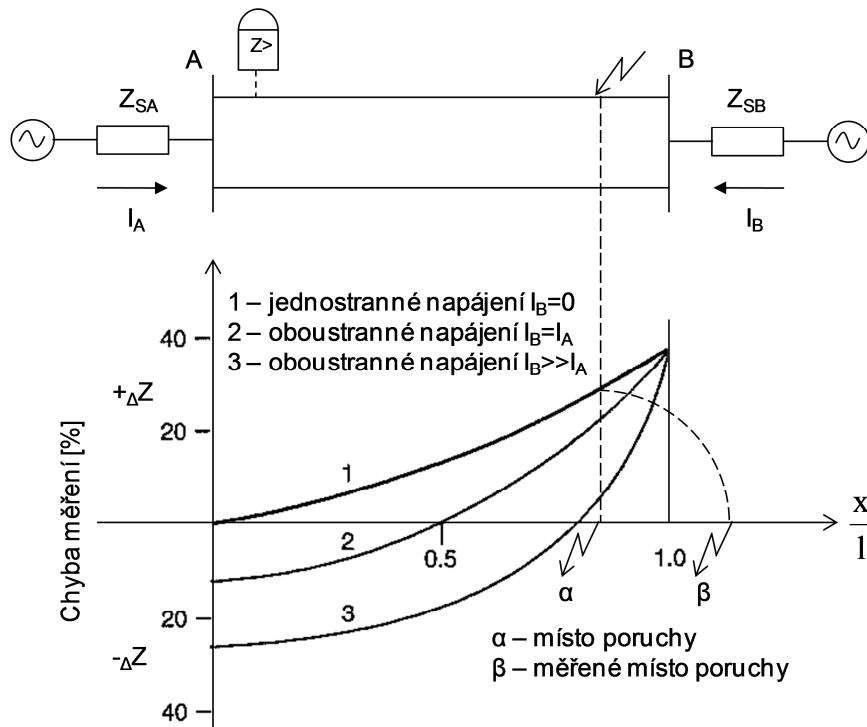
- l, x geometrické vzdálenosti vedení a místa zkratu
- \underline{Z}_{0M} vzájemná netočivá impedance paralelních vedení
- \underline{Z}_{1L} sousledná složka vlastní impedance vedení
- \underline{Z}_{0L} netočivá složka vlastní impedance vedení
- \underline{Z}_{EL} impedance země mezi místem poruchy a ochranou vlastního vedení

$$\underline{Z}_{EL} = \frac{\underline{Z}_{0L} - \underline{Z}_{1L}}{3} \quad (2.8-8)$$



Obr. 2.8-22 Vliv paralelního vedení na velikost viděné impedance ochranou

Složitější situace nastane, pokud budou paralelní vedení napájena ze dvou stran. V tomto případě se v závislosti na místě zkratu a vzájemném poměru impedancí zdrojů na obou koncích paralelních vedení bude měnit nejenom velikost, ale i směr netočivé složky proudu tekoucího paralelním vedením do místa zkratu. Chyba měření impedance distanční ochrany na postiženém vedení tedy může nabývat jak kladných tak i záporných hodnot. Průběh velikosti chyby měření distanční ochrany v závislosti na místě zkratu a velikosti proudů, které tečou ze zdrojů do místa zkratu, je znázorněn na Obr. 2.8-23.



Obr. 2.8-23 Chyba měření při jednofázové poruše na paralelním vedení napájeném z obou stran

Velikost chyby měření distanční ochrany je silně závislá na spínacích podmínkách paralelních vedení, tzn., zda bude porucha na jednostranně zapnutém vedení při druhém vedení zapnutém oboustranně, nebo zda bude paralelní vedení vypnuté, nebo zda bude vypnuté a oboustranně uzemněné, zda budou paralelní vedení napájena jednostranně nebo oboustranně, případně jaký bude poměr impedancí zdrojů napájejících paralelní vedení.

Z toho vyplývá, že nastavení distančních zón distančních ochran na paralelních vedeních vyžaduje vždy určitý kompromis, aby se zajistil dostatečný dosah při obou paralelních vedeních v provozu, ale na druhou stranu aby se zamezilo nežádoucímu nadměrnému přesahu distančních zón při jednom paralelním vedení vypnutém a uzemněném na obou koncích.

Z důvodu zpřesnění měření lokátorů poruch na paralelních vedeních je zpravidla u distančních ochran, pokud jsou vybaveny digitálním lokátorem, prováděna kompenzace vlivu paralelních vedení. U moderních digitálních ochran je pro tento účel měřen zemní proud paralelního vedení, který je přiveden na

samostatný proudový vstup distanční ochrany vlastního vedení. Kompenzace měřené impedance je potom provedena numericky na základě vnitřního algoritmu ochrany.

Pro kompenzaci je využíván upravený vztah (2.8-3) pro výpočet sousledné impedance vedení do poruchy při jednofázovém zkratu. Výsledná hodnota kompenzované impedance při jednofázové poruše je potom rovna podle [6]:

$$\underline{Z}_{A1} = \frac{\underline{U}_{L1}}{\underline{I}_{L1} + \underline{n} \cdot 3\underline{I}_{01} + \underline{n}_M \cdot 3\underline{I}_{0P}} \quad (2.8-9)$$

\underline{I}_{01}	netočivá složka proudu vlastního vedení
\underline{I}_{0P}	netočivá složka proudu paralelního vedení
\underline{n}	zemní koeficient vlastního vedení
\underline{n}_M	vzájemný zemní koeficient paralelních vedení
\underline{Z}_{0M}	vzájemná netočivá impedance mezi paralelními vedeními

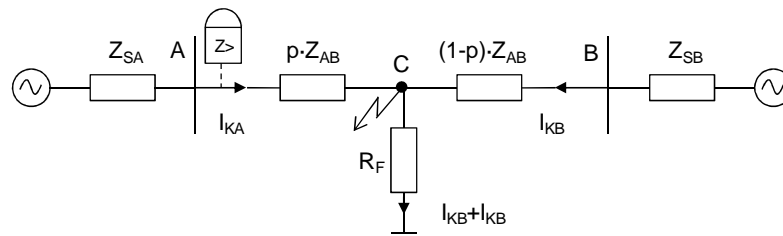
$$\underline{n}_M = \frac{\underline{Z}_{0M}}{3 \cdot \underline{Z}_{1L}} \quad (2.8-10)$$

2.8.3.5. Vliv odporu poruchy na velikost impedance viděné ochranou

U moderních digitálních distančních ochran, které používají čtyřúhelníkové charakteristiky (Obr. 2.8-13 f) je možné nastavovat reaktanci a rezistanci jednotlivých zón samostatně a to umožňuje zahrnout vliv odporu poruchy. Ochrana je potom stejně citlivá na odporové poruchy v kterémkoli místě chráněného zařízení.

Problém nastává při měření impedance při odporových poruchách na zatíženém vedení, kdy místem ochrany protéká nejenom zkratový proud do místa poruchy, ale i zatěžovací proud, který protéká přes místo poruchy dále k zátěži – viz Obr. 2.8-25. V tomto případě se mění nejenom činná složka měřené impedance, ale i jalová.

Další přídatná chyba měření impedance vznikne, pokud bude chráněné vedení navíc napájeno z obou stran. Na odporu poruchy R_F vzniká zvýšený úbytek napětí vlivem proudu přitékajícího z opačného konce vedení. Tento jev je možné přirovnat k efektu bočního napájení.



Obr. 2.8-24 Vliv obloukového zkratu na měření ochrany

Měřené napětí v místě ochrany je:

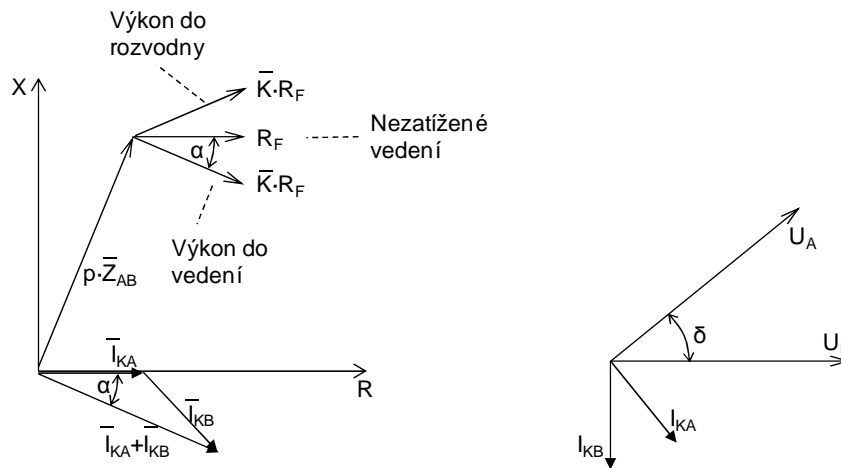
$$U_{KA} = p \cdot Z_{AB} \cdot I_{KA} + R_F \cdot (I_{KA} + I_{KB}) = I_{KA} \cdot (p \cdot Z_{AB} + R_F) + I_{KB} \cdot R_F$$

Měřená impedance ochranou potom je:

$$\underline{Z}_A = \frac{U_{KA}}{I_{KA}} = p \cdot \underline{Z}_{AB} + R_F + R_F \cdot \frac{I_{KB}}{I_{KA}} = p \cdot \underline{Z}_{AB} + R_F \cdot \left(\frac{I_{KA} + I_{KB}}{I_{KA}} \right) = p \cdot \underline{Z}_{AB} + R_F \cdot \underline{K} \quad (2.8-11)$$

$$\underline{K} = \left(\frac{I_{KA} + I_{KB}}{I_{KA}} \right) = \frac{\text{Celkový proud do poruchy}}{\text{Proud do poruchy ze strany ochrany}} = |\underline{K}| \cdot e^{\alpha}$$

Protože proudy I_{KA} a I_{KB} na obou koncích vedení napájených ze dvou stran nebývají ve fázi, projevuje se chyba měřené impedance nejen v reálné, ale i v imaginární části měřené impedance. Směr toku proudu před poruchou rozhoduje o tom, jestli chyba v imaginární části bude kladná nebo záporná. Ochrana na jednom konci potom měří delší vzdálenost a na druhém konci kratší vzdálenost, než ve skutečnosti je. Z místa ochrany se potom viděná rezistance poruchy jeví, jako by byla větší o fiktivní reaktanci. To může mít opět za následek neselektivní působení při poruchách, které leží v blízkosti hranic jednotlivých zón ochrany.

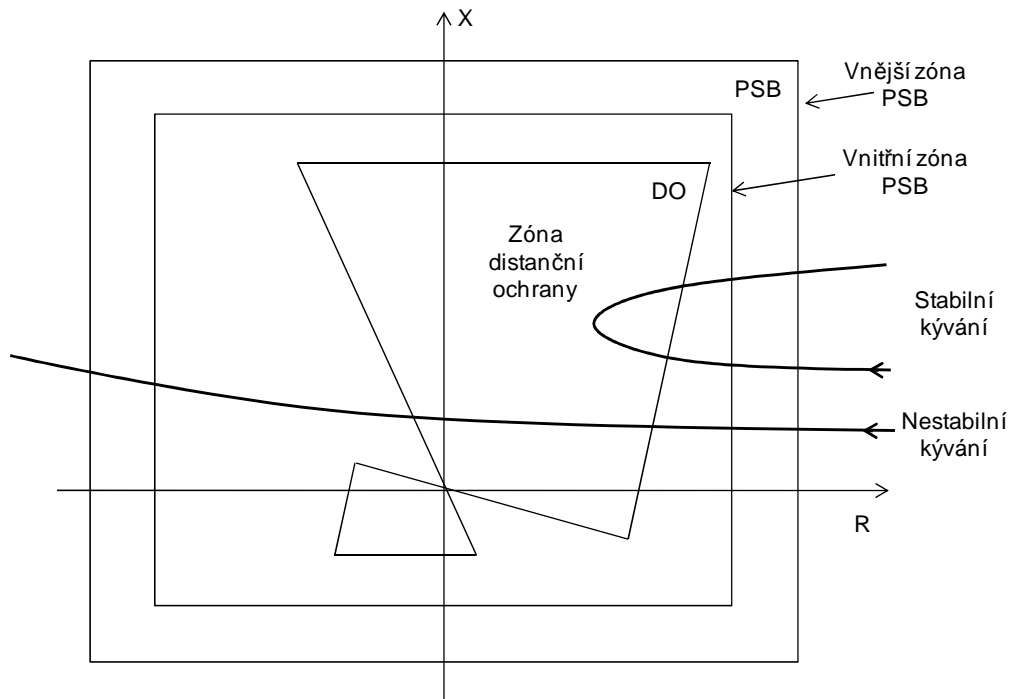


Obr. 2.8-25 Vliv odporu oblouku a přenášeného výkonu před poruchou na měření ochrany

2.8.3.6. Detekce kývání

Poruchy v síti, velké změny zatížení nebo změny v konfiguraci v síti, které jsou důsledkem poruch a jejich vypínání mají za následek cyklické změny ve vzájemné poloze rotorů generátorů, které vedou ke kývání výkonu. Podle toho, jak závažná porucha kývání způsobila a podle toho jakým způsobem na tuto poruchu ochrana reagovaly, se může systém vrátit do nového ustáleného stavu, nebo může dojít ke ztrátě synchronizmu generátorů nebo částí sítě. Periodická změna napětí a proudu se distančními ochranami jeví jako změna měřené impedance a v některých případech může dojít až k aktivaci distančních zón a k působení distanční ochrany. Filozofie chránění v průběhu kývání výkonu je, že se snažíme předejít vypnutí při stabilním kývání a při nestabilním rozdělit soustavu na stabilní ostrovy, aby se zabránilo velkým black-outům nebo poškození zařízení.

Logika, která je v distančních ochranách používána k rozlišení, zda se jedná o kývání nebo poruchu, se nazývá závora při kývání v síti (PSB z angl. „Power Swing Blocking“). Na Obr. 2.8-26 vidíme typický tvar závory nakreslený v impedanční rovině.



Obr. 2.8-26 Princip činnosti závory při kývání v síti

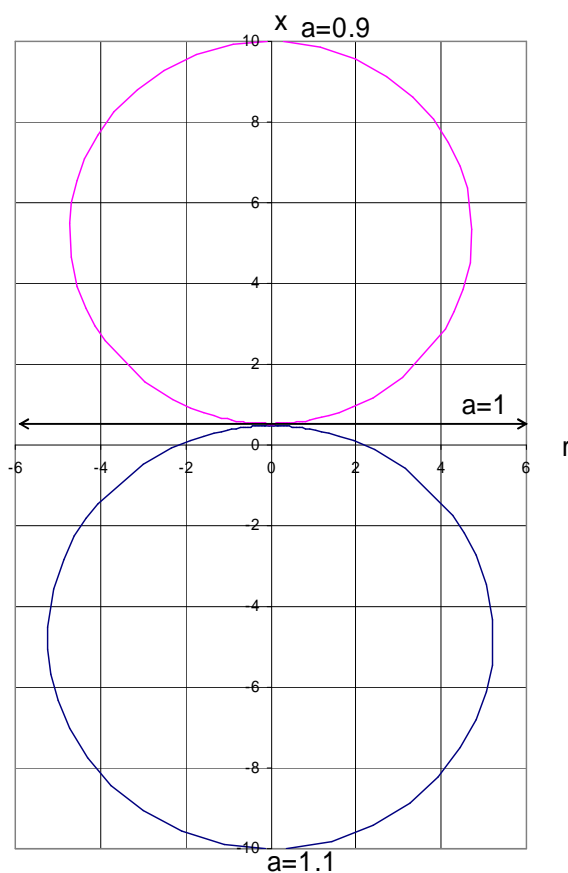
Základní myšlenka jak rozlišit kývání od poruchy je, že při poruše dochází k rychlé, zpravidla skokové, změně impedance, kdežto kývání představuje pomalou změnu impedance měřené ochranou z důvodu velké setrvačnosti rotorů generátorů. Proto bývají distanční zóny v distančních ochranách doplněny o dvě další impedanční zóny, které impedanční zónu překrývají. Jedna představuje vnitřní a druhá vnější zónu funkce PSB. Základní princip funkce PSB je potom založen na měření doby, za jakou měřená impedance projde mezi vnější a vnitřní charakteristikou. Pokud je čas průchodu impedance větší než

nastavená hodnota, je děj vyhodnocen jako kývání a vypnutí působením distanční ochrany je blokováno. Pokud je kratší, jedná se o poruchu a distanční ochrana bude působit. Jedná se již o případy, kdy dochází k ztrátě synchronismu jednotlivých částí sítě (jak k tomu došlo i při velkých systémových poruchách v synchronním propojení UCTE –viz např. [7]).

Pro účely vysvětlení dynamického chování složité více strojové soustavy lze při maximálním zjednodušení použít dvoustrojový model obdobný jako v Obr. 2.8-28. Oba zdroje (pro jednoduchost budeme uvažovat konstantní amplitudy napětí) budou propojeny ekvivalentní reaktancí X_E a vzájemný zátěžný úhel mezi fázory elektromotorických sil označíme δ . Pro zdánlivou impedanci Z měřenou v relativní vzdálenosti m od zdroje E_{1B} lze odvodit vztah:

$$Z = \frac{U}{I} = X_E \left\{ \left[\frac{j}{1 - a * e^{j\delta}} \right] - jm \right\}; a = \frac{E_{1A}}{E_{1B}} \quad (2.8-12)$$

Výraz v hranaté závorce představuje pro $\delta \in (0, 2\pi)$ v komplexní rovině rovnici kružnice, která pro $a=1$ degeneruje na přímku, procházející bodem $[0, 0.5]$ a uzavírající se přes ∞ , jak ukazuje následující obrázek.

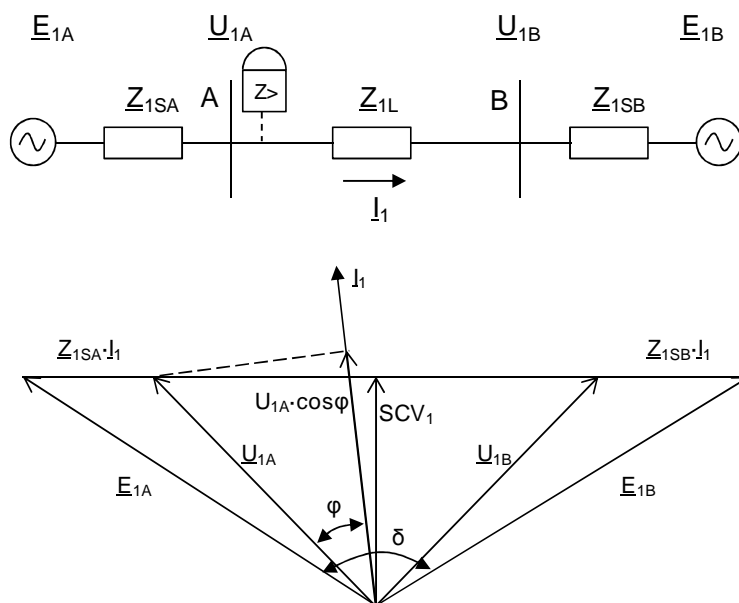


Obr. 2.8-27 Zobrazení trajektorií zdánlivých impedancí při kývání

Jestliže měříme zdánlivou impedanci uprostřed ekvivalentní reaktance (pro $m=0.5$) prochází trajektorie středem souřadného systému (komplexní roviny) a tudíž i zasahuje do některé zóny distanční ochrany. Takovému místu říkáme střed kývání. V těchto případech se obvykle jedná o ztrátu synchronismu spojenou s prokluzy pólů a průchody v blízkosti počátku komplexní roviny jsou velmi rychlé. Pokud se ekvivalentní reaktance X_E mění změnou topologie sítě (výpadky vedení) mění se i střed kývání.

Přestože je základní princip funkce PSB jednoduchý, nastavení závoru může být zvláště ve velkých sítích obtížné. Pro zjištění vhodné šířky závoru a správné minimální doby průchodu impedance závorou je potřebné provést celou řadu výpočtů týkajících se dynamické stability při různých provozních podmínkách. Výrobce ochrany SEL nově používá odlišnou metodu detekce kývání, jejíž princip je podrobně popsán v [8]. Tato metoda je založena na sledování změny sousledné složky napětí ve středu kývání (SCV1). Jako střed kývání v náhradním schématu se dvěma generátory je označováno místo, kde je napětí rovno nule při

vzájemném úhlu 180° mezi napětími generátorů. Fázorový diagram dvoustrojového uspořádání je nakreslen na Obr. 2.8-28. Zátěžný úhel δ mezi napětími zdrojů se v průběhu kývání mění.



Obr. 2.8-28 Fázorový diagram dvoustrojového uspořádání

Distanční ochrana umístěná v bodě A na Obr. 2.8-28 může z měřených hodnot určit přibližnou velikost sousledné složky napětí ve středu kývání SCV_1 , a to podle následujícího vzorce vlevo:

$$SCV_1 \approx U_{1A} \cdot \cos \varphi \qquad SCV_1 \approx E_1 \cdot \cos \delta / 2 \qquad (2.8-13)$$

V_{IS} měřená sousledná složka napětí v místě ochrany

φ úhel mezi souslednou složkou napětí a souslednou složkou proudu v místě ochrany

Z fázorového diagramu je vidět, že napětí vypočítané podle vzorce (2.8-13) neodpovídá úplně velikosti napětí SCV_1 . Na vlastní funkci detekce kývání to ovšem má jen malý vliv, protože metoda detekce kývání je založena na kontrole změny napětí SCV_1 . Velikost SCV_1 není závislá na zdrojové impedanci nebo impedanci vedení, je závislá pouze na velikosti zátěžného úhlu δ a za předpokladu, že $U_{1A} = E_{1A}$, je hodnota SCV_1 rovna vzorci v první části (2.8-13).

Velikost napětí SCV_1 nabývá maximální hodnoty, když je velikost zátěžného úhlu $\delta = 0^\circ$ a rovno nule, když velikost zátěžného úhlu $\delta = 180^\circ$. Rychlost změny napětí SCV_1 potom slouží jako indikátor kývání.

2.8.4. Zásady nastavování ochran a automatik

Nastavováním ochran a automatik se rozumí zadávání určitých hladin (mezí) příslušných fyzikálních veličin, kdy v případě jejich překročení (zvýšení nad) nebo podkročení (snížení pod) je vyvolána odpovídající funkce ochrany nebo automatiky buď ihned, nebo s časovým zpožděním. U starších konstrukčních typů ochran a automatik (elektromechanických a statických elektronických) se nastavování provádělo pomocí různých mechanických regulačních prvků, jako byly potenciometry, mechanické spojky, paketové přepínače apod. U moderních digitálních ochran se změny nastavení provádějí numerickými změnami. Nastavení hladiny příslušné fyzikální veličiny se volí na základě výsledků síťových simulačních výpočtů chodu sítě, zkratů, elektromechanických přechodných dějů apod., přičemž se dbá na zachování alespoň 20% rezervy (v krajním případě 10%) nad nebo pod hodnotou výsledné fyzikální veličiny z výpočtu. V řadě případů v závislosti na změnách konfigurace sítě, počtu zapojených generátorů apod. je potřebné zjistit maximální a minimální možnou hodnotu příslušné fyzikální veličiny.

Například jestliže výpočtem vychází minimální hodnota zkratového proudu na nějakém silovém zařízení ve výši I_{KMIN} , pak jestliže chceme, aby nadproudová ochrana působila v celém rozsahu možných zkratových proudů, musí být nastavena na hodnotu:

$$I_{NAST} \leq 0,8 \cdot I_{KMIN} \qquad (2.8-14)$$

Naopak jestliže výpočtem vychází maximální hodnota zkratové impedance na nějakém silovém zařízení ve výši Z_{KMAX} , pak jestliže chceme, aby distanční ochrana působila v celém rozsahu možných zkratových impedancí, musí být nastavena na hodnotu:

$$Z_{NAST} \geq 1,2 \cdot Z_{KMAX} \quad (2.8-15)$$

V obou případech je dodržována 20% rezerva. (Výrazně měnící se impedance přichází v úvahu například na silovém transformátoru s přepínatelnými odbočkami za provozu).

Fyzikální veličiny nastavované do ochran jsou: proudy, napětí, impedance, výkony, frekvence včetně jejich kombinací a jejich časových změn. Výrazně odlišnou fyzikální veličinou nastavovanou do ochran a automatik je časové zpoždění působení ochrany nebo automatiky po překročení nebo podkročení nastavené hladiny jiné fyzikální veličiny.

2.8.4.1. Selektivita nastavení a působení

Při vzniku poruchy nebo přechodného děje, kdy je žádoucí funkce ochran a automatik, nastává změna fyzikálních veličin nejen na postiženém silovém zařízení nebo v postižené části sítě, ale v širokém okolí v závislosti na „elektrických vzdálenostech“ zapojených zdrojů, topologii sítě, zatížení sítě, napětíové hladině a dalších okolností. „Elektrickou vzdáleností“ rozumíme v podstatě ohmickou vzdálenost měřenou souslednou složkou impedance silového zařízení.

Protože každé silové zařízení provozované pod napětím má svou ochranu, je nanejvýše potřebné, aby porušené zařízení bylo v nejkratší možné době odpojeno od napětí nejbližšími vypínacími prvky. Přitom je žádoucí, aby bylo odpojeno pouze toto porušené zařízení a žádné další. Tento požadavek nazýváme „selektivitou“ působení ochran a automatik. Jedna z hlavních podmínek nutná pro dodržení selektivity působení ochran a automatik je dodržení správné selektivity nastavení. Již během výpočtu nastavení ochran a automatik je nutné mít na paměti tuto selektivitu nastavení.

Protože změna fyzikálních veličin při vzniku poruchy je největší v místě poruchy a nejbližším okolí, je možné dosáhnout selektivity nastavení ochran a automatik buď vhodným odstupňováním hladin velikostí, úhlových natočení, časových změn fyzikálních veličin, případně kombinací těchto hladin, nebo vhodným odstupňováním časových zpoždění působení po překročení nebo podkročení nastavených hladin.

Stále přitom je nutné mít na paměti základní a hlavní požadavek chránění, že každé silové zařízení musí být, pokud možno, při vzniku poruchy vypnuto v tzv. základním (nejkratším) čase ochran, jaký je možné fyzikálně dosáhnout. Pouze naprosto výjimečně, ve zvlášť zdůvodnitelných případech, kdy by hrozily větší škody na zařízení nebo ohrožení osob, je možné připustit dočasně chránění s omezeným časovým zpožděním.

Pro elektrické fyzikální veličiny se mezera mezi selektivně navazujícími hladinami nastavení ochran má dodržet ve výši alespoň 20%, v nutných případech alespoň 10 – 20% z velikosti nastavované veličiny. Pro zachování selektivity se odstup časového zpoždění u elektromechanických a statických elektronických ochran dodržoval alespoň 0,3 sec a větší, u digitálních ochran alespoň 0,2 sec a větší.

2.8.4.2. Vzájemné zálohování ochran a automatik

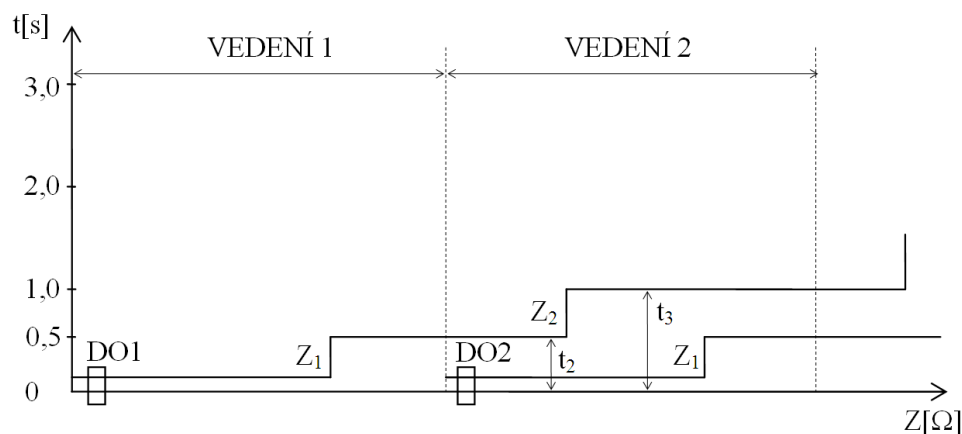
Na základě negativních zkušeností z období počátků všeobecné elektrizace, kdy docházelo v některých případech k podceňování významu a důležitosti chránění silových zařízení před následky poruch, byla již v historických dobách rozvoje elektrických sítí přijata zásada vzájemného zálohování ochran a automatik.

Vzájemné zálohování ochran dělíme na:

- místní
- dálkové

Místní zálohování spočívá v provozování dvou různých typů ochran (nebo alespoň stejného typu od dvou různých výrobců) v jednom místě (silovém vývodu), které se vzájemně zálohují. Při místním zálohování by mělo být zaručeno při selhání (závadě) jedné ochrany vypnutí od druhé ochrany v základním (minimálním) čase. Je snahou, aby obě vzájemně se zálohující ochrany byly na sobě maximálně nezávislé. Měly by být napájeny z různých zdrojů pomocného napětí, proudy by měly měřit z různých jader přístrojových transformátorů proudu (PTP), napětí by měly měřit ze samostatně jištěných obvodů přístrojových transformátorů napětí (PTN) vypínací obvody by měly používat napětí z různých zdrojů a měly by působit na různé vypínací cívkyp vypínače.

Dálkové zálohování spočívá v pokrytí chráněného zařízení kromě rychlé místní ochrany též vzdálenějšími ochranami většinou s časovým zpožděním působení. Příklad dálkového zálohování distančními ochranami je znázorněn na Obr. 2.8-29 v závislostní rovině čas/impedance, kde jsou uvedena dvě vedení zapojená do série. Pro názornost jsou zobrazeny pouze distanční ochrany na levých stranách obou vedení DO1 a DO2 a jejich vzájemné dálkové zálohování. Dálkové zálohování je tedy méně účinné, při selhání (závadě) místní ochrany nezaručuje rychlé vypínání při poruchách a rovněž jeho pokrytí nebývá na 100% rozsahu zálohovaného silového zařízení – viz časy zpoždění ochrany t_2 , t_3 na obrázku. Pouze dálkové zálohování se používá v sítích nízkého, vysokého napětí a také v méně důležitých sítích 110 kV. V přenosových soustavách se používá většinou jen jako doplňkové k místnímu zálohování.



Obr. 2.8-29 Dálkové zálohování distančních ochran

Důvody zavedení zásady vzájemného zálohování ochran a automatik jsou následující:

- Závada ochrany nebo automatiky: Uvnitř ochrany a automatiky může nastat vnitřní závada, mimo jiné také proto, že ochrany a automatiky jsou v provozním stavu trvale pod sekundárním napětím PTN a trvale napájeny sekundárním proudem PTP. Tato vnitřní závada nedovolí provedení normální funkce ochrany v případě vzniku poruchy na silovém zařízení. Tento nežádoucí stav byl zvláště nebezpečný v dřívějších dobách při používání výlučně elektromechanických a statických elektronických ochran a automatik, případně jejich různých kombinací. Tyto konstrukční typy neumožňovaly tzv. samotestování (autodiagnostiku) na rozdíl od současných moderních digitálních typů, kde samotestování probíhá automaticky trvale pomocí speciálního SW. Proto se u starších konstrukčních typů ochran a automatik kladl důraz na provádění pravidelných sekundárních kontrol (revizí funkce), přičemž časové mezery mezi jednotlivými kontrolami byly stanoveny většinou na maximální dobu 1 rok. V krajním případě nepříznivé souhry okolností mohla ochrana staršího konstrukčního typu být tedy až 1 rok vadná. U moderních digitálních typů ochran se, vzhledem ke dnešní zvýšené spolehlivosti elektronických dílů a součástek a probíhajícího samotestování, volí časová mezera mezi sekundárními kontrolami 3-5 let.
- Fyzikální rozmanitost poruch: vlivem velkého množství časově se měnících podmínek v silovém systému včetně náhodnosti vzniku poruchy v kterémkoliv místě silového zařízení lze konstatovat, že neexistují dvě naprosto stejné poruchy. Rozmanitost a náhodnost vzniku poruchy z hlediska okamžitého reálného stavu sítě, typu přechodného děje, umístění poruchy a dalších vlivů je značně velká. Žádná ochrana však nezvládne plný rozsah všech typů poruch se stoprocentním pokrytím. Aby se zvýšilo zabezpečení pokrytí pokud možno všech typů poruch na chráněném silovém zařízení, byla např. v přenosové soustavě ČR již cca v 70. - 80. letech min. století přijata zásada vzájemného místního zálohování dvěma různými typy ochran nebo dvěma ochranami stejného typu od dvou různých výrobců.

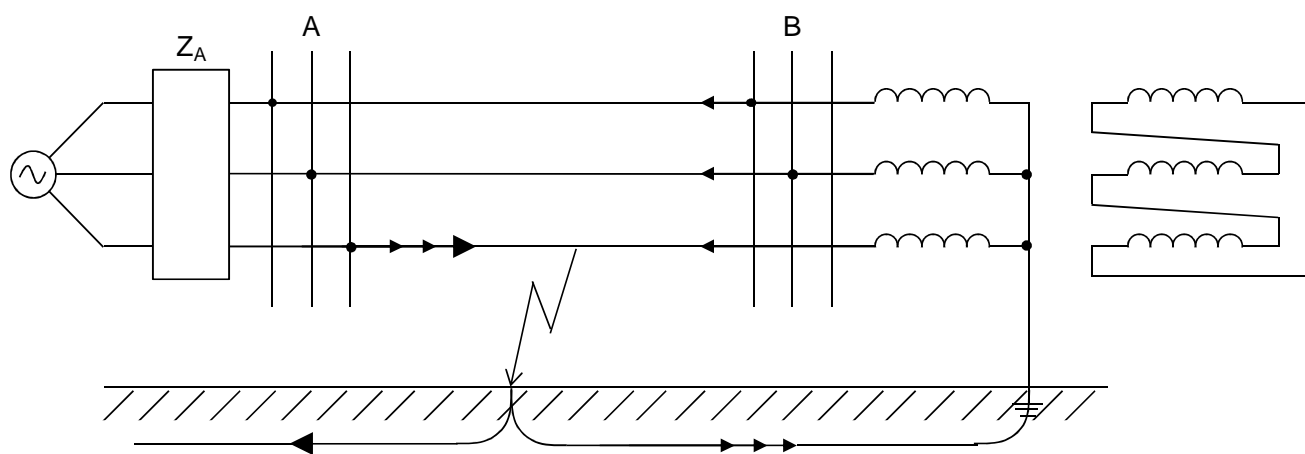
2.8.4.3. Udržení stability provozu elektráren

Každá porucha, ať příčná nebo podélná, může narušit více či méně stabilitu provozu blízkých generátorů. Do oblasti narušení stability počítáme také nebezpečí ztráty synchronismu provozu generátorů do rozvodné sítě. Pro příčné poruchy (zkraty) platí zásadní již vícekrát opakovaný požadavek co nejrychlejšího vypnutí postiženého zařízení. Jakékoliv zpožděné vypínání zvláště při vícefázových příčných poruchách má velmi nepříznivý vliv na stabilitu provozu blízkých generátorů. Při podélných poruchách (přerušení fáze nebo fází) není naproti tomu žádoucí rychlé vypínání zařízení, ale je potřebné co nejrychlejší identifikace místa přerušení a jeho odstranění. Přitom, pokud to neohrožuje generátory, je po omezenou

dobu přípustný provoz například u vedení pouze po dvou fázích. V současnosti však, kdy se provozují citlivé zemní nadproudové ochrany, dojde od určitého provozního zatížení k náběhu těchto ochrany a následnému vypínání postiženého zařízení v nastaveném časovém zpoždění.

Protože poruchy na venkovních vedeních jsou většinou přechodného charakteru, je velmi žádoucí používat automatiku opětného zapínání (OZ). Automatika OZ pracuje tak, že po rychlém vypnutí vypínače ochranou odměří čas beznapěťové pauzy a po jeho uplynutí vydá zapínací povel na vypínač. Jestliže během beznapěťové pauzy dojde i k deionizaci zkratového oblouku a obnovení elektrické pevnosti v původním místě poruchy, po zapnutí vypínače je provoz vedení plně obnoven. V tomto případě se jedná o tzv. úspěšné OZ. Jestliže po zapnutí napětí dojde k obnovení poruchy (zkratu) jedná se o tzv. neúspěšné OZ. V tomto případě následné vypnutí poruchy bývá definitivní.

V sítích s účinně uzemněným uzlem (VN a VVN) se většinou provozuje režim pouze jednoho rychlého automatického opětného zapínání. Beznapěťová pauza je volena v závislosti na počtu vypínaných pólů vypínače. U jednopólových OZ se volí beznapěťová pauza 0,6 – 1,2 sec, u vícefázových OZ se volí beznapěťová pauza cca 0,3 sec, kterou lze považovat za minimální z hlediska mechanických schopností vypínače. V případě jednofázových zemních poruch probíhá pouze jednofázové OZ. Beznapěťová pauza je zde volena delší, aby se zvýšila pravděpodobnost deionizace oblouku a také pro vybití náboje dané kapacitami od zdravých fází, které jsou pod napětím. U jednofázového přerušení provozu vedení je také výrazně nižší nebezpečí narušení synchronismu blízkých generátorů, protože dvě fáze zůstávají v provozu. V případě neúspěšného OZ probíhá vypnutí druhého zkratu jako definitivní třífázové. Pro vícefázové poruchy je volen většinou režim třífázového OZ. Protože v době beznapěťové pauzy jsou všechny tři fáze bez napětí, je vyšší pravděpodobnost úspěšné deionizace zkratového oblouku a postačuje proto kratší beznapěťová pauza. Rovněž z hlediska možného narušení synchronismu blízkých generátorů je kratší beznapěťová pauza vhodnější. Pokud by byl zájem provozovat režim třífázového OZ na vedeních, přes která je vyveden výkon elektrárny do sítě, je nezbytné použít kontrolu synchronismu (tzv. synchrocheck), který dovolí opětné zapnutí pouze při splnění synchronizačních podmínek. Požadavek automatické kontroly synchronismu platí pro provoz třífázového OZ hlavně na tzv. blokových vedeních, které spojují jednotlivé generátory (přes blokové transformátory) se sítí. V sítích s účinně uzemněným uzlem je někdy účelné provozovat režim pouze třífázového OZ. Jedná se o případy, kdy se přes vedení jednostranně napájí transformátory s terciárním vinutím uzavřeným do trojúhelníka a strana transformátoru není vybavena ochranou a vypínačem na vývodu vedení. Vlivem průtoku netočivé složky proudů ze strany transformátoru by nemuselo dojít ke zhasnutí oblouku (viz Obr. 2.8-30).



Obr. 2.8-30 Vliv transformátoru s vinutím zapojeným do Δ na průběh zkratových proudů

V sítích s neúčinně uzemněným uzlem (vn) se často provozuje režim dvojitého OZ, napřed proběhne rychlé OZ a následně tzv. pomalé OZ. Rychlé OZ bývá nastaveno stejně jako v sítích s účinně uzemněným uzlem. Pomalé OZ bývá nastaveno s beznapěťovou pauzou 1-3 minuty a následuje po neúspěšném rychlém OZ. V těchto sítích má smysl provozovat režim pouze třífázového OZ.

Kromě požadavku rychlého vypínání zkratů a funkce automatického OZ, které ohrožují hlavně dynamickou stabilitu generátorů, je potřebné zkoumat také jejich statickou stabilitu provozu. Statická stabilita generátorů může být ohrožena při postupném přetěžování sítě, poklesu napětí pod stabilní meze apod. Jako ochrana sítě proti ztrátě stability může sloužit ochrana proti asynchronnímu chodu, která

vyhodnocuje rychlost a tvar pohybu impedance v impedanční rovině. Pro vlastní generátory může tuto funkci zastávat ochrana proti prokluzu pólů.

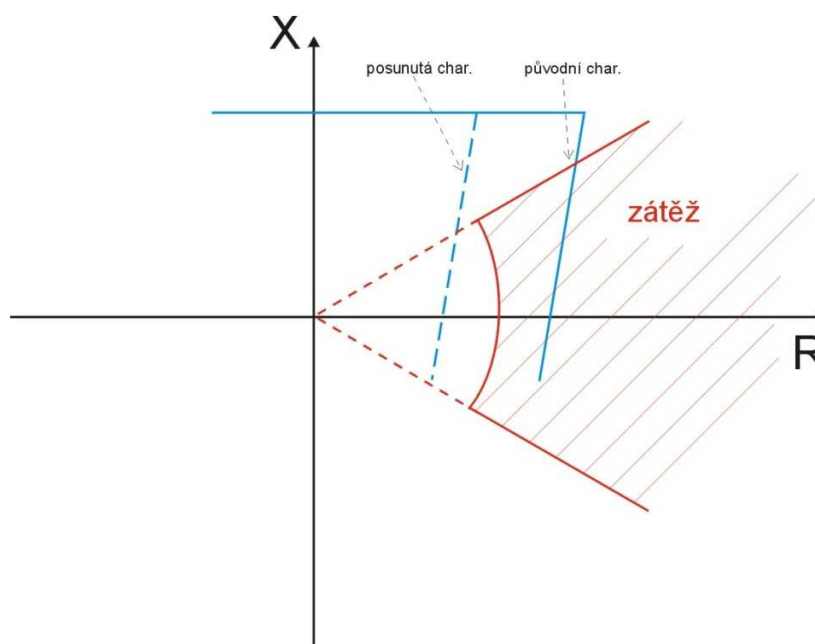
V posledním období se začíná využívat sběr a zpracování tzv. synchronizovaných fázorů, které jsou snímány s velkou časovou přesností z mnoha míst sítě (WAMS z angl. „Wide Area Measuring System“), přenášeny do dispečerského centra a dále zpracovávány k dalšímu využití zejména pro analýzy průběhu větších systémových poruch a pro analýzu tzv. systémových kyvů. Uvažuje se i o využití WAMS např. pro hlídání stability, varování před napěťovým kolapsem, varování před tepelným přetěžováním silových zařízení atd.

2.8.5. Adaptivní ochrany s přizpůsobitelným nastavením a algoritmem

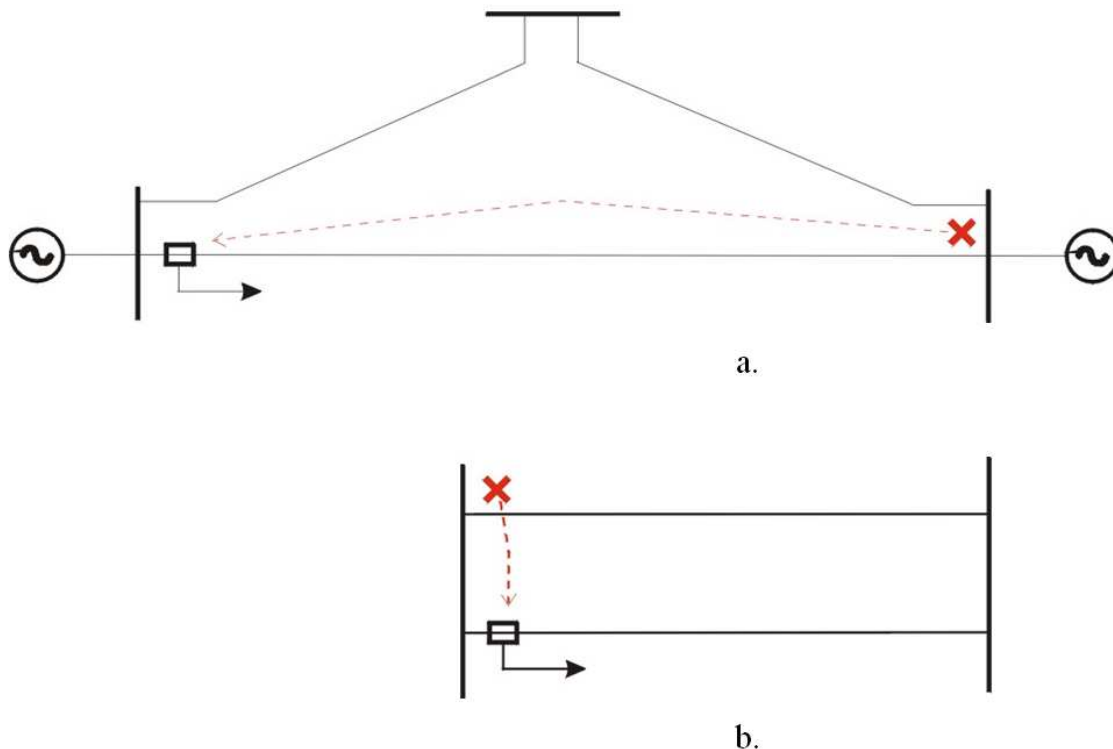
Ve vybraných případech výpočtů kompromisního nastavení ochran na určité stanovené síťové podmínky dochází za jiných síťových podmínek k možnému výraznému ovlivnění rozsahu funkce ochran. Proto byly vykonány v minulosti různé studie, jak by bylo možné u různých typů ochran pružně přizpůsobovat nastavené parametry, a to nejen se změnou síťových podmínek, ale také v průběhu přechodného děje. Tyto studie vyústily do konstrukčních provedení tzv. adaptivních ochran a jsou známy příklady použití hlavně u jaderných elektráren a ve vojenské oblasti.

Příklady funkcí adaptivních ochran jsou následující:

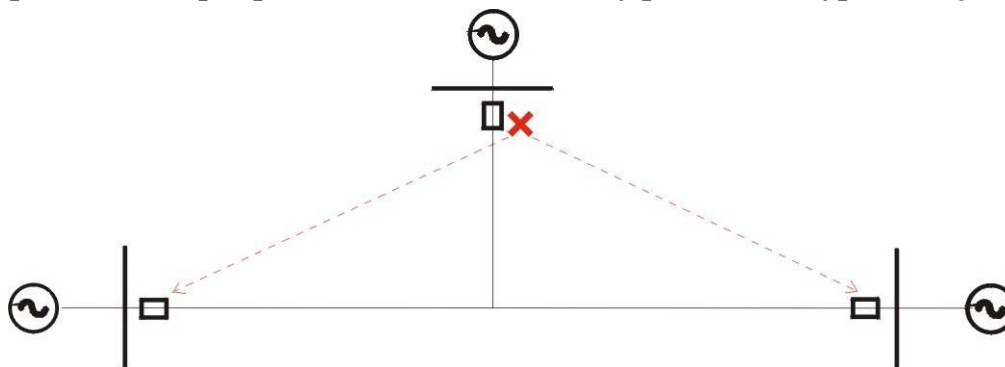
1. přizpůsobování impedančních charakteristik distančních ochran zvyšujícímu se zatížení - charakteristika ustupuje před zvyšující se zátěží a v případě zkratu se mžikově změnil na původní charakteristiku, jak je znázorněno v impedanční rovině na Obr. 2.8-31 (podrobnosti viz [9]).
2. přizpůsobování nastavení prvních dvou impedančních charakteristik distančních ochran v závislosti na stavu zapnutí nebo vypnutí protilehlého vývodu, nebo stavu zapnutí či vypnutí paralelního vedení. Tato funkce vyžaduje rychlý přenos stavu vypínačů do adaptivní ochrany- viz Obr. 2.8-32
3. přizpůsobení nastavení distančních ochran v závislosti na konfiguraci sítě spočívající v přítomnosti nebo nepřítomnosti bočního napájení – viz Obr. 2.8-33 (podrobnosti viz [4])
4. přizpůsobení nastavení citlivého rozdílového členu rozdílové ochrany transformátoru v závislosti na pozici odbočky transformátoru.
5. přizpůsobování se změně průběhu přechodného děje
6. přizpůsobení počtu vypínaných pólů vypínače a času beznapěťové pauzy při automatickém opětovném zapínání (OZ) v závislosti na poměrech ve všech fázích a podle skutečného rozvoje poruchy. Např. místo třífázového OZ provést pouze dvoufázové OZ, které může být příznivější pro udržení synchronismu připojeného generátoru jako na Obr. 2.8-34.



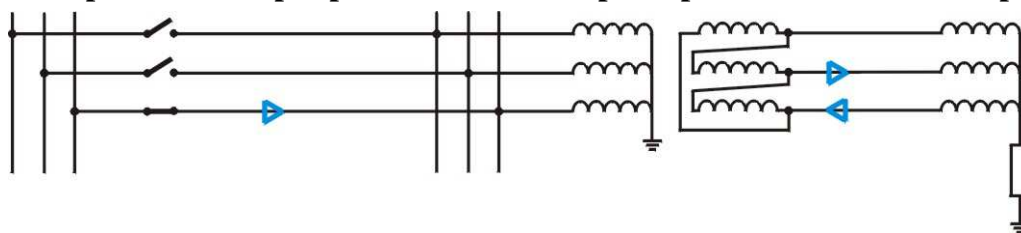
Obr. 2.8-31 Adaptivní funkce přizpůsobování odporového dosahu stavu zatížení



Obr. 2.8-32 Adaptivní funkce přizpůsobení nastavení ochrany podle stavu vypínače v jiném vývodu



Obr. 2.8-33 Adaptivní funkce přizpůsobení nastavení podle přítomnosti bočního napájení



Obr. 2.8-34 Adaptivní funkce automatiky OZ

Detailnější přehled a popis principů adaptivních ochran lze nalézt například v referencích [4], [8].

Literatura ke kapitole 2.8

- [1] L. Postler: „Ochranné, řídicí a sdělovací přístroje v elektrizačních soustavách I“, SNTL Praha 1961
- [2] L. Postler: „Ochranné, řídicí a sdělovací přístroje v elektrizačních soustavách II, SNTL Praha 1957
- [3] S. Horowitz, A. Phadke: „Power System Relaying“, Research Studies Press 1995
- [4] A. Phadke, J. Thorp: „Computer Relaying for Power Systems“, Research Studies Press 1988
- [5] G. Ziegler: „Digitaler Distanzschutz“, 1999, ISBN 3-89578-141-X
- [6] G. Ziegler: „Numerical Distance Protection“, 2006, ISBN 3-89578-266-1
- [7] K. Máslo: Systémové poruchy v elektrizační soustavě - technicko fyzikální pohled, sborník 8. mezinárodní konference Electric Power Engineering (ISBN 978-80-248-1391-2), Dlouhé Stráně 2007
- [8] Benmouyal, Hou, Tziouvaras: „Zero-setting power-swing blocking protection“, článek je k dispozici na <http://www.selinc.com/literature/literature.aspx?fid=282>
- [9] Horowitz, Phadke: „Adaptive Relaying in Transmission Systems“, IEEE Transaction on Power Delivery, říjen 1988

Obsah

2.	Popis elektrizační soustavy	1
2.1.	Základní charakteristiky a koncepty	1
2.1.1.	Základní východiska popisu ES	3
2.2.	Venkovní vedení, kabely a kompenzační prostředky	4
2.2.1.	Odvození fázových parametrů venkovního vedení	4
2.2.2.	Odvození složkových parametrů venkovního vedení	13
2.2.3.	Nepříznivé vlivy netranspozice fázových vodičů venkovních vedení	16
2.2.4.	Odvození složkových parametrů kabelů	17
2.2.5.	Zatížitelnost venkovních vedení	22
2.2.6.	Kompenzační prostředky	24
2.3.	Transformátory	25
2.3.1.	Transformátory s regulací fáze	28
2.3.2.	UPFC	30
2.4.	Synchronní stroje	32
2.4.1.	Synchronní stroj s permanentními magnety a plno-výkonovým měničem	36
2.5.	Budící systémy synchronních strojů	37
2.5.1.	Dynamické modely budících souprav	38
2.5.2.	Regulátor buzení	42
2.6.	Primární pohony a zdroje energie	45
2.6.1.	Parní turbína	46
2.6.2.	Vodní turbína	47
2.6.3.	Paroplynový cyklus	48
2.6.4.	Vznětový motor s přeplňováním	50
2.6.5.	Větrná turbína	51
2.6.6.	Regulátor turbíny	53
2.6.7.	Fotovoltaická elektrárna	55
2.7.	Asynchronní stroje	59
2.7.1.	Asynchronní motor s kotvou nakrátko	59
2.7.2.	Asynchronní generátor napájený do rotoru frekvenčním měničem	60
2.8.	Ochrany a automatiky	62
2.8.1.	Nadproudové ochrany	64
2.8.2.	Proudové rozdílové a srovnávací ochrany	66
2.8.3.	Impedanční ochrany a automatiky	71
2.8.4.	Zásady nastavování ochran a automatik	83
2.8.5.	Adaptivní ochrany s přizpůsobitelným nastavením a algoritmem	87